

**НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ
ІНСТИТУТ ПРОБЛЕМ МІЦНОСТІ
ім. Г.С. Писаренка**

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ТЕРНОПІЛЬСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
ім. Івана Пулюя**

ЗАХІДНИЙ НАУКОВИЙ ЦЕНТР НАН І МОН УКРАЇНИ

**НАУКОВА РАДА З ПРОБЛЕМИ
“МЕХАНІКА ДЕФОРМІВНОГО ТВЕРДОГО ТІЛА”
ПРИ ВІДДІЛЕННІ МЕХАНІКИ НАН УКРАЇНИ**

**НАУКОВА РАДА З ПРОБЛЕМИ “ФІЗИКО-ХІМІЧНА МЕХАНІКА МАТЕРІАЛІВ”
ПРИ ВІДДІЛЕННІ ФІЗИКО-ТЕХНІЧНИХ ПРОБЛЕМ МАТЕРІАЛОЗНАВСТВА**

НАУКОВЕ ТОВАРИСТВО ІМ. ШЕВЧЕНКА

УКРАЇНСЬКЕ ТОВАРИСТВО З МЕХАНІКИ РУЙНУВАННЯ МАТЕРІАЛІВ

**ТЕРНОПІЛЬСЬКА ОБЛАСНА ОРГАНІЗАЦІЯ УКРАЇНСЬКОГО СОЮЗУ
НАУКОВО-ТЕХНІЧНОЇ ІНТЕЛІГЕНЦІЇ**

ПОШКОДЖЕННЯ МАТЕРІАЛІВ ПІД ЧАС ЕКСПЛУАТАЦІЇ, МЕТОДИ ЙОГО ДІАГНОСТУВАННЯ І ПРОГНОЗУВАННЯ

Праці конференції

19–22 в е р е с н я 2017 р.

**Тернопіль
2017**

Голова програмного комітету

Ясній П.В. (Україна)

Співголова програмного комітету

Харченко В.В. (Україна)

Голова організаційного комітету

Марущак П.О. (Україна)

Науковий секретар

Окіпний І.Б. (Україна)

Члени програмного комітету

Азарі Ж.	(Франція)	ОкрайниЄ.	(Польща)
Андрейків О.Є.	(Україна)	Назарчук З.Т.	(Україна)
Большаков В.І.	(Україна)	Никифорчин Г.М.	(Україна)
Бобир М.І.	(Україна)	Панасюк В.В.	(Україна)
Брезінова Ж.	(Словаччина)	Плювінаж Г.	(Франція)
Губеляк Н.	(Словенія)	Поклуда Й.	(Чехія)
Гуцайлюк В.	(Польща)	Прентковскіс О.	(Литва)
Дітцель В.	(Німеччина)	Скальський В.Р.	(Україна)
Журавков М.А.	(Білорусь)	Седмак О.	(Сербія)
Карпінтері А.	(Італія)	Северин А.	(Польща)
Кушнір Р.М.	(Україна)	Сосновський Л.А.	(Білорусь)
Красовський А.Я.	(Україна)	Сулим Г.Т.	Україна
Котречко С.О.	(Україна)	Снєжек Л.	(Польща)
Крижанівський Є.І.	(Україна)	Торібіо Є.	(Іспанія)
Лапуста Ю.	(Франція)	Троїцький В.О.	(Україна)
Тот Л.	(Угорщина)	Трошенко В.Т.	(Україна)
Лобанов Л.М.	(Україна)	Фомічов П.О.	(Україна)
Мено А.	(Марокко)	Бхаскар А.	(Великобританія)

П66 Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування. Праці V Міжнародної науково-технічної конференції, (Тернопіль 19-22 вересня 2017 р.) – Тернопіль: Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, 2017. – 264 с.

ISBN 978-966-305-083-6

У збірнику висвітлені доповіді V Міжнародної науково-технічної конференції "Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування" (Тернопіль, 19-22 вересня 2017 р.). Розглянуто наступні питання: розсіяне і локалізоване пошкодження матеріалів; діагностування пошкоджень; методи описування і прогнозування пошкоджуваності матеріалів; оцінювання залишкового ресурсу елементів конструкцій.

Відповідальний редактор П.В. Ясній

Всі права захищені. Жодна з доповідей цього видання не може бути повністю чи частково відтворена або розмножена електронним, механічним, фото- чи будь-яким іншим способом без попереднього письмового погодження з програмним комітетом конференції. Всі доповіді відтворено з дозволу їх авторів.

Видавець не несе відповідальності за будь-який збиток, заподіяний особам чи власності внаслідок некоректності наданої в збірнику інформації або при використанні будь-яких методів, виробів чи ідей, які описано в поданих авторами доповідях.

ISBN 978-966-305-083-6

©Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, 2017

**G.S. PISARENKO INSTITUTE FOR PROBLEMS OF STRENGTH
THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF UKRAINE**

MINISTRY EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE

TERNOPIL IVAN PUL'UJ NATIONAL TECHNICAL UNIVERSITY

WEST SCIENTIFIC CENTER OF THE NAS AND MES OF UKRAINE

**SCIENTIFIC COUNCIL "MECHANICS OF A DEFORMABLE SOLID"
NAS OF UKRAINE**

**SCIENTIFIC COUNCIL "PHYSICOCHEMICAL MECHANICS OF MATERIALS,"
NAS OF UKRAINE**

UKRAINIAN SOCIETY ON FRACTURE MECHANICS

SHEVCHENKO SCIENTIFIC SOCIETY

**TERNOPIL REGIONAL SOCIETY OF THE UKRAINIAN UNION OF SCIENTIFIC
AND TECHNICAL INTELLECTUALS**

IN-SERVICE DAMAGE OF MATERIALS, ITS DIAGNOSTICS AND PREDICTION

Proceedings of the Conference

September 19–20, 2017

**Ternopil
2017**

Co-Chairmen of the Program Committee

Yasniy P. V. (Ukraine)

Kharchenko V.V. (Ukraine)

Chairman of the Organizing Committee

Maruschak P.O. (Ukraine)

Scientific secretary

Okipnyi I.B. (Ukraine)

Members of the Program Committee

Azari Z.	<i>(France)</i>	Okrajni J.	<i>(Poland)</i>
Andreikiv, O.	<i>(Ukraine)</i>	Nazarchuk Z.T.	<i>(Ukraine)</i>
Bolshakov V.	<i>(Ukraine)</i>	Nykyforchyn H.	<i>(Ukraine)</i>
Bobyr M.I.	<i>(Ukraine)</i>	Panasyuk V.	<i>(Ukraine)</i>
Brezinova J.	<i>(Slovakia)</i>	Pluvinage G.	<i>(France)</i>
Gubeljak N.	<i>(Slovenia)</i>	Pokluda J.	<i>(Czech Republik)</i>
Hutsaylyuk V.	<i>(Poland)</i>	Prentkovskis O.	<i>(Lithuania)</i>
Dietzel W.	<i>(Germany)</i>	Skalskyi V.	<i>(Ukraine)</i>
Zhuravkov M.	<i>(Belarus)</i>	Sedmak A.	<i>(Serbia)</i>
Carpinteri A.	<i>(Italy)</i>	Seweryn A.	<i>(Poland)</i>
Kushnir R.	<i>(Ukraine)</i>	Sosnovskiy L.	<i>(Belarus)</i>
Krasowskii A.	<i>(Ukraine)</i>	Sulym H.	<i>(Ukraine)</i>
Kotrechko S.	<i>(Ukraine)</i>	Snizek L.	<i>(Poland)</i>
Kryzhanivsky Ye.	<i>(Ukraine)</i>	Toribio J.	<i>(Spain)</i>
Lapusta Yu.	<i>(France)</i>	Troitskyi V.	<i>(Ukraine)</i>
Tot L.	<i>(Hungary)</i>	Troshchenko V.	<i>(Ukraine)</i>
Lobanov L.	<i>(Ukraine)</i>	Fomichev P.	<i>(Ukraine)</i>
Menou A.	<i>(Morocco)</i>	Bhaskar A.	<i>(GB)</i>

П66 In-Service Damage of Materials, its Diagnostics and Prediction. Proceeding of the International Conference “In-Service Damage of Materials, its Diagnostics and Prediction” Ternopil September 19-22, 2017).– Ternopil: TNTU, 2017 –264 c.

ISBN 978-966-305-083-6

The book comprises the papers presented at the International Conference “In-Service Damage of Materials, its Diagnostics and Prediction” (Ternopil, September 19-22, 2017). Which consider the following problems: localized and nonlocalized damage of materials; damage diagnostics; methods for describing and predicting material damaging; residual life assessment for structural elements.

All rights reserved. No part of this publication may be reproduced, stored in retrieval system, or transmitted in any means, electronic, mechanical, photo-copying or otherwise, without the prior written permission of the Conference Program Committee. The papers are reproduced by permission of individual authors.

No responsibility is assumed by the publisher for any injury and/or damage to persons or property as a matter of products liability, negligence or otherwise, or from any use or operation of any methods, products, instructions or ideas contained in the material herein.

Edited by P.V. Yasniy

ISBN 978-966-305-083-6

©Ternopil Ivan Pulu'uj National
Technical University,2017

ПЕРЕДМОВА

Упродовж експлуатації матеріали елементів конструкцій зазнають пошкодження, природа якого залежить від виду навантаження та умов експлуатації (високі та низькі температури, циклічне навантаження, корозійне середовище, радіаційне опромінення і т.д.).

Діагностика й описування пошкодження матеріалів важливі для розроблення методів підвищення надійності, прогнозування залишкового ресурсу елементів конструкцій та оптимізації фізико-механічних властивостей матеріалів.

Дослідження пошкоджуваності металів присвячені як розробленню фундаментальних основ описування цього явища, так і створенню методів оцінювання міцності й довговічності елементів конструкцій з урахуванням усього комплексу конструктивних та експлуатаційних факторів.

Дана конференція є одним із форумів, присвячених розгляду результатів досліджень даної проблеми.

Проведення Міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування” дасть змогу проаналізувати і узагальнити результати нових теоретичних і експериментальних досліджень процесів накопичення пошкоджень, зародження й розвитку тріщин, діагностування з метою забезпечення міцності та надійності елементів конструкцій.

*Голова програмного комітету
П.В.Ясній*

FOREWORD

During operation, materials of structural elements are subjected to damages whose nature is dependent on the mode of loading and operating conditions (high and low temperatures, cyclic loading, corrosive medium, irradiation, etc.).

Diagnostics of material damages and their description are of importance for the development of the methods for improving the reliability, prediction of the residual life of structural elements and optimization of the physico-mechanical properties of materials.

Investigations of the damage accumulation in metals involve both the development of the fundamentals for describing this phenomenon and methods for assessing the strength and life of structural elements taking into account the whole set of the design and operational factors.

The Conference is one of the forums dealing with consideration of the results of investigations of this problem.

The International Conference “In-Service Damage of Materials, its Diagnostics and Prediction” will allow analyzing and generalizing the results of new theoretical and experimental studies into the processes of damage accumulation, crack initiation and propagation, diagnostics of damages with a view to ensuring the strength and reliability of structural elements.

*Co-Chairmen of the Program Committee
Yasniy P.V.*

**MICROFRACTOGRAPHY OF STATIC TENSILE TESTS FRACTURES OF
1.4539 AUSTENITIC STEEL AND 1.4742 FERRITIC STEEL WELDED
JOINTS**

Barbara NASIŁOWSKA¹, Zdzisław BOGDANOWICZ², Janusz FLĄDRO³, Mariusz NOGA⁴, Paweł PASTUSZKA², Bartosz SIERAKOWSKI¹, Kazimierz ZEGAR⁴

¹Military University of Technology, Institute of Optoelectronics, Poland, 00-908, Warsaw, Kaliskiego St., 2

²Military University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering, Poland, 00-908, Warsaw, Kaliskiego St., 2

³Zakłady Budowy Aparatury Chemicznej – Grupa Azoty w Tarnowie, Poland, 33-101, Kwiatkowskiego st. 8, Tarnow

⁴Grupa Azoty PROREM Sp. z o.o., Poland, 47-220, Mostowa st. 24 D Kędzierzyn – Koźle

The paper presents the results of microfractography of static tensile test fractures of welded joints of 1.4539 austenitic steel and 1.4742 ferritic steel utilized for chemical installations production. The tested types of steel resistant to corrosion indicated two different types of fracturing. In case of ferritic steel, it was brittle fracturing on the boundaries of grains, whereas, in case of austenitic steel it was plastic fracturing.

INTRODUCTION

Fracture in plastic materials occurs when the material consistency is exceeded in the slip planes. In [3] metallurgical and mechanical properties of autogeneous and activated compound flux assisted gas tungsten arc welding (GTAW) of super-austenitic stainless steel, AISI 904L were compared. Compound flux containing 85% SiO₂–15% TiO₂ was used. Tensile studies showed that the fracture occurred at the fusion zone for both the weldments. Ductility was found to be greater for the flux-assisted weldments. This paper also investigates the structure–property relationships of AISI 904L weldments using the combined techniques of optical and scanning electron microscopy.

Document [4] presents that the tensile test was carried out, and the yield strength and tensile strength of the joints were determined and their fracture surfaces were analyzed through scanning electron microscope (SEM). The tensile test was carried out, and the yield strength and tensile strength of the joints were determined and their fracture surfaces were analyzed through SEM. Finally, the FW parameters were optimized using PSO technique. It was found, that difficult weld by fusion welding process material can easily weld by FW process.

Paper [5] presents the bead geometry, microstructure and mechanical properties of AISI 904 L super austenitic stainless steel joint by CO₂ laser-GMAW hybrid welding process. A detailed study of CO₂ laser-GMAW hybrid welding with different shielding gas mixtures in different ratio (50%He+50%Ar, 50%He+45%Ar+5%O₂, and 45%He+45%Ar+10%N₂) was carried out on AISI 904 L super austenitic stainless steel sheet of 5 mm thickness. The X-ray diffraction was used to analyze the phase composition, while the microstructural characterization was performed by phase microscopy of the joints. The impact and tensile tests were performed and fracture surface morphology had been analyzed through scanning electron microscope (SEM). The results showed that the joint by laser-GMAW hybrid had higher tensile and impact strength than the base metal. The fractography observation showed the cup-cone shaped fracture while the hybrid welding joint mixed mode of fracture.

Nanoindentation experiments were conducted by using a Triboindenter instrumented nanoindenter (Hysitron, USA), calibrated on pure aluminum and silica on the deformed stainless steel 904L and 316L what as described in [6]. Grain boundaries with twinning boundaries is higher than that without twinning boundaries for 904L SS, it should be the effect of twin boundaries

existence. The texture evolution of rolled 904L stainless steel which is austenitic phase were symmetrically at room temperature to different reductions, i.e., 0%, 20%, 40%, 60% and 80% were also researched, the result suggests a strong influence of the micromechanical incompatibility of the austenite phases on the texture evolution.

Characterization of intermetallic phases formed in the heat affected zone of a welded superaustenitic stainless steel of composition Fe-0.02C-3Mn-24Cr-7.3Mo-22Ni-0.5Cu-0.5N (wt %) was presented in [7]. Grain boundary precipitates at various distances from the fusion line have been investigated regarding crystal structures, compositions, and particle morphologies. A correlation of precipitation with the temperature history recorded in the heat affected zone was also performed. Two different precipitates, σ and R, were detected in the heat affected zone. These precipitates were evenly distributed along grain boundaries and had platelike shapes with typical lengths of 200–900 nm and 30–300 nm for σ and R, respectively. Near the fusion line, coexistence of R and σ phases was observed but, at larger distances, only R phase was found, indicating a lower temperature of formation for this phase. The available analysis of literature lacks a detailed comparative analysis of micrography of a static attempt to break welded joints of 1.4539 and 1.4742 stainless steel operating in the chemical installations.

The article purpose is to determine the properties of material, the crystalline structure as well as the purity and homogeneity based on the microfractography of static tensile test fractures of welded joints of 1.4539 austenitic steel and 1.4742 ferritic steel.

1. RESEARCH OBJECT

Welded joints made of 1.4539 austenitic steel with TIG method and made of 1.4742 ferritic steel with MAG method were subjected to comparative investigations of a static tensile test.

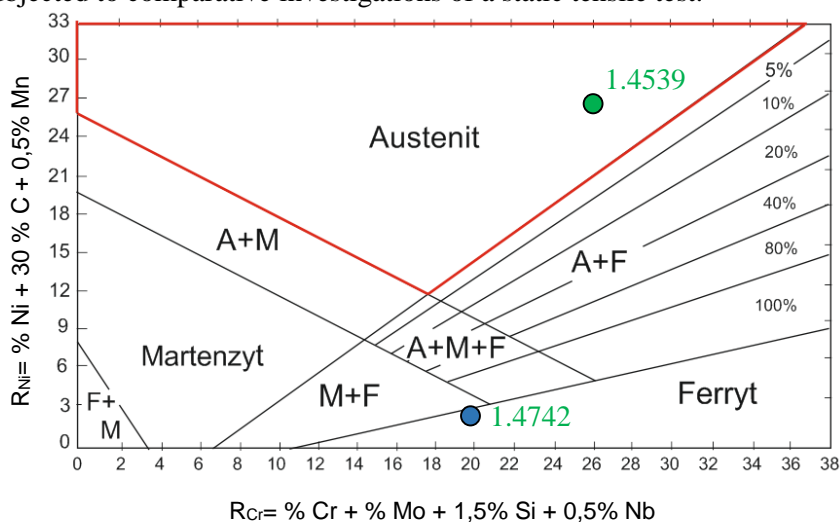


Fig. 1. Shaeffler's chart, for determining the phase components, with an equivalent chemical composition of the tested 316L steel marked [8]

According to L. A. Schaffler, a weld structure after it is completely cooled down depends on the ratio of austenite-forming components to ferrite-forming components [8, 9]. The considered types of corrosion resistant steels differ with a content of austenite-forming and ferrite-forming components responsible for forming the area of ferrite (Fig. 1). Chemical composition of the analyzed samples as delivered is presented in Table 1.

Table 1. Chemical composition of 1.4539 and 1.4742 steels

zaw. proc percentage	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Inne other
1.4539	≤0.02	≤0.70	≤2.00	0.030	≤0.010	19.0÷21.0	4.0÷5.0	24.0÷26.0	N≤0.15 Cu 1.20÷2.00
1.4742	>0.12	0.70÷1.40	>1.00	>0.04	>0.015	17.0÷19.0	-	-	Al: 0.70 ÷1.70

TIG and MAG welds were made according to the same production technology as is utilized in Zakłady Budowy Aparatury Chemicznej – Grupa Azoty in Tarnow. After chamfering edge (V)

(Fig. 2a), there was conducted a welding process through two passages from the face side (Fig. 2 c – 1 and 2), then the weld ridge was undercut (Fig. 2 b – grinding) and pre-welded (Fig. 2 c – 3).

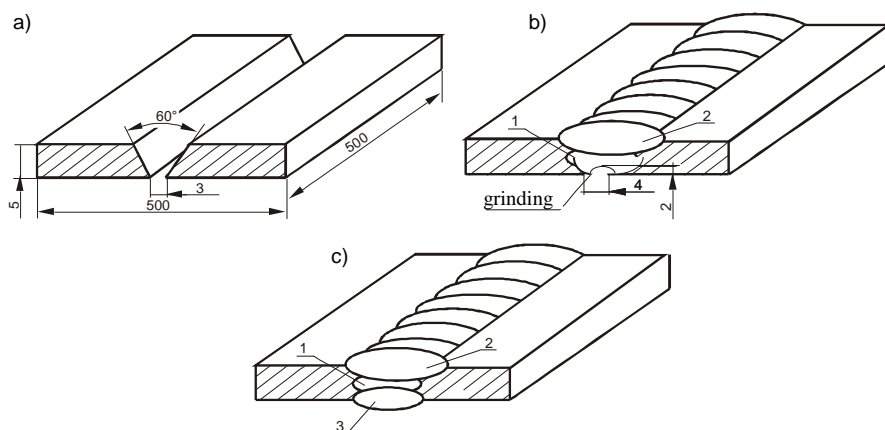


Fig. 2. Geometry of metal sheet elements preparation before welding (a) and a scheme of weld ridge undercutting (b) and pre-welding (c) according to technology utilized in Zakłady Budowy Aparatury Chemicznej – Grupa Azoty in Tarnow

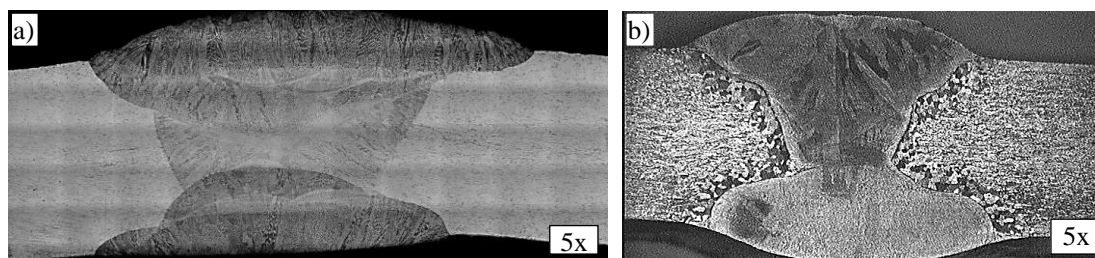


Fig. 3. Structure of a weld made of 1.4539 austenitic steel with TIG method and weld made of 1.4742 ferritic steel with MAG method

Structural analysis of metallographic microsections (Fig. 3) proved that a flat coagulation front with a gradual fusion of grain boundaries occurred in the weld made with TIG method. A clearer growth of the grains near the fusion line in the heat affected zone occurred in the welded joint made of 1.4742 ferritic steel compared to the joint made of 1.4539 austenitic steel. In the heat-affected zone, where the material did not undergo fusion, fast fluctuations in temperature caused structural changes characterized with coarseness.

The material of the weld, which underwent a total fusion during welding, after transition into the solid state, was characterized with a dendritic structure in the pillar form perpendicularly oriented to the heat dissipation front.

Based on the tests results, mechanical properties of 1.4539 austenitic steel and 1.4742 ferritic steel were determined in respect to normative values.

Table 2. Mechanical properties of 1.4539 and 1.4742 steels

	R_m [MPa]
1	2
1.4539 austenitic steel with TIG weld	589
1.4539 austenitic steel according to PN-EN 10027-1 standard	530-570
1.4742 ferritic steel with MAG weld	547
1.4742 ferritic steel according to PN-EN 10095 standard	500 - 700

2. TEST CONDITIONS

Mechanical properties of flat samples with a weld, with dimensions given in Fig. 4, made with TIG method were determined in accordance with PN-EN ISO 6892-1:2010 standard.

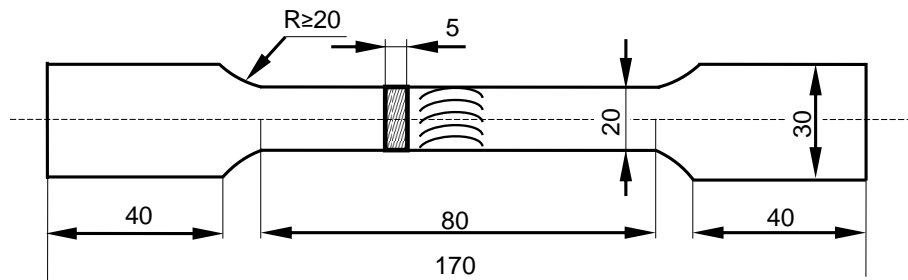


Fig. 4. Dimensions of 1.4539 austenitic steel sample with a weld for mechanical properties research

3. RESEARCH RESULTS

Distributive fractures in the static tensile test of the considered 1.4539 steel welded joints occurred in the base material zone outside the weld. A noticeable necking creating a so-called neck with curved side outlines of the fracture with a visible stratification generated after rolling is typical for flat samples made of plastic materials.

The biggest delamination of the material observed on the fracture occurs in the middle of the fracture, which results from stress distribution in the neck and its surrounding. The greatest tensile stress resulting from necking occurs in the middle of the fracture. The beginning of the fracture (fracturing initiation) should be, thus, expected in the sample axis or in its surrounding (Fig. 5). With intensification of necking there occurred shear of the material layers in direction of the most convenient slips until a distributive fracture was generated. Local shears of material also prove material ability to considerable plastic strain in the analyzed welded joints (Fig. 6 c, d).

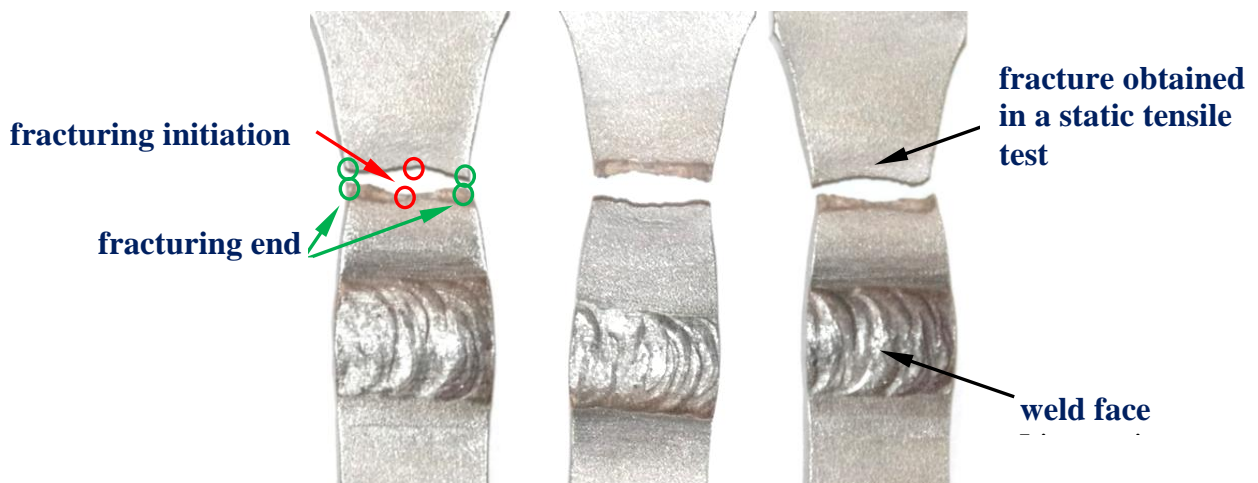


Fig. 5. Fracture obtained in a static tensile test of 1.4539 steel welded joint made with TIG method

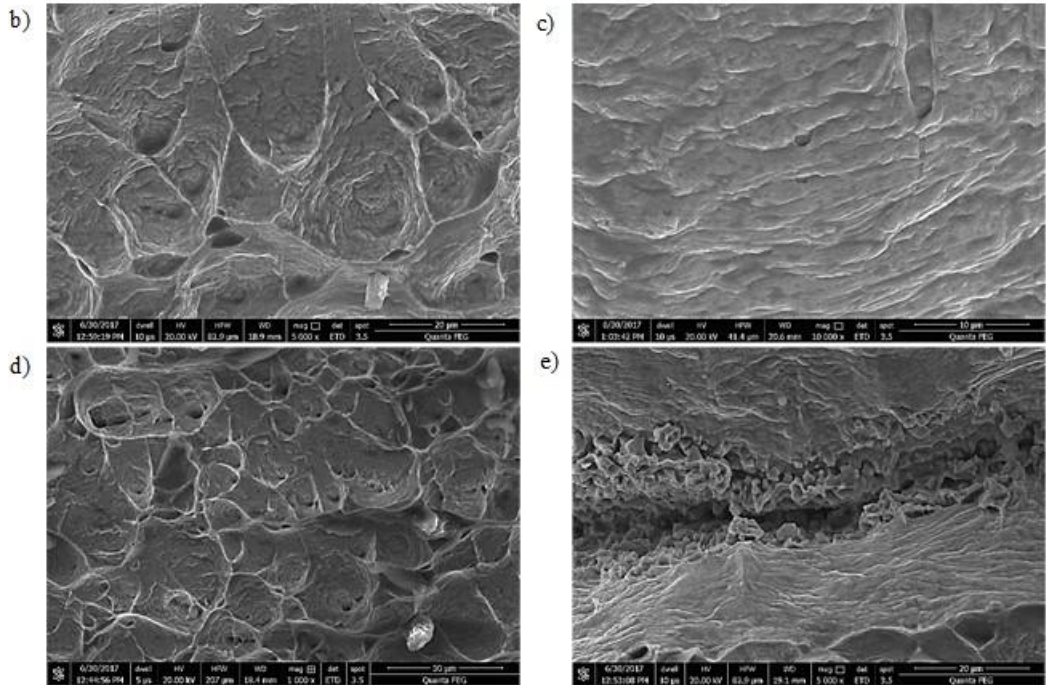
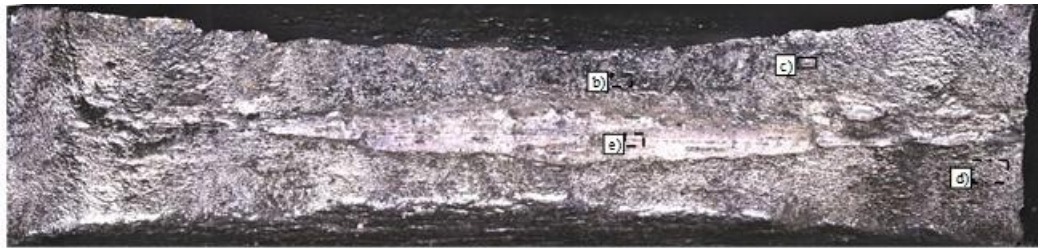


Fig. 6. Microstructure of flat sample fracture of 1.4539 austenitic steel welded joint obtained in a static tensile test

Fig. 6e shows delamination of the material, with a visible texture resulted from hot rolling of the metal sheets, in the central axis of the sample parallel to the rolling plane (Fig. 6 e). The fractures were characterized by systems of cavities and protrusions creating a kind of plastic structure typical for plastic fracturing (Fig. 6 a, b, c, d). The intrusions occurred during loading and resulted from impurity of the material after rolling (Fig. 6 b, c, d). They enlarge due to plastic strain and plastic decohesion.

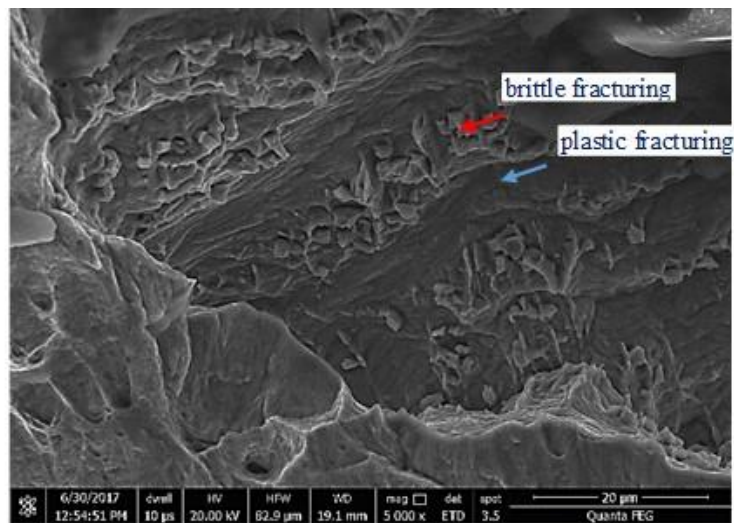


Fig. 7. Local mixed fracturing of 1.4539 austenitic steel

In the outer areas of the fracture, there was observed mixed fracturing, i.e., sections of brittle and plastic scrap occurring alternately (Fig. 7).

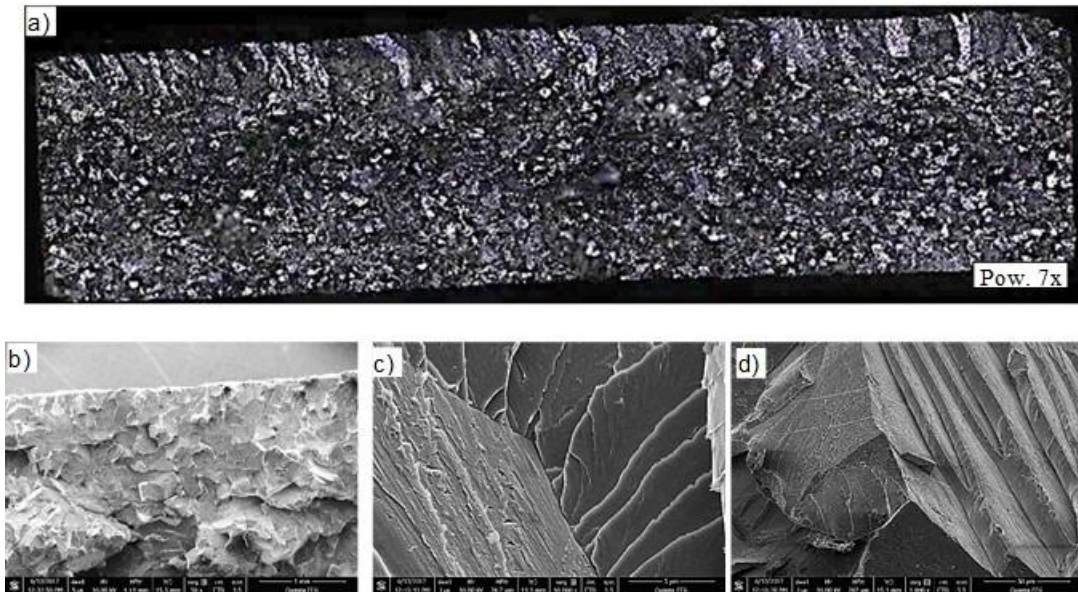


Fig. 8. Structure of ferritic steel weld made with MAG method

A static fracture of 1.4742 ferritic steel joints welded with MAG method was characterized with brittle fracturing (Fig. 8 a) without clear signs of necking and was perpendicular to sample tensile axis. There were observed numerous fissile fractures (Fig. 8 c, d, Fig. 9 b, c), intercrystallite fractures (Fig. 8 b) and fractures on the grains boundaries (Fig. 9 a). Fractures on the grains boundaries result from lower material coherence, when the surface energy of the grains boundaries is lower than the energy in cleavage planes [11].

Fracturing occurred mainly in the planes typical for chromium (110), (112), (11) and iron (100). There were also observed fractures in the cleavage planes (Fig. 9 c) and secondary fractures (Fig. 9 d). Figure 8 presents separation of the grain from the material structure. A clear outline of the grain boundaries proves a considerable harder structure of the inclusion which, due to an influence of ultimate strength on the sample, was separated in whole.

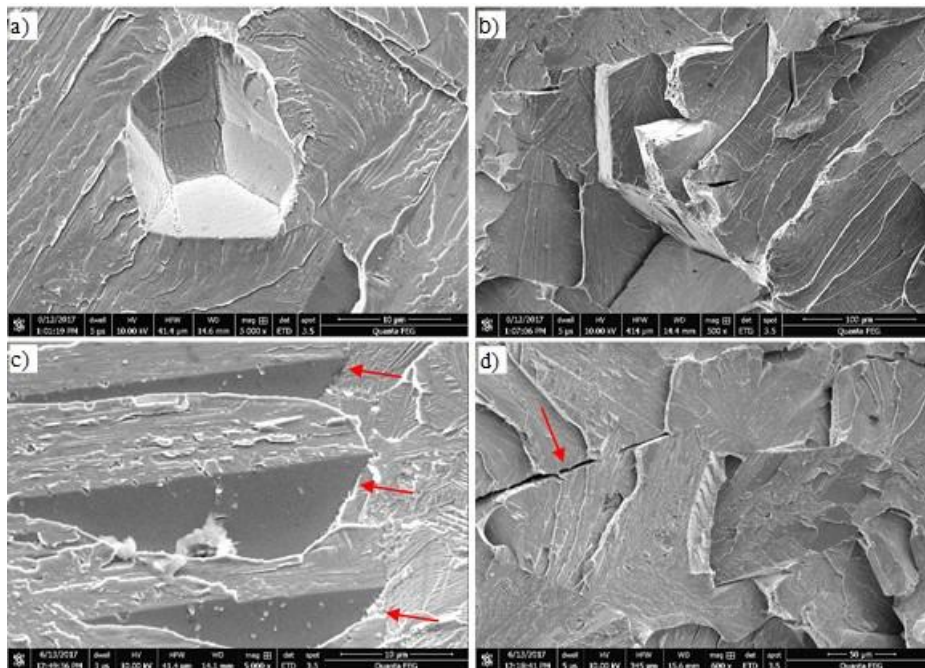


Fig. 9. Surface of brittle fracture on 1.4742 ferritic steel grain boundary

In the final stage of fracturing, in the grains boundaries zone, there was observed plastic and brittle fracturing. Primary brittle fracturing occurred along transcrystalline planes and grains boundaries, and then local slips occurred on the tops and edges of the grains (Fig. 10). There were observed minor numerous nucleating pins on the grains boundaries (indicated by blue arrows, Fig 10).

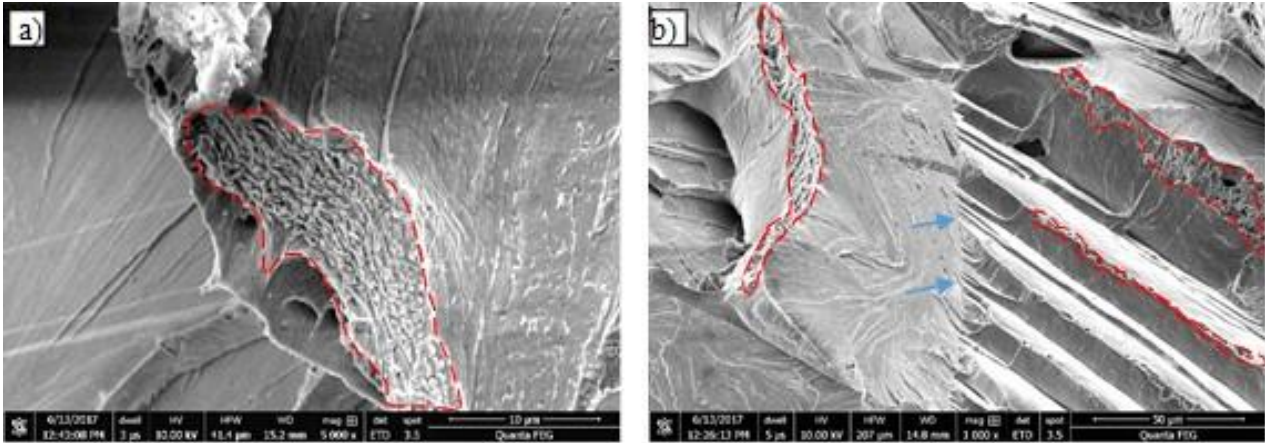


Fig. 10. Surface of the brittle fracture on 1.4742 steel grain boundary with chamfers on the edges

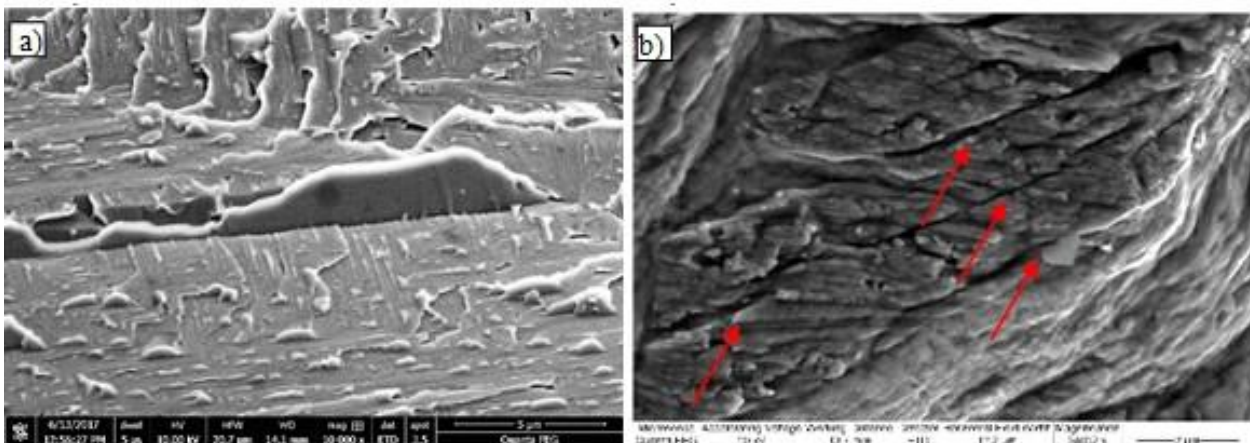


Fig. 11. Extrusions (a) and intrusions (b) obtained in a static tensile test

On the fractures, there were locally observed extrusions on the metal blades (Fig. 11 a) and intrusions (Fig. 11 b). In 1.4539 austenitic steel, there was observed a tendency to numerous intrusions, whereas in 1.4742 ferritic steel a tendency to extrusion was observed. It is related to a process of brittle and plastic fracturing.

CONCLUSIONS

The results for static tensile test fractures microfractography of welded joints of 1.4539 austenitic steel made with TIG method and made of 1.4742 ferritic steel with MAG method allow for formulation of the following conclusions:

- static tensile test fracture for the considered welded joint occurred outside the weld in the base material,
- joints made of 1.4539 austenitic steel were characterized with plastic fracturing, whereas, in the case of 1.4742 ferritic steel there was observed brittle fracturing mainly transcrystalline and partially on the grains boundaries,

- tensile strength limit was 547 MPa for 1.4742 steel and 589 MPa for 1.4539 steel. The difference in strength results, among others, from various fracturing mechanisms occurring in these joints.

LITERATURE

- [1]. Kocańda S., Kocańda A., *Niskocyklowa wytrzymałość zmęczeniowa metali*, PWN, Warszawa, 1989.
- [2]. Katarzyński S., Kocańda S., Zakrzewski M., *Badanie własności mechanicznych metali*, Warszawa, PWT, 1961.
- [3]. Ramkumar K. D., Varma J. L. N., Chaitanya G., Choudhary A., Arivazhagan N., Narayanan S., *Effect of autogeneous GTA welding with and without flux addition on the microstructure and mechanical properties of AISI 904L joints*, Materials Science & Engineering A, vol. 636, pp. 1-9, 2015.
- [4]. Balamurugan K., Abhilash A.P., Sathiya P., Naveen S. A., *Artificial neural network simulation and particle swarm optimisation of friction welding parameters of 904L superaustenitic stainless steel*, Multidiscipline Modeling in Materials and Structures, vol. 10 (2), pp. 250-264, 2014.
- [5]. Sathiya P., Mishra M. ; Shanmugarajan B., *Effect of shielding gases on microstructure and mechanical properties of super austenitic stainless steel by hybrid welding*, Materials and Design, vol. 33, pp. 203-212, 2012.
- [6]. Changjian G., Liu F., Tong W., Han Z., Chi Q., *Experimental Report on the Nano-indentation Testing of Textured Stainless Steel 904 L and 316 L*, Procedia Engineering, Vol. 99, 2015, pp. 1268-1274, Procedia Engineering, vol. 99, pp.1268-1274, 2015.
- [7]. Heino S., Knutson-Wedel E.M., Karlsson B., *Precipitation behaviour in heat affected zone of welded superaustenitic stainless steel*, Materials Science and Technology, vol.15(1), pp. 101-108, 1999.
- [8]. Castro R., Cadenet J. J., *Metalurgia spawania stali odpornych na korozję i żarowytrzymałych*, WNT, Warszawa 1972, s. 22- 25, 111-112.
- [9]. Ramkumar K. D., Chandrasekhar A., Srivastava A., Preyas H., Chandra S., Dev S., Arivazhagan N., *Effects of filler metals on the segregation, mechanical properties and hot corrosion behaviour of pulsed current gas tungsten arc welded super-austenitic stainless steel* Journal of Manufacturing Processes, vol. 24, pp.46-61, 2016.
- [10]. Lu S., Wang X., Dong W., Li Y. *Effects of normalizing processes on microstructure and impact toughness in Ti-bearing weld metal of multilayer MAG welded HSLA steel*, ISIJ International, vol. 53(1), pp. 96-101, 2013.
- [11]. Katarzyński S., Kocańda S., Zakrzewski M., *Badania własności mechanicznych metali*, WNT, 1967.

ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕТИКИ ПОШКОДЖУВАНOSTI КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ ЗА НЕСТАЦІОНАРНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

П.О. Булах, А.В. Бялонович, А.І. Новіков

Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка

A technique for determining the fatigue resistance for a non-stationary load is developed. An analytical model and a technique have been developed that make it possible to assess the damageability of steels with respect to the high cycle fatigue with an amplitude varying in accordance with a random law. The procedure for assessing material damage is based on the LM-hardness method.

Методика проведення випробувань у режимі випадкової зміни амплітуди.

Навантаження здійснювалось за допомогою електромагнітної випробувальної машини УРС-2/30000. Для випробувань використовували плоскі зразки зі сталі 45.

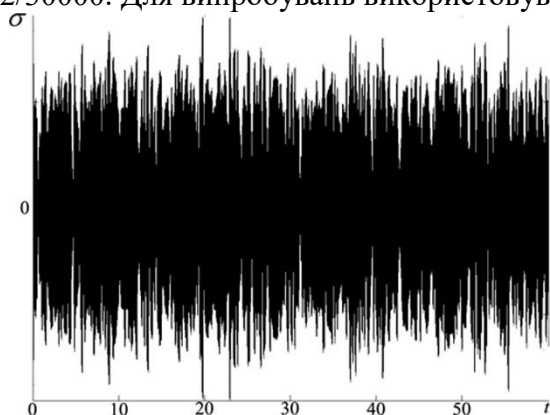


Рис.1. Фрагмент випадкового навантаження

Випадковий сигнал формувався на персональному комп'ютері та поступав на підсилювач установки. Рівень навантаження записувався та контролювався також ПК, для чого було створено програмне забезпечення. Приклад випадкового сигналу зображено на рис.1.

Результати випробувань у режимі випадкової зміни амплітуди за втоми.

Для порівняння залежності опору втомі за постійної амплітуди та за амплітуди, що змінюється за випадковим законом наведено залежність опору втомі зразків з тієї самої партії, що використовувалась для дослідження опору за випадковим навантаженням (рис. 2). На рис 3 наведено залежність опору втомі з амплітудою, що змінюється за випадковим законом.

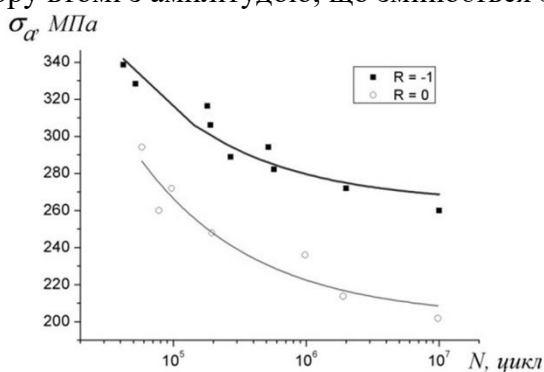


Рис. 2 Криві втоми за постійної амплітуди для симетричного та пульсуючого циклу.

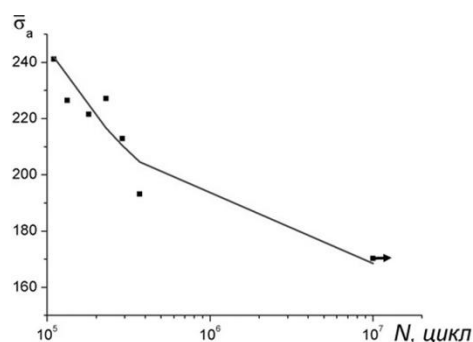


Рис. 3 Крива втоми за випадкової амплітуди навантаження.

Як видно з результатів середнє значення навантаження нижче ніж значення за постійної амплітуди. Таким чином для прогнозування довговічності за випадкового навантаження недостатньо лише експериментальних випробувань, потрібні аналітично-експериментальні методики, що дозволяють визначати ресурс за такого складного виду навантаження.

Кінетика накопичення пошкоджень сталі 45 при циклічному навантаженні у режимі випадкової зміни амплітуди за втоми

Рівень деградації матеріалу у вихідному стані, або після напрацювання, адекватний рівню його структурної неоднорідності, яка може бути оцінена статистичними характеристиками розсіювання чисел твердості при багаторазових вимірюваннях. Тому в якості характеристики розсіювання механічних властивостей обраний коефіцієнт m гомогенності матеріалу до розподілу Вейбула [1].

Відповідно до формули Гумбеля [2] коефіцієнт гомогенності визначається за формулою

$$m = \frac{d(n)}{2,30259} \left[\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\lg H_i - \overline{\lg H})^2 \right]^{-\frac{1}{2}}, \quad (1)$$

де $d(n)$ – функція числа вимірювань n ($n \geq 15$); H_i – твердість матеріалу при i -му вимірюванні; при вимірюваннях твердості за методами Брінелля і Віккерса, МПа; за Роквеллом – у безрозмірних одиницях твердості; $\overline{\lg H}$ – середнє значення логарифмів числових значень твердості.

При обробці результатів досліджень використовувалися відносні величини коефіцієнта гомогенності розраховані за [3]:

$$m_{\text{відн}} = m_i / m_{\text{поч}}, \quad (2)$$

де m_i – поточне значення коефіцієнта гомогенності, розраховане за результатами замірів твердості металу зразка після поточного блоку циклічного навантаження при заданому рівні навантаження; $m_{\text{поч}}$ – значення коефіцієнта гомогенності, отримані за результатами обробки вимірів твердості металу зразка у вихідному стані.

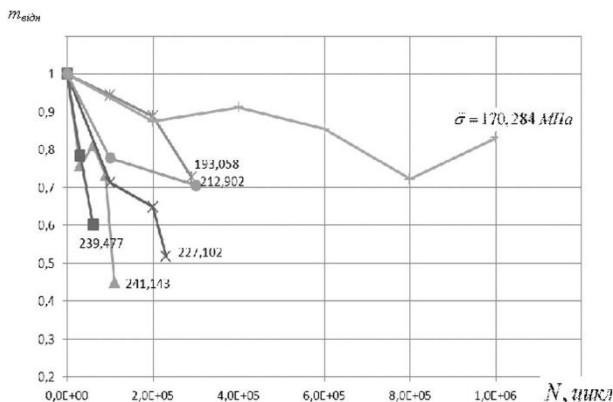


Рис.4. Залежність пошкоджуваності сталі 45 від напрацювання за умов втомного навантаження з амплітудою, що змінюється за випадковим законом.

істотно в діапазоні циклів навантаження близьких до руйнування (рис.4).

При реалізованому виді навантаження видно, що на процесі накопичення пошкоджуваності значною мірою відображується зміна величини середніх напружень циклу $\bar{\sigma}$. Так збільшення напруження амплітуди циклу супроводжується досить інтенсивними змінами коефіцієнта гомогенності, що відображає кінетику пошкоджуваності металу.

Слід відмітити, що для втомного руйнування залежність параметру пошкоджуваності від напружень має характер наближений до лінійного. Такі висновки можна спостерігати і в роботах А.А.Лебедева для іншого виду навантаження [4].

Розрахункове визначення кінетики пошкодження та довговічності матеріалу при випадковому асиметричному навантаженні за моделлю граничного вичерпання циклічної пластичності. Описана раніше модель ГВЦП використана для визначення довговічності матеріалу при випадковому асиметричному навантаженні [5,6]. Для моделювання випадкового асиметричного процесу будемо використовувати нормальний

закон розподілу. Тоді для опису зміни максимального напруження в циклі за деякий відрізок навантаження використовується нормальний закон розподілу:

$$f(\sigma_a, M_\sigma, D_\sigma) = \frac{C}{\sqrt{2\pi \cdot D_\sigma}} \cdot e^{-\frac{(\sigma_a - M_\sigma)^2}{2 \cdot D_\sigma}} \quad (26)$$

де $f(x)$ – густина ймовірності нормального закону розподілу; M_σ та D_σ – математичне очікування та дисперсія дискретної випадкової величини; C – коефіцієнт інтервалу ймовірностного розподілу, який залежить від обраного діапазону. Параметри і граничні характеристики випадкового асиметричного втомного навантаження наведено в табл. 1.

Таблиця 1 Параметри і граничні характеристики випадкового асиметричного втомного навантаження та розрахунковий прогноз довговічності при випадковому навантаженні

Зразок	Випадкове асиметричне втомне навантаження								
	Вхідні параметри						Вихідні дані		
	Напруження, МПа			Коефіцієнт асиметрії			Середнє чисельного експерименту	Експеримент	Різниця в %
σ_m	σ_a	$\sigma(\sigma_a)$	min(r)	av(r)	max(r)				
1	305.91	221.53	42.189	-0.187	0.095	0.679	1.64E+05	1.80E+05	-9.69
2	291.89	239.47	26.21	-0.061	0.115	0.374	1.28E+05	1.40E+05	-9.29
3	291.51	241.14	25.186	-0.063	0.11	0.37	1.28E+05	1.10E+05	14.33
4	277.26	227.10	25.08	-0.061	0.132	0.421	2.56E+05	2.30E+05	10.23
5	296.05	212.90	41.575	-0.191	0.106	0.716	2.65E+05	2.90E+05	-9.56
6	263.46	193.05	35.201	-0.067	0.237	0.913	4.13E+05	3.70E+05	10.41
7	224.63	170.28	27.174	-0.181	0.113	0.765	1.42E+07	Не зруйн.	-
8	274.3	220.1	27.1	-0.037	0.172	0.509	2.46E+05	2.15E+05	12.49

Використавши густини ймовірності, проведено моделювання випадкового процесу зміни значень амплітуди навантаження та порохованого по ним значень коефіцієнтів асиметрії. Як видно з таблиці коефіцієнт асиметрії змінювався в широких межах: від -0,187 до 0,913. Для визначення пошкодження, що викликаний випадковим навантаженням використовується модель граничного вичерпання пластичності, основні рівняння якої надаються в [5, 6]. Використовуючи наведені там рівняння, можуть бути побудовані втомні криві для випадків, що представлені в табл. 1.

На рис. 5 представлений приклад розрахунку кінетики пошкодження при випадковому асиметричному навантаженні для зразку 1 з табл. 1 для сталі 45. На рис. 5 різкі стрибки при накопиченні пошкоджень пов'язані навантаженням зразка амплітудою навантаження близької до малоциклових значень. Нерівномірність накопичення пошкодження пов'язані зі стохастичною змінною амплітуди при випадковому навантаженні. Розрахунковий прогноз довговічності при випадковому навантаженні наведено в табл. 1. Так як процес навантаження стохастичний то на кожному рівні навантаження чисельний експеримент проводився 10 разів для усереднення результату розрахунку. Як видно з таблиці кожен з чисельних експериментів на одному рівні навантаження відповідає різній довговічності, але вони приблизно однакові. Максимальне відхилення середнього значення довговічності по чисельному експерименту, та по натурному експерименту складає 14,33%. Відхилення пояснюється тим що експериментальні данні містять розсіювання, а чисельні розрахунки проводяться по 50% кривій втоми. Тобто розроблено модель, яка дозволяє за характеристиками випадкового процесу прогнозувати довговічність. Особливість, що дозволила перейти від постійної амплітуди до тієї, що змінюється за випадковим законом, полягає в тому, що модель дозволяє враховувати амплітуду кожного циклу.

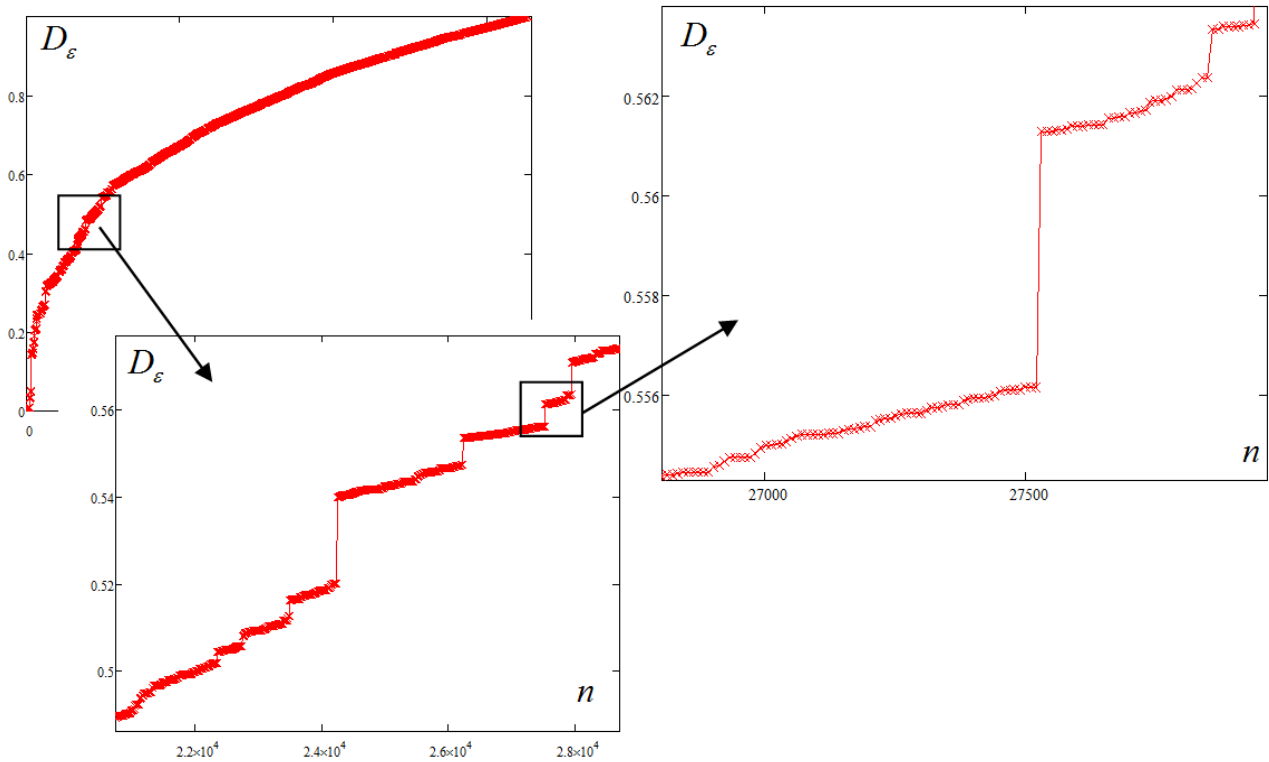


Рисунок 5 – Розрахунок пошкодження для зразку 1 з табл. 4.3 для сталі 45.

ЛІТЕРАТУРА

1. Патент 25197А, МКИ 7, G 01 N 3/00, G 01, N 3/40. Спосіб оцінки деградації матеріалу в наслідок накопичення пошкоджень в процесі напрацювання “LM-метод твердості” // Лебедев А.О., Музыка М.Р., Волчек Н.Л. – Опубл. 15.01.03. – Бюл. №1.
2. Gumbel E.J. Statistical Theory of Extreme Values and Some Practical Application. Washington: National Bureau of Standards, 1954. – 472 p.
3. Гигиняк Ф.Ф., Булах П.А. Повреждаемость теплоустойчивых сталей с учетом условий, имитирующих работу энергетического оборудования. // Пробл. прочности. – 2014. – N5. – С.61-68.
4. Лебедев А.А., Голубовский Е.Р., Локощенко А.М., Музыка Н.Р., Ламашевский В.П., Швец В.П., Ефименко Е.В. Оценка предельных уровней рассеянных повреждений в материалах при стационарных режимах статического и циклического нагружения.// Пробл. прочности. – 2012. – №6. – С.5 – 13.
5. Tsyban'ov G.V., Novikov A.I. Ultimate hardening / softening model of material for fatigue crack initiation on set and determination of its parameters // International Journal of Fatigue. – 2012. – Volume 39. – P. 15 – 24.
6. Цибаньов Г.В., Новіков А.І. Оцінювання втомного пошкодження і залишкового ресурсу матеріалу за моделлю граничного вичерпання пластичності // Вісник ТДТУ. – 2009. – №3. – С. 53 – 65.

ДОСЛІДЖЕННЯ КІНЕТИКИ ПОШКОДЖУВАНOSTІ СТАЛІ 10ГН2МФА В УМОВАХ РЕЛАКСАЦІЇ ПРИ СТУПІНЧАТОМУ СТАТИЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ

Ф.Ф. Гігіняк, П.О. Булах

Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка НАН України,
Київ, Україна

The article presents the results of studying the influence of the relaxation process on the kinetics of the accumulation of damage to 10GN2MFA steel under conditions of stepwise static loading.

Вступ. Більшість елементів конструкцій експлуатуються довготривалий час в напруженому стані. Для оцінки впливу релаксаційних процесів на напружено-деформований стан використовуються співвідношення теорії в'язко-пружності, параметри яких визначаються з експериментальних даних, отриманих з випробувань на повзучість, циклічну повзучість та релаксацію. Адже саме релаксаційні процеси визначають в'язко-пружні властивості і впливають на властивості міцності матеріалів. Точність прогнозу залежить від величини бази випробувань. Чим довша тривалість випробувань, тим точніше значення параметрів прийнятих співвідношень і тим вища точність прогнозованих рівнів напружень і деформацій в досліджуваному елементі конструкції.

Як було показано в [1, 2], фізична сутність явищ, що відбуваються при ступінчастому циклічному і ступеневому статичному навантаженні, однакова.

Деформація, накопичена на першій стадії повзучості, і в першому, і в другому випадках буде обумовлюватися релаксаційними процесами локальних пружних напружень в структурі матеріалу, що виникають в результаті швидкісних ефектів деформації. При досягненні рівноважного стану накопичення незворотних деформацій швидко згасає, і вид руйнування в цих умовах циклічного навантаження буде втомним. Якщо ж рівноважний стан не буде досягнуто при певному рівні максимального навантаження, то накопичення незворотних деформацій в умовах циклічної повзучості призводить до втрати стійкості процесу деформування, що закінчується квазістатичним руйнуванням, ідентичним руйнуванню, що спостерігається при одноразовому навантаженні, або повзучості при напруженні, рівному максимальному значенню напруження циклу.

Отже, основні закономірності, які спостерігаються при циклічній повзучості в залежності від максимального рівня напружень циклу при ступінчастому циклічному навантаженні повинні відповідати закономірностям, які спостерігаються при ступінчастому статичному навантаженні. Квазістатичні діаграми при ступінчастому статичному навантаженні будуть характеризувати деформаційні властивості дослідженої сталі при ступінчастому циклічному навантаженні. Рівноважний стан буде характеризуватися квазістатичною рівноважною діаграмою деформування, представленою в узагальнених напруженнях і деформаціях.

Використовуючи даний підхід можна суттєво скоротити фізичний і матеріальний ресурс для проведення експериментальних досліджень для отримання характеристик в'язко-пружних характеристик.

Методика експерименту і аналіз експериментальних даних. Експериментальні дослідження для вивчення кінетики накопичення пошкоджуваності під час релаксації проводились на трубчатих тонкостінних зразках виготовлених із сталі 10ГН2МФА у вихідному стані. Для цього проведено цикл випробувань на при статичному ступінчастому навантаженні в умовах нерівномірного двовісного розтягу при постійній швидкості деформування $\dot{\varepsilon}_i = 0,025\%/с$. При цьому на етапі навантаження на початку і

наприкінці інтервалу повзучості у режимі релаксації досягався рівноважний напружено-деформований стан.

На рис.1 зображена діаграма деформування, отримана за умов такого навантаження.

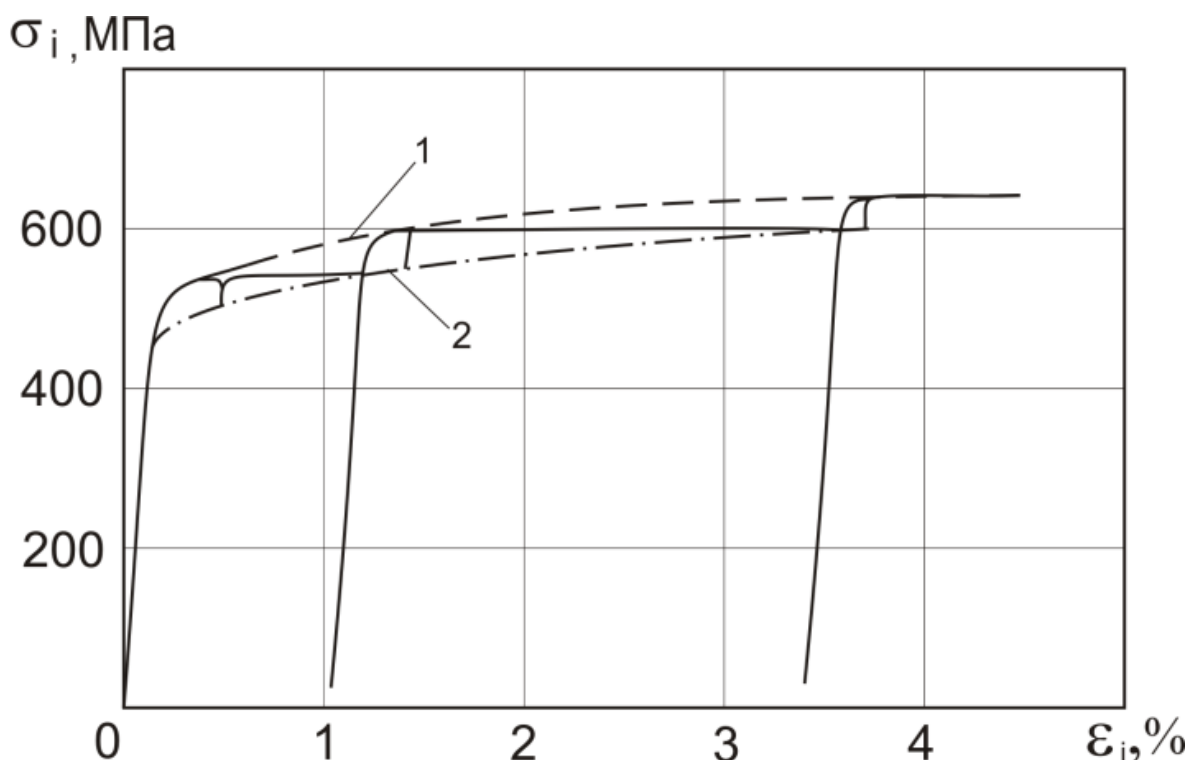


Рис. 1. Діаграма деформування сталі 10ГН2МФА в еквівалентних напруженнях і деформаціях в умовах нерівномірного двовісного ступінчатого статичного навантаження при $T=20^{\circ}\text{C}$ і швидкістю деформування $\epsilon_{\dot{t}}=0,025\%/с$. Тут 1 - узагальнена дійсна діаграма деформування, 2 - рівноважна квазістатична діаграма деформування.

Рівень деградації матеріалу перед початком випробувань, або після напрацювання, адекватний рівню його структурної неоднорідності, яка може бути оцінена статистичними характеристиками розсіювання чисел твердості при багаторазових вимірюваннях. Тому в якості характеристики розсіювання механічних властивостей обраний коефіцієнт m гомогенності методу LM-твердості[3], що визначається за формулою Гумбеля

$$m = \frac{d(n)}{2,30259} \left[\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\lg H_i - \overline{\lg H})^2 \right]^{-\frac{1}{2}}, \quad (1)$$

де $d(n)$ – функція числа вимірювань $n (n \geq 15)$; H_i – твердість матеріалу при i -му вимірюванні; $\overline{\lg H}$ – середнє значення логарифмів числових значень твердості.

При обробці результатів досліджень використовувалися відносні величини коефіцієнта гомогенності розраховані за [4]:

$$m_{\text{відн}} = m_i / m_{\text{поч}}, \quad (2)$$

де m_i – поточне значення коефіцієнта гомогенності, розраховане за результатами замірів твердості металу зразка після поточного блоку циклічного навантаження при заданому рівні навантаження; $m_{\text{поч}}$ – значення коефіцієнта гомогенності, отримані за результатами обробки вимірів твердості перед початком випробувань.

Раніше отримані нами [5] результати при дослідженні кінетики накопичення пошкоджень в умовах ступінчатого навантаження, показують, що відносний коефіцієнт гомогенності $m_{\text{відн}}$ є параметром чутливим до величини накопиченої деформації, рівня максимального напруження циклу та кількості циклів напрацювання (рис. 2).

В ході проведення експериментальних випробувань, на першій ступені деформування (навантаження – релаксація – повзучість – релаксація – розвантаження) було проведено дослідження впливу релаксації на пошкоджуваність матеріалу.

Відомо [1], що в процесі непружного деформування мають місце структурні зміни різного характеру. При цьому пружну деформацію зв'язують з пружними викривленнями кристалічної решітки, пластичну - з множинним ковзанням при високих рівнях напружень, в'язку (деформацію повзучості) - з ковзанням по границям зерен, що супроводжуються локальними викривленнями кристалічної решітки окремих зерен. При цьому кількість локальних викривлень структури металу залежить від швидкості деформації. Зупинка, яка має місце в кожному циклі навантаження, призводить до релаксації напружень які спричиняють місцеві викривлення решіток окремих зерен (пікові напруження). Відмінність рівня локальних пікових напружень від середньої напруження щодо всього об'єму матеріалу що навантажується, є головним фактором - рушійною силою релаксації. Оскільки коефіцієнт гомогенності залежить від рівня напружень [6], то можемо бачити падіння його величини (тобто активне накопичення пошкоджень) під час релаксації (рис.3).

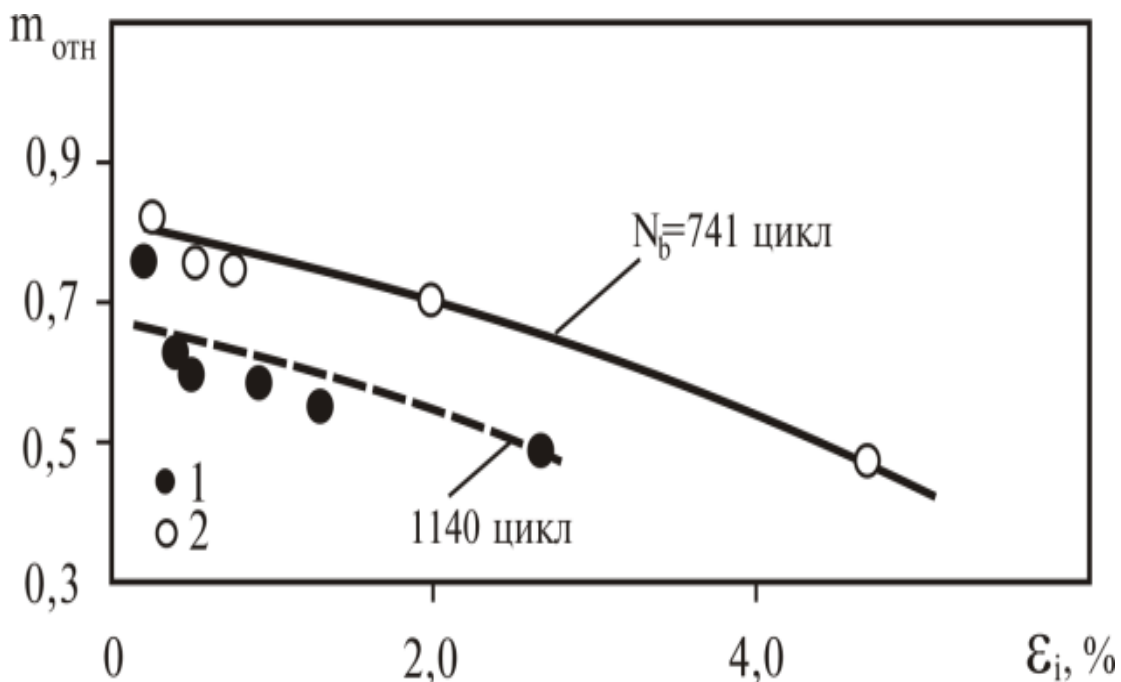


Рис.2. Експериментально встановлені залежності відносного коефіцієнта гомогенності від величини накопиченої інтенсивності деформації повзучості ε_i в умовах ступінчатого статичного навантаження сталі 10ГН2МФА при нерівномірному двовісному розтязі. При різних рівнях максимальної інтенсивності напружень: 1 – $\sigma_{i\max}/\sigma_{ib} = 0,972$; 2 – $\sigma_{i\max}/\sigma_{ib} = 0,987$ ($\sigma_{ib} = 630 \text{ МПа}$)

Після зменшення рівня пікових напружень процес релаксації затухає і напружено-деформований стан об'єкта (деформованого об'єму металу) досягає рівноваги. Тобто релаксація локальних пікових напружень супроводжується актами деформації зсуву в кристалічних зернах, що призводить до утворення остаточної деформації, природа якої така ж, як і одномоментальна пластична деформація. При цьому процес накопичення пошкоджень переходить на стадію уповільнення, що видно з даних рис.3.

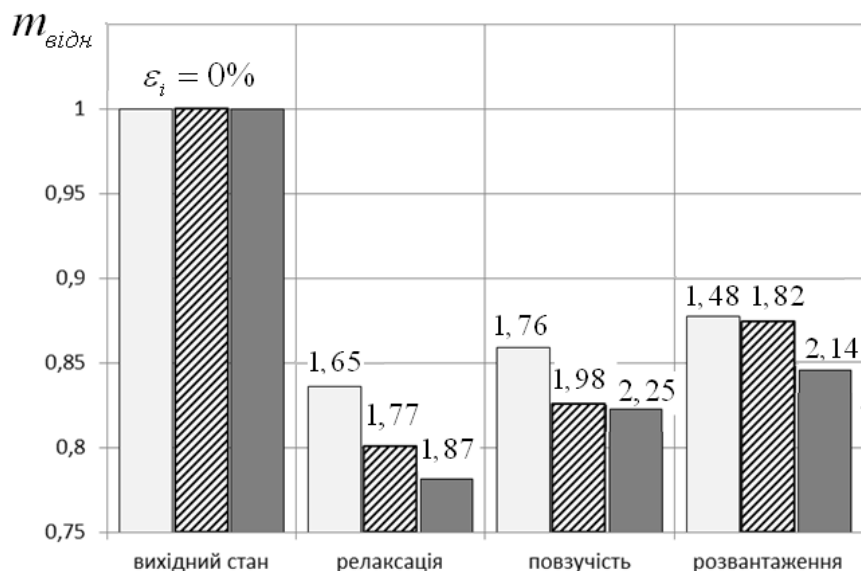


Рис.3. Зміна величини відносного коефіцієнта гомогенності та інтенсивності деформацій в процесі ступінчатого статичного навантаження.

Висновки. Аналіз отриманих результатів показує, що існують закономірності зміни коефіцієнта гомогенності $m_{відн}$ в процесі деформування матеріалу в залежності від напруцювання. А також встановлено, що коефіцієнт $m_{відн}$ є параметром чутливим до величини накопиченої деформації та рівню максимальних напружень циклу.

Отримані експериментальні данні свідчать про те, що коефіцієнт гомогенності може бути використаний як параметр для оцінки контролорізних фізико-механічних властивостей в процесі експлуатації елемента конструкції.

ЛІТЕРАТУРА

1. Гігіняк Ф.Ф., Лебедев А.О., Шкодзінський О.К. Міцність конструкційних матеріалів при малоцикловогому навантаженні за умов складного напруженого стану. – Київ: Наук. думка, 2003. – 270 с.
2. Гигиняк Ф.Ф., Булах П.А. Усовершенствование упруго-вязкопластической модели деформирования с учетом повреждаемости металла при циклическом нагружения // Пробл. прочности. – 2012. – №.4 – С.102-109.
3. Патент 25197А, МКИ 7, G 01 N 3/00, G 01, N 3/40. Спосіб оцінки деградації матеріалу в наслідок накопичення пошкоджень в процесі напруцювання “LM-метод твердості” // Лебедев А.О., Музыка М.Р., Волчек Н.Л. – Опубл. 15.01.03. – Бюл. №1.
4. Гигиняк Ф.Ф., Булах П.А. Повреждаемость теплоустойчивых сталей с учетом условий, имитирующих работу энергетического оборудования. // Пробл. прочности. – 2014. – N5. - С.61-68.
5. Булах П.А. Исследование развития процесса накопления повреждений в металле при циклическом нагружении в условиях сложного напряженного состояния // Пробл. прочности. - 2011. - №2. - С.122-127.
6. Лебедев А.А., Голубовский Е.Р., Локощенко А.М., Музыка Н.Р., Ламашевский В.П., Швец В.П., Ефименко Е.В. Оценка предельных уровней рассеянных повреждений в материалах при стационарных режимах статического и циклического нагружения.// Пробл. прочности. – 2012. – №6. – С.5 – 13.

ОСОБЛИВОСТІ КОРОЗІЙНО-МЕХАНІЧНОГО РУЙНУВАННЯ ТРИВАЛО ЕКСПЛУАТОВАНИХ ТРУБОПРОВІДНИХ СТАЛЕЙ У МОДЕЛЬНОМУ ГРУНТОВОМУ РОЗЧИНІ

М.І. Греділь, О.Т. Цирульник

Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України

Peculiarities of stress corrosion cracking and corrosion fatigue for gas pipeline steels of different strength in the model soil solution NS4 have been analyzed depending on their operation time. Aggressive action of the corrosive environment is more significant under a lower strain rate. Regularities of steels in-service degradation reveal themselves in a similar way in two types of the tests, namely in the slow strain rate testing as well as under cyclic loading.

Ключовою ланкою газотранспортної системи України є магістральні газопроводи протяжністю понад 22 тис. км, якими природний газ транспортують у країни Європи. Вони є об'єктами тривалої експлуатації, які працюють за сумісного впливу робочих навантажень та корозивного середовища. Газопроводи зазнають тривалого впливу агресивного середовища як ззовні (від ґрунтових вод у випадку пошкодження захисного покриття), так і зсередини (корозійна дія газового конденсату) [1]. Особливості їх роботи зумовлюють виникнення статичних (від тиску транспортованого газу) та циклічних (внаслідок коливань температури) напружень. Такі умови експлуатації спричиняють деградацію властивостей трубної сталі в об'ємі стінки труби [2]. І хоч основною причиною втрати властивостей є наводнювання стінки труби зсередини як результат корозії, що спричинена агресивними компонентами газового конденсату [2], однак це призводить до зниження опору корозійному розтріскуванню і ззовні труби. Зважаючи на строки експлуатації газопроводів і їх технічний стан, для підтримки надійного і ефективного їх функціонування необхідно адекватно оцінити поточні властивості сталі та її опірність впливу корозивних ґрунтових середовищ.

У роботі проаналізовано особливості корозійно-механічного руйнування трубних сталей різної категорії міцності після їх тривалої експлуатації на магістральних газопроводах.

Матеріали та методики досліджень. Досліджували трубні сталі різних класів міцності (X52, X60, X70), на магістральних газопроводах, отримані від підприємств Нафтогаз України. Перелік і умовні позначення досліджуваних сталей подано в табл. 1. Експерименти виконували на повітрі та у розчині NS4, що моделює ґрунтове середовище. Склад розчину, мг/л: KCl – 122; NaHCO₃ – 483; CaCl₂·2H₂O – 181; MgSO₄·7H₂O – 131. Чутливість сталей до корозійного розтріскування визначали за повільного розтягу циліндричних зразків зі сталюю швидкістю навантаження $\sim 10^{-6}$ та $\sim 10^{-7}$ с⁻¹, корозійно-втомні випробування виконували на компактних зразках з частотою циклічного навантаження 1 Гц, та асиметрією циклу 0,1.

Табл. 1. Умовні позначення досліджуваних сталей

Клас міцності сталі	Тривалість експлуатації, роки					
	0	25	30	36	37	41
X52	X52 ^{R1}		X52 ^{E1}			
	X52 ^{R2}		X52 ^{E2}	X52 ^{E3}		X52 ^{E4}
X60	X60 ^R	X60 ^E				
X70	X70 ^R				X70 ^E	

Результати та їх обговорення. На рис. 1 наведено результати випробувань на розтяг циліндричних зразків на повітрі та в корозивному середовищі для сталі класу міцності X52. Пластичність сталей за показником відносного звуження вичерпується впродовж експлуатації. Ця тенденція чіткіше проявляється у корозивному середовищі. Сталі X52^{E1} і X52^{E2}, попри однакову тривалість експлуатації, суттєво відрізняються за опірністю корозійно-механічному

руйнуванню, що спричинено, очевидно, різними умовами експлуатації, оскільки сталь X52^{E2} є більш деградована і за іншими показниками [3]. Водночас вплив агресивного середовища на сталі труб запасу незначний, тоді як після довготривалої експлуатації (понад проектний ресурс газопроводів) опірність корозійному розтріскуванню різко падає.

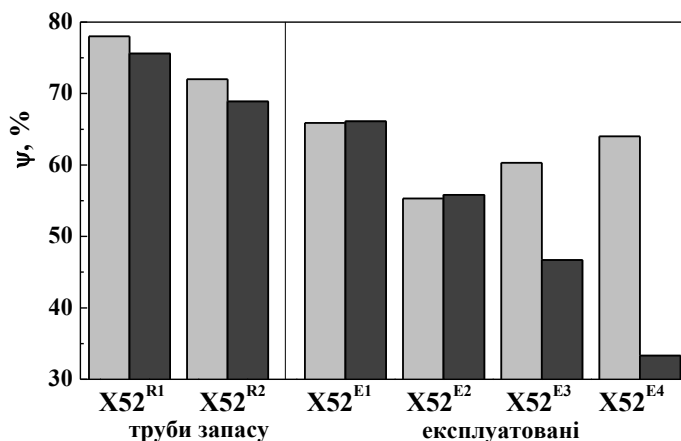


Рис. 1. Відносного звуження зразків зі сталі X52, випробуваних на повітрі (світлі стовпчики) та в розчині NS4 (темні) зі швидкістю навантаження $\varepsilon \sim 10^{-6} \text{ c}^{-1}$, залежно від тривалості експлуатації.

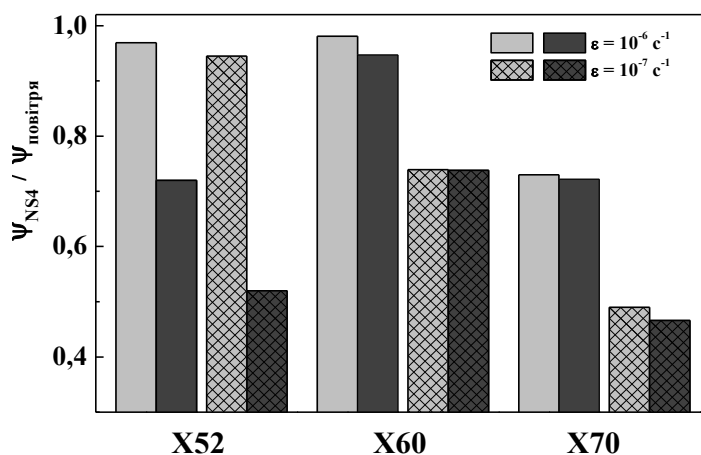


Рис. 2. Втрата пластичності трубопровідних сталей різного класу міцності під впливом корозивного середовища за різної швидкості навантаження: світлі стовпчики – матеріал у вихідному стані, темні – після тривалої експлуатації.

Рисунок 2 дає змогу порівняти сталі різної категорії міцності, з одного боку, за їх схильністю до корозійного розтріскування, а з іншого – за схильністю до експлуатаційної деградації. Зокрема, сталь X52 практично нечутлива до впливу корозивного середовища у вихідному стані, проте її опірність корозійному розтріскуванню суттєво падає після експлуатації, причому цей спад різкіший за нижчої ($\sim 10^{-7} \text{ c}^{-1}$) швидкості навантаження. Міцніша сталь X60 за вищої швидкості розтягу не проявляє схильності до корозійного розтріскування, а також ознак експлуатаційної деградації, і лише за низької швидкості спостерігається зниження пластичності сталі, як у вихідному стані, так і в експлуатованому. Щодо найміцнішої сталі X70, то тут суттєва чутливість до впливу корозивного середовища спостерігається вже і за вищої швидкості навантаження, а за нижчої пластичність цієї сталі під впливом середовища впала вдвічі, і для труби запасу, і для експлуатованої, при цьому експлуатована сталь незначно поступається по пластичності сталі у вихідному стані.

За результатами втомних випроб досліджуваних сталей зауважено вплив експлуатаційної деградації сталі X52 на поріг циклічної тріщиностійкості: ΔK_{th} знизився від 6,8

до $5,7 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ для експлуатованого металу. Для сталей Х60 та Х70 отримані значення ΔK_{th} є дуже близькі до тих, що отримані для відповідних сталей труб запасу. Суттєвих відмінностей на етапі стабільного росту тріщини (ділянка Періса) не зауважено для жодної з досліджених сталей, отже, тривала експлуатація не впливає на ріст тріщини на повітрі в цьому діапазоні значень ΔK . Найвищу опірність втомному росту тріщини показала сталь Х70.

Корозійно-втомними випробами на сталі Х52 виявлено деякий вплив корозивного середовища на механічну поведінку сталі Х52 за циклічного навантаження. Встановлено, що значення ΔK_{thc} , визначене в розчині, є дещо вище за відповідне значення на повітрі. Це зумовлено, очевидно, затупленням тріщини внаслідок корозійних процесів, бо втрата гостроти вершини тріщини призводить до зниження ефективного значення параметра K_I . Для експлуатованої сталі Х70 у середовищі спостерігали певне пришвидшення росту тріщини на ділянці Періса, а сталь Х60 потребує додаткових досліджень.

У табл. 2 якісно узагальнено чутливість досліджених трубних сталей до експлуатаційної деградації та до впливу модельного ґрунтового середовища. Зауважено, що закономірності зміни характеристик сталей внаслідок їх експлуатації, з одного боку, та корозійного чинника з іншого, є однакові за різного виду навантаження. Виходячи з даних таблиці, слід очікувати змін корозійно-втомних характеристик сталі Х60 після експлуатації, однак цей аспект потребує подальших досліджень.

Табл. 2. Узагальнена таблиця якісних змін характеристик досліджуваних сталей за різних умов експерименту

Вид навантаження	Вплив середовища на характеристики сталей різних категорій міцності					
	Х52		Х60		Х70	
	Х52 ^{R1}	Х52 ^{E4}	Х60 ^R	Х60 ^E	Х70 ^R	Х70 ^E
Повільний розтяг ($\dot{\epsilon} \sim 10^{-6} \text{ с}^{-1}$)	+	++	–	+	+	++
Циклічне ($R = 0,1$; $\nu = 10 \text{ Гц}$)	+	+	–	?	?	+

ВИСНОВКИ. Пластичність сталі категорії міцності Х52 суттєво знижується впродовж експлуатації, при цьому сталь набуває схильності до корозійного розтріскування. Сталь Х60 є чутлива до корозійного розтріскування лише за дуже низької швидкості навантаження, при цьому середовище не посилює чутливості цієї сталі до експлуатаційної деградації. Сталь Х70 проявляє схильність до корозійного розтріскування вже і за вищої швидкості розтягу, яка при зниженні швидкості суттєво посилюється, однак експлуатаційна зміна пластичності незначна. Закономірності впливу експлуатаційної деградації на механічні та корозійно-механічні характеристики досліджених сталей є аналогічні для випроб на розтяг і на втому.

The research has been supported by the NATO in the Science for Peace and Security Programme under the Project G5055.

Література

1. Крижанівський Є.І., Никифорчин Г.М. Корозійно-воднева деградація нафтових і газових трубопроводів та її запобігання // наук.-техн. пос.: у 3-х т. – Т. 3: Деградація газопроводів та її запобігання. – Івано-Франківськ: Івано-Франк. нац. техн. ун-т нафти і газу, 2012. – 432 с.
2. M. Hredil, O. Tsyruynyk. Inner corrosion as a factor of in-bulk steel degradation of transit gas pipelines / Proc. of the 18th European Conference on Fracture (ECF-18), Dresden, Germany, 30.08 – 03.09. 2010, manuskript No.483.
3. In-service degradation of gas trunk pipeline X52 steel / G. Gabetta, H. M. Nykyforchyn, E. Lunarska, P. P. Zonta, O. T. Tsyruynyk, K. Nikiforov, M. I. Hredil, D. Yu. Petryna, T. Vuherer // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – №1. – С. 88–99.

МОДЕЛЮВАННЯ ЗАРОДЖЕННЯ ТА РОЗВИТКУ ДОКРИТИЧНОГО ПОШКОДЖЕННЯ МАТЕРІАЛУ ЗВАРНИХ ТРУБОПРОВІДНИХ ЕЛЕМЕНТІВ В УМОВАХ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

О.С. Міленін, О.А. Великоіваненко, Г.П. Розинка, Н.І. Півторак

Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, Україна

Прогнозування роботоздатності елементів відповідальних конструкцій, машин і механізмів вимагає формулювання відповідних консервативних критеріїв граничного стану, що враховують особливості зовнішнього впливу, фізико-механічних властивостей матеріалу та його характеристики опору різним видам руйнування, тощо. В разі складної системи експлуатаційного навантаження (силового, температурного) аналіз фактичного стану досліджуваного елемента та його залишкового ресурсу ускладнюється необхідністю врахування багатофакторності впливу на ступінь пошкодженості матеріалу та на несучу здатність конструкції, що, в свою чергу, зумовлює доцільність використання методів математичного та комп'ютерного моделювання відповідних фізичних процесів. Використання методів математичного моделювання поряд із сучасними уявленнями про фізичні особливості зародження та розвитку мікро- та макропошкодження конструкційних матеріалів дозволяє враховувати весь комплекс експлуатаційного впливу на поточний і граничний стани конструкції чи механізму. Окремим класом такого роду задач є визначення ступеня пошкодженості матеріалу зварних конструкцій, які характеризуються локальною неоднорідністю структури та полями залишкових напружень і деформацій, що, в свою чергу, ускладнює визначення напружено-деформованого стану конструкційного елемента в умовах додаткового експлуатаційного статичного чи змінного навантаження.

За відсутності гострих геометричних концентраторів пошкодження матеріалу конструкції визначається в'язким і крихко-в'язким механізмами, які залежать від ступеня розвитку пластичного деформування і являють собою комплексні процеси зародження рівномірно розподіленої мікропористості, її розвиток та перехід у макроскопічні дефекти. Тому аналіз докритичного руйнування матеріалу є важливим етапом визначення граничного стану та міцності відповідальних конструкцій. Але поява мікронесуцільності матеріалу взаємопов'язана із розвитком напружено-деформованого стану конструкції через нерівномірної зміни несучого нетто-перерізу. Тому побудова відповідних моделей прогнозування граничного стану зварних відповідальних елементів вимагає розробки та реалізації методології чисельного аналізу багатовимірних задач термопластичності та докритичного пошкодження.

В цій роботі на прикладі аналізу граничного стану та роботоздатності зварних трубопровідних елементів із неіржавіючих сталей на основі сучасних математичних моделей і критеріїв руйнування досліджено особливості впливу зовнішнього навантаження в умовах високотемпературної експлуатації на пошкоджений стан матеріалу та несучу здатність конструкції.

Зварні трубопровідні елементи (ТЕ) відносяться до типового класу конструкцій тривалої експлуатації, що характеризуються складним впливом зовнішніх чинників, таких як внутрішній силовий тиск транспортованого продукту, моменти згину на протяжних ділянках, підвищена температура, агресивне середовище, тощо. Це викликає деградацію властивостей матеріалу конструкції та появу дефектів несучильності (як макроскопічних, так і на мікрорівні), що призводить до зниження несучої здатності ТЕ, тому має бути враховане в рамках процедур технічної діагностики фактичного стану зварних труб для коректної експертної оцінки статичної міцності та залишкового ресурсу, в тому числі, із врахуванням набуті дефектності корозійно-ерозійного типу.

Для аналізу кінетики складних процесів при зварюванні та експлуатації зварних ТЕ

доцільно використовувати методи математичного моделювання на основі апробованих засобів чисельної і комп'ютерної реалізації просторових кінетичних моделей. Так, температурне поле при зварюванні визначається термічним впливом рухомого поверхневого зварювального джерела тепла. Теплопередача у зразку, що зварюється, зумовлена кондуктивними процесами, описання яких зводиться до розв'язання нестационарного рівняння теплопровідності:

$$c\gamma(r, \beta, z, T) \cdot \frac{\partial T(r, \beta, z)}{\partial t} = \nabla \left[\lambda(r, \beta, z, T) \cdot \nabla T(r, \beta, z) \right],$$

де $T, \lambda, c\gamma$ – температура, теплопровідність і об'ємна теплоємність матеріалу конструкції в даній точці, відповідно; r, β, z – координати в циліндричній системі.

Стік тепла в навколишнє середовище, температура якого T_C , враховується постановкою відповідних граничних умов за законами Ньютона і Стефана-Больцмана:

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_T \cdot (T - T_C) + \varepsilon_{SB} \cdot \sigma_{SB} \cdot (T^4 - T_C^4),$$

де n – нормаль до поверхні, α_T – коефіцієнт тепловіддачі, ε_{SB} – ступінь чорноти поверхні конструкції, σ_{SB} – константа Стефана-Больцмана.

Зародження пор в'язкого руйнування визначається розвитком пластичного плину металу як в ізотермічному, так і в неізотермічному випадку, тому в якості критерію зародження мікропор певної концентрації f_0 було обрано підхід Джонсона-Кука:

$$\int \frac{d\varepsilon_i^p}{\varepsilon_c} > 1,$$

де $d\varepsilon_i^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{d\varepsilon_{ij}^p \cdot d\varepsilon_{ij}^p}$, $d\varepsilon_{ij}^p$ – компоненти тензора приростів пластичних деформацій, ε_c – критична величина пластичних деформацій.

Наявність несучільності металу має вплив на розвиток напружено-деформованого стану металу конструкції при зовнішньому силовому впливі. Одним із визнаних підходів, які дозволяють врахувати цей фактор, є використання континуальної моделі Гурсона-Твергаарда-Нідлмана, в рамках якого поверхня текучості описується наступним чином:

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_T} \right)^2 - (q_3 \cdot f')^2 + 2 \cdot q_1 \cdot f' \cdot \cosh \left(q_2 \cdot \frac{3 \cdot \sigma_m}{2 \cdot \sigma_T} \right) - 1,$$

де q_1, q_2, q_3 – константи; f' – еквівалентна концентрація пор.

Подальше зростання пор, що зародилися, залежить від жорсткості напруженого стану та інтенсивності пластичного деформування металу і описується законом Райса-Трейсі:

$$dR = R_0 \cdot K_1 \cdot \exp \left(K_2 \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_i} \right) d\varepsilon_i^p,$$

де R, R_0 – поточний і початковий радіус пор, відповідно; σ_i – інтенсивність напружень; $K_1 = 0,28, K_2 = 1,5$ – константи.

Математичний розгляд об'єднаної задачі кінетики температурного поля, розвитку напружень і деформацій та формування докритичної пошкодженості базується на відповідному скінченно-елементному описі. Приріст тензора деформацій (з урахуванням наявності та рівномірного розподілу мікропор) може бути представлений наступним виразом:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij} \cdot (d\varepsilon_T + df/3),$$

де $d\varepsilon_{ij}^e, d\varepsilon_{ij}^p, \delta_{ij} \cdot d\varepsilon_T, \delta_{ij} \cdot df/3$ – компоненти приросту тензора деформацій, що зумовлені пружним механізмом деформування, пластичними деформаціями (миттєвої пластичності ε^m та повзучості ε^e), кінетикою неоднорідного температурного поля та пористістю, відповідно, $i, j = r, \beta, z; f$ – об'ємна концентрація пор.

Якщо деформації миттєвої пластичності визначаються положенням стану скінченного елемента відносно поверхні текучості, то процеси повзучості залежать від часу витримки та

поля напружень відповідно до функції повзучості конкретного матеріалу Ω :

$$d\varepsilon_{ij}^c = \Omega(\sigma_i, T) \cdot (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \sigma) dt.$$

Залежність деформацій від напружень визначається законом Гука та асоційованим законом пластичного плину, виходячи з наступного співвідношення:

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Psi \cdot (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \sigma_m) + \delta_{ij} \cdot (K \cdot \sigma_m + \Delta\varepsilon_T + \Delta f/3) - \frac{1}{2 \cdot G} \cdot (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \sigma_m)^* + (K \cdot \sigma_m)^*,$$

де δ_{ij} – символ Кронекера, тобто $\delta_{ij} = 1$, якщо $i = j$ і $\delta_{ij} = 0$, якщо $i \neq j$, σ – середнє значення нормальних компонентів тензора напружень σ_{ij} , $K = (1 - 2\nu)/E$ – модуль об'ємного стиску, $G = 0,5E/(1 + \nu)$ – модуль зсуву, символ «*» відносить змінну до попереднього кроку простежування, Ψ – функція стану матеріалу, що визначає умову пластичного плину в рамках моделі Гурсона-Твергаарда-Нідлмана.

Для розв'язання нелінійності при пластичному деформуванні було розглянуто функцію стану матеріалу Ψ , що задовольняє наступним умовам на поверхні текучості:

$$\Psi = \frac{1}{2 \cdot G}, \text{ якщо } \sigma_i < \sigma_s = \sigma_T \cdot \sqrt{1 + (q_3 \cdot f')^2 - 2 \cdot q_1 \cdot f' \cdot \cosh\left(q_2 \cdot \frac{3 \cdot \sigma_m}{2 \cdot \sigma_T}\right)};$$

$$\Psi > \frac{1}{2 \cdot G}, \text{ якщо } \sigma_i = \sigma_s;$$

стан $\sigma_i > \sigma_s$ недопустимий.

В якості критерію зародження макроскопічного руйнування використовувалася умова крихко-в'язкого руйнування, а саме виконання однієї з трьох умов:

$$\left(\Psi - \frac{1}{2 \cdot G}\right)_{KP} \geq \frac{\varepsilon_f - \varepsilon_p^*}{1,5 \cdot \sigma_i} \approx \frac{\varepsilon_f - \varepsilon_p^*}{1,5 \cdot \sigma_s(\varepsilon_p, T)};$$

$$f' \rightarrow f_d = \frac{2 \cdot q_1}{q_3} \cdot \cosh\left(\frac{3 \cdot q_2 \cdot \sigma_m}{2 \cdot \sigma_T}\right);$$

$$\frac{\sigma_1}{1 - 2 \cdot f/3} > S_K,$$

де S_K – напруження величини мікровідколу.

В рамках цього дослідження за допомогою наведеної чисельної методології було досліджено особливості граничного стану типового зварного технологічного трубопроводу діаметром $D=300$ мм і товщиною стінки $\delta=15$ мм, матеріал труби – неіржавіюча теплостійка сталь 15X2НМФА, що використовується для потреб атомної енергетики. Місце зварювання – кільцевий монтажний шов без термооброблення, периферія якого є областю зниженої стійкості металу до корозії, тому передбачено можливість формування локального дефекту втрати металу корозійно-ерозійної природи на поверхні труби біля зварного шва. Було проведено моделювання процесу однопрохідного монтажного зварювання для отримання розподілу залишкових напружень і деформацій в області нероз'ємного з'єднання. Розглядалися випадки ТЕ з наявним дефектом локального стоншення напівеліптичної форми на периферії шва та трубопроводу без макродефектів, умови експлуатації – температура $T_e=600-675$ °С при різних значеннях внутрішнього тиску транспортованого продукту P . В залежності від величини P інтенсивність розвитку деформацій повзучості різна і зумовлюється як власне експлуатаційними напруженнями в стінці ТЕ із урахуванням їх взаємодії з залишковими післязварювальними, так і концентратором напружень в області дефекту стоншення. Як приклад, на Рис. 1 показано порівняння накопичення пошкодження за в'язким механізмом в залежності від часу експлуатації для бездефектної труби (а) і з урахуванням наявності дефекту стоншення глибиною $a=5$ мм та довжиною $2s=50$ мм (б). Як видно з цих результатів, накопичення докритичного пошкодження є нелінійним, наявність концентратора суттєво знижує стійкість матеріалу трубопроводу до руйнування і знижує максимальний безпечний час експлуатування.

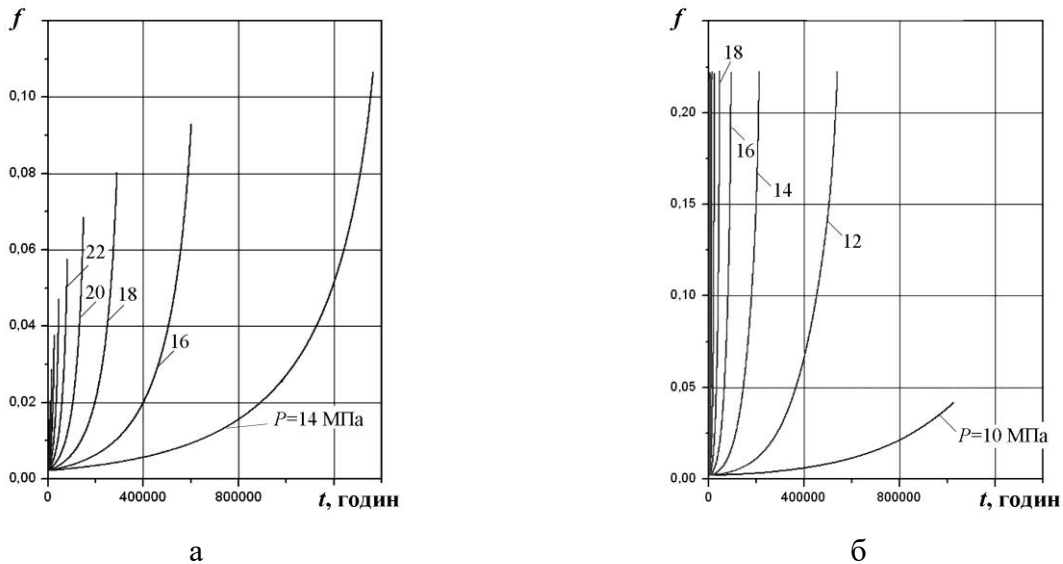


Рис. 1. Розвиток концентрації докритичного пошкодження матеріалу f трубопровідного елемента ($D \times \delta = 300 \times 15$ мм, сталь 15Х2НМФА) в процесі експлуатації при температурі 625 °С та різних значеннях тиску P : а – бездефектний випадок; б – за наявності локального дефекту стоншення

Розмір дефекту впливає на концентрацію напружень i , відповідно, на розвиток необоротних деформацій повзучості та докритичного пошкодження матеріалу. Це змінює стійкість дефектного ТЕ до макроруїнування, знижуючи граничний час експлуатації t_k в умовах комплексної дії внутрішнього тиску та високої температури. На Рис. 2 наведено розрахункові залежності t_k трубопроводу з дефектом стоншення стінки при $T_e = 650$ °С і $P = 8$ МПа, з яких можна зробити висновок про те, що в умовах високотемпературної експлуатації наявність дефекту стоншення, припустимого з точки зору статичної міцності, може значно впливати на скорочення довгострокового ресурсу через накопичення докритичної пошкоженості матеріалу в результаті деформування за механізмом повзучості.

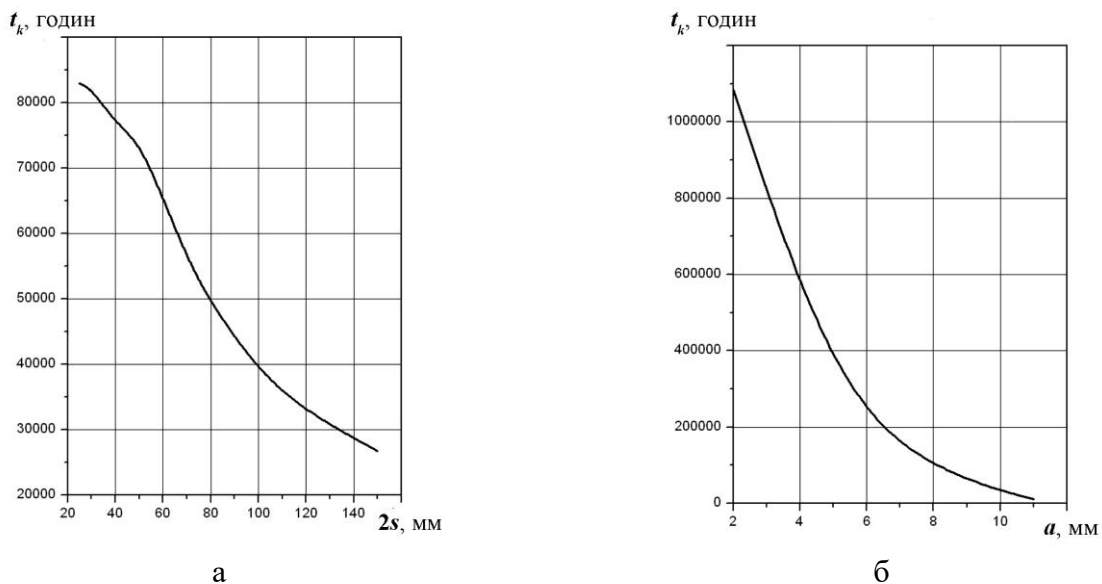


Рис. 2. Розрахункові залежності часу експлуатації трубопровідного елемента ($D \times \delta = 300 \times 15$ мм, сталь 15Х2НМФА при температурі $T_e = 650$ °С і тиску $P = 8$ МПа від розмірів дефекту стоншення: а – від довжини $2s$ при глибині $a = 8$ мм; б – від глибини a при довжині $2s = 30$ мм

ЗВ'ЯЗОК МІЖ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЮ ПОШКОДЖЕНІСТЮ КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ ТА ЇХ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ

Г. М. Никифорчин

Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів, Україна

Abstract. Long-term operation of structural steels causes an essential decrease of the mechanical properties, especially characteristics of brittle fracture resistance. It is often accompanied by an intensive development of in-bulk material damaging. Special effects of different types of damaging on the mechanical properties are considered in the paper. They can result from the first view even an improving of the certain properties in spite of the general deterioration of the metal state after service. Therefore the special attention should be given for the test procedure for prevention of uncorrected analysis in an evaluation of operated metal state.

Вступ.

Аналіз стану тривало експлуатованого металу інженерних конструкцій є однією з необхідних умов при обґрунтуванні можливості продовження їх залишкового ресурсу [1]. Такий підхід використовують, у першу чергу, для конструкційних матеріалів енергетичного та нафтохімічного обладнання, транспорту, мостів тощо, експлуатація яких триває десятками років і для яких особливо важливе подальше безпечне використання.

Встановлено, що в процесі тривалої експлуатації конструкційних сталей найінтенсивніше погіршуються характеристики опору крихкому руйнуванню [1–8], що небезпечно з огляду неконтрольованого росту тріщин, особливо за дії агресивних корозивно-наводнювальних середовищ. Їх роль двояка, оскільки вони: а) сильніше прискорюють руйнування саме деградованого матеріалу; б) сприяють експлуатаційній деградації матеріалу “в об’ємі”, що пов’язано з його наводнюванням. Останній чинник часто не береться до уваги, зазвичай враховують тільки напруження, спричинені механічним навантаженням конструкцій.

Розглядають різні стадії експлуатаційної деградації металу, серед яких найнебезпечнішою вважають розвиток пошкоджень, який, як відомо, інтенсифікується за дії наводнювальних середовищ. Цей процес відповідним чином впливає і на механічні властивості металу. Мета даної роботи – проаналізувати роль пошкоджень “в об’ємі” конструкційних сталей у формуванні їх поточних механічних властивостей.

Характерні особливості експлуатаційних пошкоджень “в об’ємі матеріалу”.

Слід брати до уваги можливий різний характер пошкоджень, що пов’язано з особливостями мікроструктури матеріалу, умовами механічного навантаження та дією агресивного середовища. Так, на прикладі теплостійких сталей теплоенергетичного обладнання показано (рис. 1а [9]), що експлуатаційна пошкодженість може бути межизеренною, коли цілі конгломерати зерен втрачають зв’язок з матрицею. Такий тип пошкоджень відзначають і для перлітних сталей трубопроводів транспортування вуглеводнів та пов’язують його з переміщенням вільного карбону в напрямі границь зерен і формуванням там нанопрошарків карбідів [10] (рис. 1б). Саме вони слугують межизеренному руйнуванню. Особливість цього механізму деградації металу полягає у потребі незначної кількості карбону, тому процес можливий навіть за повільної його дифузії за кімнатної температури, коли достатнє переміщення карбону на віддаль в ~ 1 мкм за десятки років експлуатації. У розвиток такого механізму можна додати, що у випадку наводнювання металу слід очікувати, що прискориться процес дифузії карбону [11] і, відповідно, утворення зерномежового нанопрошарку карбідів. У цьому випадку водень буде не тільки інтенсифікувати мікроструктурну деградацію металу, але повинен також полегшувати

розшарування між карбідами і матрицею за рахунок рекомбінації на межі фаз з атомарного в молекулярний стан.

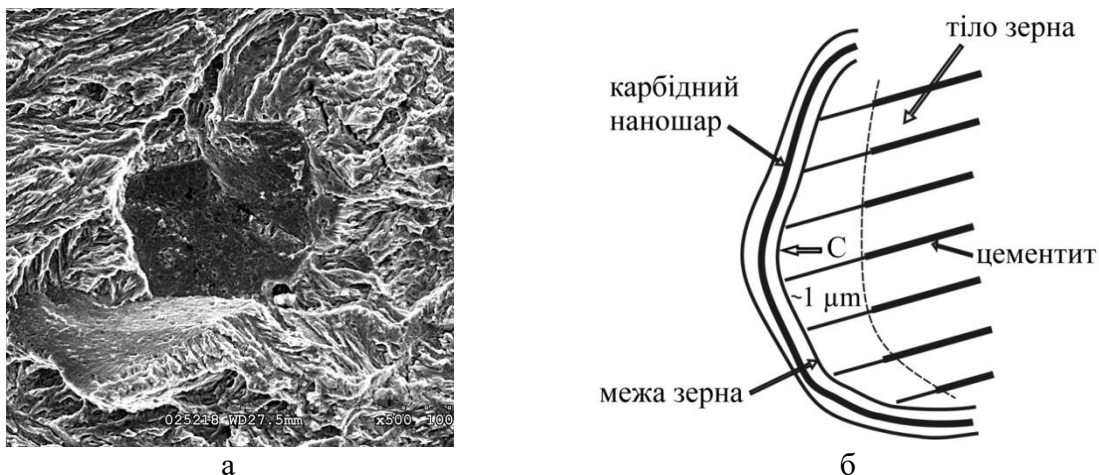


Рис. 1. Приклад експлуатаційної межизеренного пошкодження у сталі 15X1M1Φ (а) та схема утворення зерномежового нанопрошарку карбідів (б).

Стальному металопрокату властиві експлуатаційні пошкодження на межі витягнутих вальцюванням неметалевих включень [12], при цьому визначальна роль рекомбінації водню у молекулярний стан, що створює в дефектах його значні тиски.

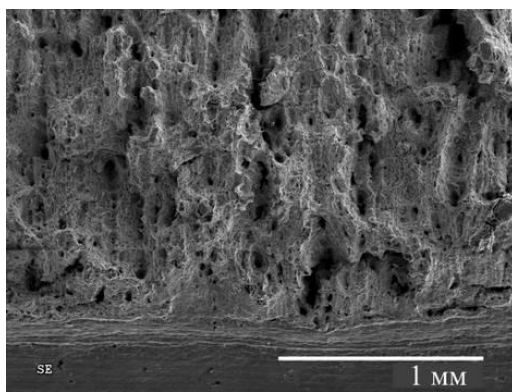


Рис. 2. Поверхня зламу після випробувань зразків Шарпі на ударну в'язкість сталі 17Г1С після 29 років експлуатації на магістральному газопроводі [13].

З прикладу на рис. 2 чітко видно ланцюжки ямкоподібних пошкоджень, які відбивають текстуру металопрокату, з якого виготовлено трубу. Очевидно, що такі округлі пустоти спричинені високим тиском водню.

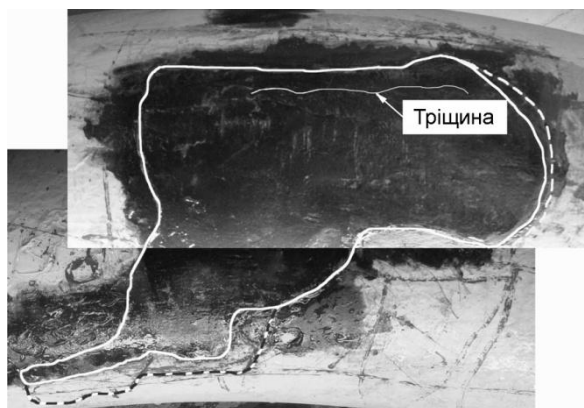


Рис. 3. Маркування експлуатаційного розшарування у коліні труби газопроводу (суцільна лінія) та його поширення у результаті гідропресування (пунктирна лінія).

Зазначимо, що саме такий механізм розвитку пошкоджень приводить до масштабного розшарування всередині стінки труби газопроводу (рис. 3 [11]). Це особливий випадок, оскільки при аналізі цілісності труби необхідно враховувати і тиск водню всередині такої порожнини. У наведеному прикладі на поверхню труби в зоні розшарування на віддалі ~ 60 мм від його контуру вийшла тріщина довжиною ~ 190 мм. Це означає, що поява такої тріщини пов'язана не з переорієнтацією поширення розшарування в радіальному напрямі, а розривом поверхні над порожниною.

Роль пошкоджень “в об'ємі матеріалу” та закономірності експлуатаційної деградації конструкційних сталей.

Зазначимо низку особливостей впливу пошкоджень на формування поточних механічних властивостей, які можуть призвести до некоректного аналізу стану металу. Перш за все, це певний вклад множинних пошкоджень у видовження зразків під час їх випробувань розтягом для визначення характеристик міцності та пластичності. Це завищує значення відносного видовження і може призвести до помилкового твердження про навіть збільшення пластичності металу внаслідок його експлуатації. Тому слід віддавати перевагу відносному звуженню як характеристиці пластичності. Крім того, запропоновано спеціальну геометрію зразків з концентратором значного заокруглення, роль якого полягає у концентрації деформації при розтягуванні зразків практично в одному його січенні [11].

Для оцінювання конструкційного матеріалу опору крихкому руйнуванню найчастіше використовують випробування на ударну в'язкість зразків Менаже та Шарпі. В першому випадку надріз тупіший, тому доля енергії зародження тріщини значніша. Однак, як показано в працях [14, 15], експлуатаційна деградація сталей проявляється, в першу чергу, у зниженні опору поширенню тріщин, тому слід віддавати перевагу випробуванням зразків Шарпі.

Важливо враховувати напрям вирізання зразків стосовно напрямку вальцювання прокату при визначенні механічних властивостей металу. Зокрема, за інтенсивного розшарування між неметалевими включеннями у вальцьованій трубній сталі випробування повздовжніх зразків на ударну в'язкість можуть не відбивати експлуатаційного зниження опору крихкому руйнуванню. У цьому випадку площина руйнування перетинає поверхню розшарування, що вимагає додаткової енергії. Тому запропоновано спеціальну геометрію зразків (та процедуру їх виготовлення) [16], у яких площина руйнування паралельна площині розшарування. Такі випробування відбивають експлуатаційне ослаблення адгезії між волокнами структури прокату та чітко вказують на зниження опору розшаруванню.

Висновки.

1. Експлуатаційне пошкодження в тривало експлуатованих конструкційних сталях може бути різним як за механізмом руйнування, так і його масштабністю. За дії наводнотривалого середовища процес розвитку пошкоджень прискорюється. Особлива роль відводиться карбону, який мігрує в напрямі дефектів типу границь зерен та утворює там нанопрошарки карбідів. Загалом декогезію між неметалевими фазами і феритом можна вважати універсальним механізмом розвитку пошкоджень як на мікро- так і макрорівні аж до великомасштабних розшарувань.

2. Запропоновано низку методичних рекомендацій щодо врахування особливостей експлуатаційної пошкоженості при оцінюванні поточного стану металу за його механічними властивостями.

Список використаної літератури

1. Технічна діагностика матеріалів і конструкцій: довідн. пос. / Під заг. ред. З. Т. Назарчука. Т. 1: Є. І. Крижанівський, О. П. Осташ, Г. М. Никифорчин, О. З. Студент, П. В. Ясній. Експлуатаційна деградація конструкційних матеріалів. – Львів: Простір-М, 2016. – 360 с.
2. Чувильдеев В. Н. Влияние старения на эксплуатационные свойства сталей магистральных газопроводов // Проблемы старения сталей магистральных

- трубопроводов: сб. трудов науч.-практ. семинара. Под общ. ред. Б. В. Будзуляка, А. Д. Седых. – Нижний Новгород: Университетская книга, 2006. – С. 18–67.
3. Механіка руйнування та міцність матеріалів: Довідн. пос. / Під заг. ред. В. В. Панасюка. Т. 11: Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів / Г. М. Никифорчин, С. Г. Поляков, В. А. Черватюк та ін. Під ред. Г. М. Никифорчина – Львів: Сполом, 2009. – 504 с.
 4. Крижанівський Є. І., Никифорчин Г. М. Корозійно-воднева деградація нафтових і газових трубопроводів та її запобігання: Наук.-техн. пос. у 3-х т. / Під ред. В. В. Панасюка. – Івано-Франківськ: Івано-Франківський нац. техн. ун-т нафти і газу: Т. 1: Основи оцінювання деградації трубопроводів. – 2011. – 457 с.; Т. 2: Деградація нафтопроводів та резервуарів і її запобігання. – 2011. – 447 с.; Т. 3: Деградація газопроводів та її запобігання. – 2012. – 432 с.
 5. Красовський А. Я., Лохман І. В., Ориняк І. В. Оцінка залишкового ресурсу трубопроводу, ушкодженого стрес-корозією // Трубопровідний транспорт. – 2012. – № 2. – С. 18–21.
 6. Масштабные урони деформации и разрушения теплостойких сталей / П. О. Марущак, С. В. Панин, А. З. Студент, Б. Б. Овечкин / Отв. ред. Пичугин В. Ф. – Томск: Из-во национального исследовательского Томского политехнического университета, 2013. – 236 с.
 7. Пустовой В., Рещенко І., Звірко О. Електрохімічний метод контролю експлуатаційної деградації механічних властивостей сталей морських порталних кранів // Вісник ТНТУ – Тернопіль: ТНТУ, 2015. – Том 77. – № 1. – С. 79–87.
 8. Corrosion degradation of old structures steels / О. І. Zvirko, Н. М. Nykyforchyn, М. Szata, А. Kutny, G. Lesiuk // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2014. – Спец. вип. № 10, Т. 1. – С. 29–33.
 9. Оцінювання впливу зупинок технологічного процесу на зміну технічного стану металу головних парогонів ТЕС / Г. М. Никифорчин, О. З. Студент, Г. В. Кречковська, А. Д. Марков // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2010. – № 2. – С. 42–54.
 10. Нечаев Ю.С. Физические комплексные проблемы старения, охрупчивания и разрушения металлических материалов водородной энергетики и магистральных газопроводов // Успехи физических наук. – 2008. – № 7. – С. 709–726.
 11. Похмурський В. І., Федоров В. В. Вплив водню на дифузійні процеси в металах. – Львів: ФМІ НАНУ, 1998. – 208 с.
 12. Діагностика водневого макророзшарування в стінці гину труби системи магістральних газопроводів / Л. Є. Харченко, О. Є. Кунта, О. І. Звірко, Р. С. Савула, З. А. Дурягіна // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2015. – № 4. – С. 84–90.
 13. Греділь М. І. Експлуатаційна деградація сталей магістральних газопроводів // Металлофизика и новейшие технологии. – 2008. – Т. 30, спец. вып. – С. 397–406.
 14. Effect of in-service degradation of trunk gas pipeline steel on its “in-bulk” properties / G. Gabetta, Н. М. Nykyforchyn, Е. Lunarska, Р. Р. Zonta, О. Т. Tsyrlunyk, М. І. Hredil, D. Yu. Petryna, Т. Vuherer // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – № 1. – С. 88–99.
 15. Кречковська Г. В., Студент О. З. Оцінювання деградації сталей парогонів за ударною в'язкістю на зразках з різною геометрією надрізу // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2016. – № 4. – С. 106–110.
 16. Analysis and mechanical properties characterization of operated gas main elbow with hydrogen assisted large-scale delamination / Н. Nykyforchyn, О. Tsyrlunyk, О. Zvirko, N. Kret // Engineering Failure Analysis. – 2017 (in Press). doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.07.015.

ВЗАЄМОЗВ'ЯЗОК І КІНЕТИКА ВТОМНОГО ПОШКОДЖЕННЯ ЗА УМОВ М'ЯКОГО І ЖОРСТКОГО РЕЖИМІВ НАВАНТАЖЕННЯ

А.І. Новіков, Г.В. Цибаньов

Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка

The previously developed model of the ultimate exhaustion of cyclic plasticity is applied to the summation of fatigue damages in predicting the longevity of cyclic loading regimes under irregular loading, namely the rigid loading regime. The developed method is used to determine the durability and kinetics of SSS for steels 45 and 1X2M under conditions of severe loading regimes in the amplitude of total and in elastic deformation.

Для відтворення умов роботи матеріалів в умовах конструкції виконують випробування в умовах м'яких і жорстких режимів регулярного і нерегулярного (програмного) навантажень. Тому, за наявності експериментальних даних за одного режиму навантаження, інтерес представляють методи їх перерахунку, за іншого режиму. Для цього запропоновано методи, включаючи використання лінійної і нелінійних гіпотез накопичення пошкоджень. Зважаючи на це розроблену модель граничного вичерпання циклічної пластичності (ГВЦП) [1] застосовано до підсумовування втомних пошкоджень для прогнозування довговічності за нерегулярних режимів циклічного навантаження, а саме за ступінчастого [2] і жорсткого режимів. Розроблений метод застосовано для визначення довговічності і кінетики НДС для сталей 45 і 1X2M в умовах жорстких режимів навантаження за амплітудою повної і розмахом непружної складової деформації.

Задачу переходу до жорстких режимів навантаження розв'язано як варіант ступінчастого м'якого циклічного навантаження: в основні рівняння моделі вводилося σ_a , залежне від поточного значення D_ϵ і заданого жорсткого режиму.

Розрізняють два типи жорсткого режиму – за контролем постійного значення амплітуди повної деформації $\epsilon_a = \text{const}$ і за контролем постійного значення розмаху непружної деформації $\epsilon_{ine} = \text{const}$. Далі на ПДЦД показано траєкторії навантаження, які відповідають м'якому і двом типам жорстких режимів для випадку, коли параметри навантаження (амплітуда напруження, амплітуда повної чи розмах непружної деформації) співпадають для половини довговічності в умовах цих режимів. Це представлено схематично у вигляді рис. 1 для циклічно зміцнюваного матеріалу.

На рис. 2 у відносних довговічностях схематично порівняно проекції отриманих траєкторій навантаження, які відповідають м'якому і двом типам жорстких режимів, згідно з рис. 1.

Як видно з рис. 2, режим $\epsilon_{ine} = \text{const}$ в порівнянні $\epsilon_a = \text{const}$ більш агресивний за зміною напружень, так як для нього спостерігається більша різниця між значеннями амплітуди напруження на початку і перед руйнуванням. А м'який режим більш агресивний за зміною непружної деформації. Виходячи з рис. 2 видно, що описані жорсткі режими навантаження можна вважати ступінчастим з змінюваною на кожному напівциклі навантаження амплітудою напруження.

Як видно з рис. 2, для режиму $\epsilon_a = \text{const}$ під час навантаження змінюються і амплітуда напруження і непружна складова деформації тобто – $\sigma_a = f(\epsilon_a, D_\epsilon)$ і $\epsilon_{ine} = f(\epsilon_a, D_\epsilon)$ (1). За режиму $\epsilon_{ine} = \text{const}$ під час навантаження змінюються амплітуда напруження і повна амплітуда деформації, тобто – $\sigma_a = f(\epsilon_{ine}, D_\epsilon)$ і $\epsilon_a = f(\epsilon_{ine}, D_\epsilon)$ (2).

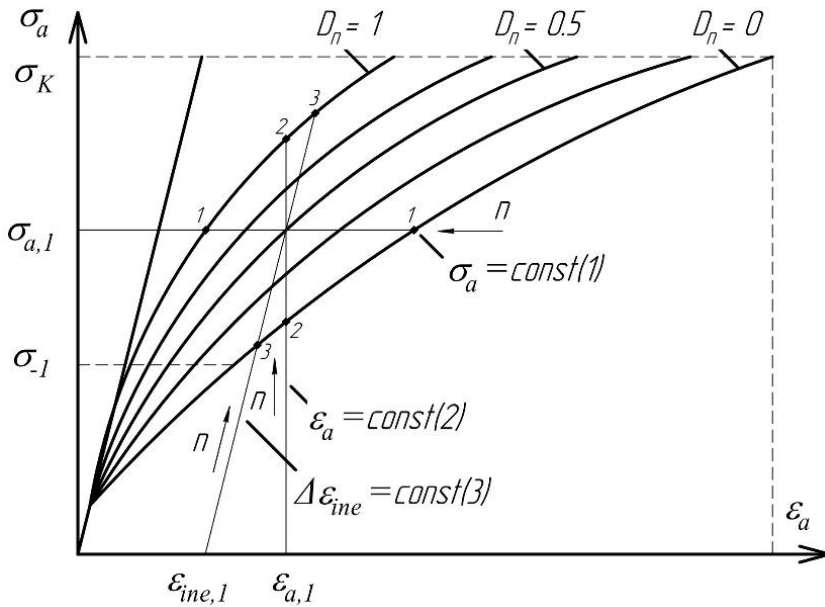


Рисунок 1 – Траєкторії навантаження, на прикладі зміцнюваної сталі, які відповідають м'якому (1) і жорстким режимам навантаження за амплітудою повної (2) і розмахом непружної деформації (3). Стрілкою показано напрямок напруцювання.

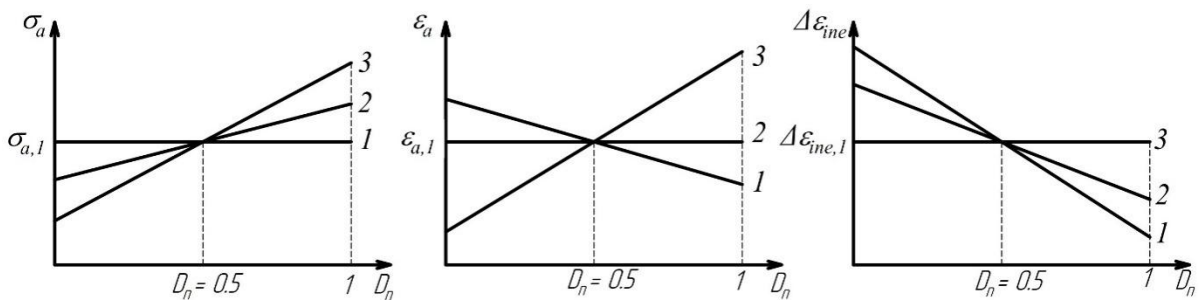


Рисунок 2 – Порівняння кінетики зміни амплітуди напруження (а) амплітуди повної (б) і непружної деформації (в) для різних режимів навантаження: 1 – м'який режим; 2 – жорсткий режим за амплітудою повної деформації; 3 – жорсткий режим за розмахом непружної деформації. Стрілкою показано напрямок зміни параметрів для зміцнення, для знеміцнення – навпаки.

Тобто, в процесі навантаження за дії постійної амплітуди одного з параметрів навантаження два інші параметри неперервно змінюються. Тоді, для жорстких режимів навантаження записано, що:

$$\begin{cases} \varepsilon_a = const; \\ \{\sigma_a, \varepsilon_{a,ine}\} = f(\varepsilon_a, D_\varepsilon); \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \Delta\varepsilon_{ine} = const; \\ \{\sigma_a, \varepsilon_a\} = f(\varepsilon_{ine}, D_\varepsilon). \end{cases} \quad (2)$$

Тоді системи рівнянь для визначення зміни параметрів навантаження (кінетики НДС) для описаних жорстких режимів (1)–(2) записано за допомогою рівнянь моделі ГВЦП у вигляді (3)–(4).

Для описаних жорстких режимів навантаження за моделлю ГВЦП розраховані криві втоми для сталей 45 і 1Х2М (рис. 3). Розраховані за моделлю криві втоми добре узгоджуються з експериментальними кривими (рис. 3). Якщо ввести в розгляд коефіцієнт підсумовування S , то з врахуванням отриманої кінетики σ_a (рис. 3), для зміцнюваних матеріалів він дорівнює 1,07 для знеміцнюваних – 0,93 від розрахованого за лінійною гіпотезою.

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_a = const; \\ \varepsilon_a - \frac{\sigma_{a,i}}{E} = A_\varepsilon \cdot (\sigma_{a,i})^{B_\varepsilon} \cdot \left(L_0(\sigma_{a,i}) + \frac{\sigma_{T,i} - \sigma_{T,0}}{\sigma_{T,cr} - \sigma_{T,0}} \cdot (L_K(\sigma_{a,i}) - L_0(\sigma_{a,i})) \right); \\ \varepsilon_{ine,i} = \varepsilon_a - \frac{\sigma_{a,i}}{E}; \end{array} \right. \quad (3)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{ine} = const; \\ \varepsilon_{ine,i} = A_\varepsilon \cdot (E(\varepsilon_{a,i} - \varepsilon_{ine}))^{B_\varepsilon} \cdot \left(L_0(E(\varepsilon_{a,i} - \varepsilon_{ine})) + \frac{\sigma_{T,i} - \sigma_{T,0}}{\sigma_{T,cr} - \sigma_{T,0}} \cdot (L_K(E(\varepsilon_{a,i} - \varepsilon_{ine})) - L_0(E(\varepsilon_{a,i} - \varepsilon_{ine}))) \right); \\ \sigma_{a,i} = E(\varepsilon_{a,i} - \varepsilon_{ine}), \end{array} \right. \quad (4)$$

де $\sigma_{T,i}$ – циклічна границя текучості в i -ому напівциклі навантаження, причому $i \in 0 \dots 2N$, а N – кількість циклів до руйнування при заданій амплітуді циклічного напруження σ_a ; E – модуль пружності I -го роду; ε_{ine} , $\varepsilon_{ine,i}$ – амплітуда непружної деформації і її значення в (i) -му циклі навантаження; σ_T , $\sigma_{T,0}$, $\sigma_{T,cr}$ – поточне, вихідне і критичне значення циклічної границі текучості; $\varepsilon_a(\sigma_a, D_\varepsilon)$, $\varepsilon_e(\sigma_a)$, $\varepsilon_{ine}(\sigma_a, D_\varepsilon)$ – функції, які описують амплітуду повної, пружної і непружної складової повної діаграми циклічного деформування, відповідно; $f(\sigma_a, D_\varepsilon)$ – функція, яка враховує зміну значення непружної деформації при циклічній деградації матеріалу, що враховується пошкодженням D_ε ; A_ε , B_ε – коефіцієнти рівняння діаграми (4) на стадії стабілізації непружної деформації, L_0 , L_K – функції непружної деформації в початковому і кінцевому стані, відповідно.

Враховуючи зміну параметрів навантаження, розрахованою за системою рівнянь (3)–(4) з умовами, описаними вище, визначено кінетику НДС для жорсткого режиму за $\Delta\varepsilon_{ine}$, як для більш агресивного режиму (рис. 4). З рис. 4 видно, що для зміцнюваних матеріалів (на прикладі сталі 45) відбувається збільшення амплітуди напружень і амплітуди повної деформації, для знеміцнюваних (1X2M) – навпаки.

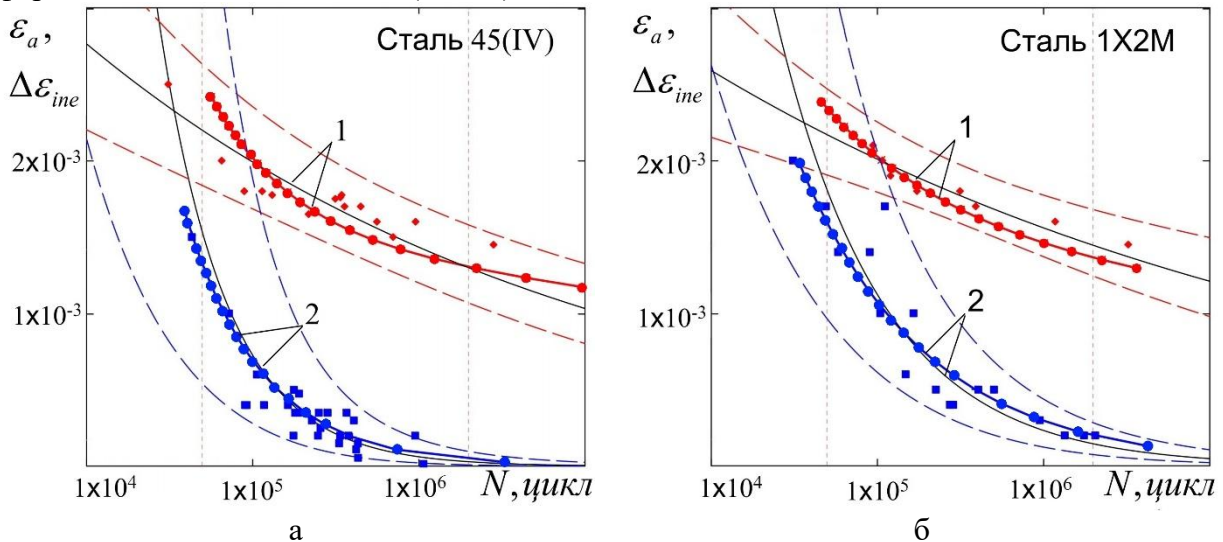


Рисунок 3 – Розрахункові (лінії з точками) і експериментальні (гладкі лінії) криві втоми для жорстких режимів навантаження за амплітудою деформації (1, червоні лінії) і за розмахом непружних деформацій (2, сині лінії) для сталей 45 (а) і 1X2M (б): штрихові лінії – границі розсіювання; точки – експериментальні дані.

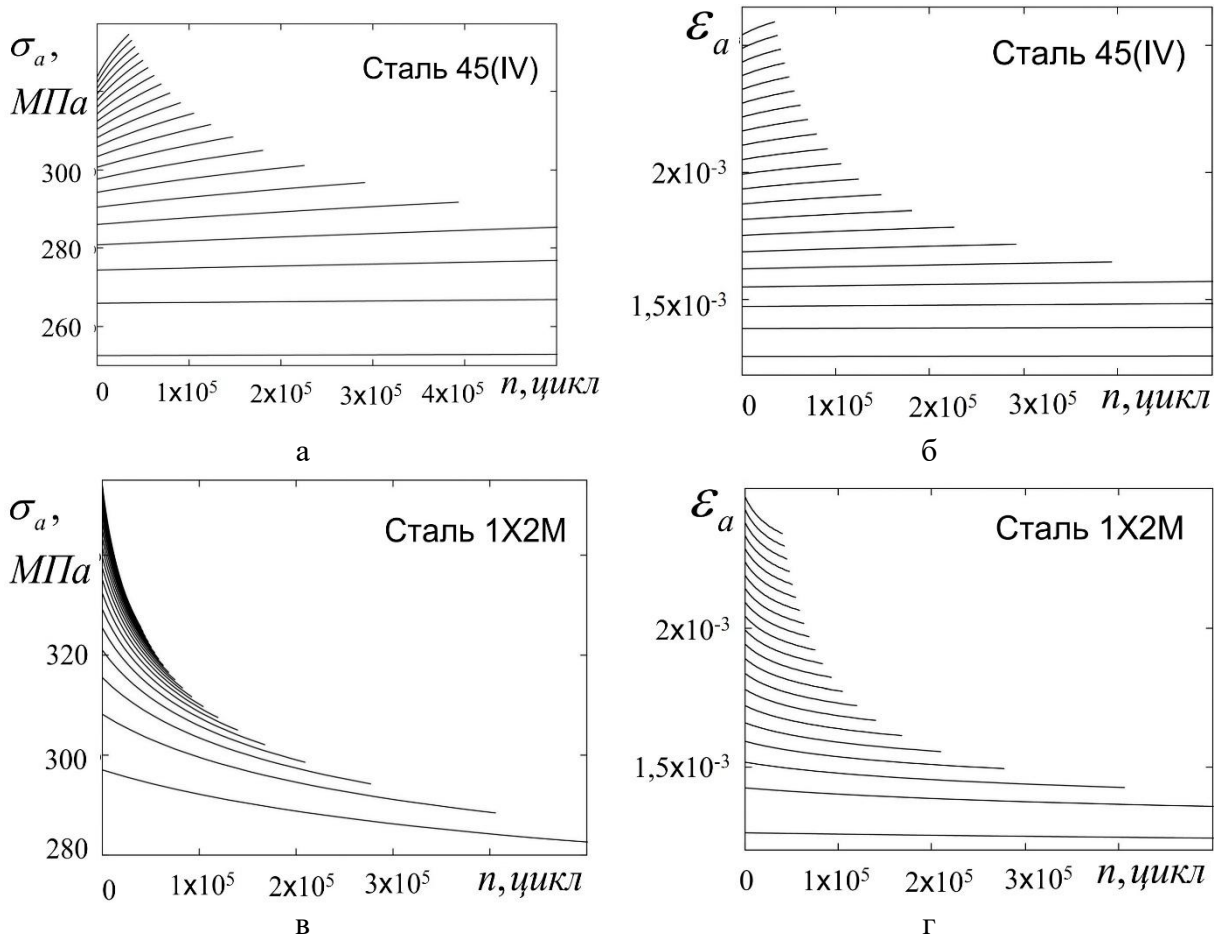


Рисунок 4 – Кінетика напружень і амплітуд повної деформації для жорсткого режиму навантаження за розмахом непружної деформації $\Delta \epsilon_{ine}$ для дискретних значень $\Delta \epsilon_{ine}$, які відповідають багатocyкловій втомі.

Показано використання розробленої моделі ГВЦП для оцінки втомної довговічності, а також кінетики непружних деформацій, напружень і пошкодження за наявності експлуатаційних факторів – змінних амплітуд циклічного навантаження. Наведено розрахунок довговічності для змінних амплітуд циклічного навантаження і побудови кривих втоми, що відповідають жорстким режимам навантаження за $\epsilon_{ine} = \text{const}$ і $\epsilon_a = \text{const}$, виходячи з даних, отриманих за умов м'якого режиму навантаження. Результати розрахунку показали добру відповідність експериментальних і розрахункових даних.

ЛІТЕРАТУРА

1. Tsyban'ov G.V., Novikov A.I. Ultimate hardening / softening model of material for fatigue crack initiation onset and determination of its parameters // International Journal of Fatigue. – 2012. – Volume 39. – P. 15 – 24.
2. Цибаньов Г.В., Новіков А.І. Оцінювання втомного пошкодження і залишкового ресурсу матеріалу за моделлю граничного вичерпання пластичності // Вісник ТДТУ. – 2009. – №3. – С. 53 – 65.

DAMAGING OF A STRUCTURAL STEEL UNDER MONOTONIC AND CYCLIC DEFORMATION

G.G. Pisarenko, O.V. Voynalovich A.M. Mailo

G.S. Pisarenko Institute for Problems of Strength, National Academy of Sciences of Ukraine

Abstract. The paper presents the characteristics of inelastic properties of the surface material of laboratory specimens under monotonic deformation and fully reversed cyclic loading. The comparative results are shown for calculating the values of the surface layer inelastic strains determined based on the fractal parameterization method for statistically non-uniform surfaces of the material for two states of the deformation-induced relief under identical conditions of elasto-plastic deformation in specimens. The kinetic characteristics of discrete strains in the material at the stage of non-localized damaging are presented.

Introduction. It is shown in [1] that, under cyclic deformation, the mechanical properties of an elasto-plastic material are changed in the first cycle of loading. Under elastic deformation, a cyclic change (hardening-softening in fatigue) in the mechanical properties of a structural steel becomes apparent due to a local non-linearity of the deformation characteristics of microstructural elements that accompanies damaging. The action of the damaging mechanism is due to the non-uniformity of distribution of local plastic shears in the material [2].

The effect of non-uniformity of the mechanical properties under loading discovered by Bauschinger takes place because of the spatial mismatch in the mutual orientation of structural elements and manifests itself in the reduction of the mechanical properties of a metal under monotonic loading as well. The material ability to resist dispersed or non-localized damage is determined by the parameter of stress distribution in local volumes of the surface layer of the deformable polycrystalline object under deformation.

According to the damage model proposed in [3], under cyclic loading, the fracture develops first by the dispersed damage mechanism with a subsequent change in the fracture mechanism – from the micro- and meso-levels to the macro-level - and is completed by macrocrack formation in the surface layer, with the process transition to internal volumes of the material according to the self-similar mechanism [4]. Under monotonic loading, the process of fracture in structural components is also localized in the stress concentrator zone of the surface layer [3]. In both cases, the sequence of change in the damage mechanism scale at a macro-crack tip is identical. The main difference lies in the volumes of the loaded material and time of action of the effective stress amplitude value.

The goal of this paper is to reveal the regularities in damaging under cyclic and monotonic loadings of structural steels determined using the criterion of accumulated damage in the surface layer of the laboratory specimen.

Investigation procedure. The investigations were performed using specimens of austenitic steel Kh18N10T (an analog of steel SAE321) as an example [5], which is widely used in engineering; its physico-mechanical properties are summarized in Table 1.

Table1. Physico-mechanical properties of steel Kh18N10T.

$\sigma_{0.2}$, MPa	$\sigma_{\text{ultimate strength}}$, MPa	E , MPa	σ_{-1} , MPa
314	628	$2,4 \cdot 10^5$	230

The analysis of material damage kinetics was carried out on standard flat specimens of hour-glass shape. The specimens were subjected to mechanical loading in monotonic tension and uniform tension-compression with fully reversed stress cycles. Values of stress amplitudes were chosen based on the results of [2]. The chosen range of cyclic stress levels is below the proportionality limit. The characteristics of Fig. 1 approximate the variations in the inelastic strain amplitude of the specimen. The surface area of 1.0 mm^2 was scanned by a resonant scanner at 12-point locations. Each point in Fig. 1 represents a statistical data set of 1000 units in size [6].

A dimensionless index of the fractal dimension of micro-plastic strain amplitudes, which is a kinetic characteristic of the cumulative inelasticity in the surface layer and is defined by the Hurst parameter H [6] by the below formula, was chosen as a parameter characterizing the metal damage:

$$\frac{R(t)}{S(t)} = \frac{[X(t)]_{\max} - [X(t)]_{\min}}{S(t)}$$

where: R/S is the normalized range, R is the deviation range X , $(X)_{\max}$ is the maximum value for X , $(X)_{\min}$ is the minimum value for X .

The range is cumulative deviation over N periods or the difference between the maximum and minimum calculated values of the parameter H :

$$X = \sum_{i=1}^t (n_i - M_N)$$

where X is cumulative deviation over N periods, n_i is the deviation during a period of loading, M_N is the mean n_i over N periods.

Results and their discussion. Figure 1 depicts the results for discrete measurements of cumulative inelastic strain range over the surface area of 1.0 mm^2 of the specimens after loading. According to the model presented in [7], the local fracture initiation occurs at the stage of dispersed damage in the zone of maximum strains accumulated as a result of the exhaustion of the local plasticity margin. The position of the upper portions of kinetic characteristics 1 and 2 in Fig. 1 corresponds to this state of specimen dispersed damage.

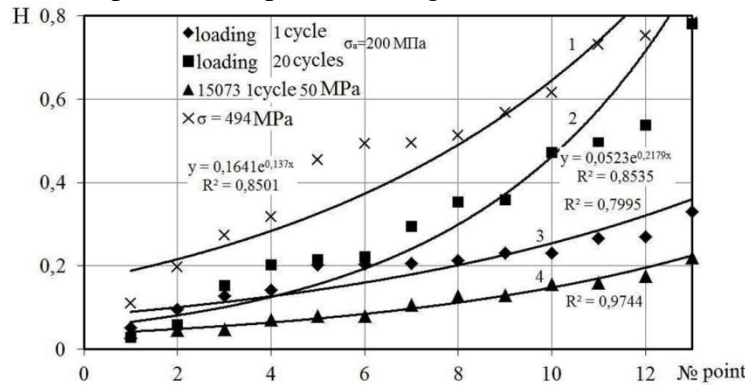


Fig. 1. Influence of the monotonic tension (curve 1) and cyclic tension-compression (curves 2-4) on the amplitude of the accumulated range of inelastic strain amplitudes (parameter H).

The range of the point values on curve 1 (the values of the parameter H) characterizes the dispersion of the inelastic strain amplitudes determined by the growth kinetics of surface strain defects in specimens under mechanical loading.

The damaging of the specimen material subjected to the action of 20 cycles of loading with the amplitude of 200 MPa corresponds to the maximum value of the parameter $H = 0.8$ (Fig. 1, curve 2). For the specimen subjected to one fully reversed stress cycle $\sigma = 200 \text{ MPa}$ (Fig. 1, curve 3), the maximum value of the parameter H is $H = 0.3$.

The 20 cycle loading with stress amplitude $\sigma = 200 \text{ MPa}$ caused a 60%-increase in the maximum value of H . The values of the parameter H in the range of the points representing the natural state (called non-uniform state) of the material are within $H_{\min}/H_{\max}=0.1$.

The regularities in the inelastic strains accumulated under monotonic tensile loading ($\sigma = 494 \text{ MPa}$) and in tension-compression ($\sigma_a = 200 \text{ MPa}$), as shown in Fig. 1 (curves 1 and 2), are similar in amplitude of the maximum distribution values and kinetics of the parameter H . The noted regularity in the accumulation kinetics of strain defects under quasi-static and alternating loading expressed in terms of the damage parameter H , can define the limiting state of the material and its ability to resist damage under different loading conditions irrespective of the loading history and rate [9].

It follows from the analysis of the results obtained that the value of the parameter H in the data sample increases monotonically, characterizes the non-uniformity of strain defects accumulated in the surface layer of the specimen material and reaches the maximum in-sample

value before local fracture. Under monotonic tension, the increase in the parameter H is determined by the stress amplitude, whereas under reversed cyclic tension-compression loading, its value is determined by the number and duration of tension cycles defining the dwell time at the maximum amplitude of tension cycle, during which the parameter H of the material reaches the maximum value.

As a result of the elasto-plastic deformation, irrespective of the loading conditions, the surface of metal in a specimen and structural component is subjected to changes governing the service life, which appear in the form of a deformation-induced surface strain relief and can influence the results of measuring the state of inelastic strains in the surface layer, as reported in [8]. To assess the influence of the strain relief condition, Fig. 2 shows the dependence characteristics of the parameter H on the amplitude of discrete strains on the specimen surface. The characteristics are obtained for three surface geometries: with the surface roughness corresponding to class 7, after monotonic loading above $\sigma_{0.2}$ and for the polished surface after loading. The measurement data on the discrete inelasticity of the specimen under investigation are compared with the initial state after mechanical polishing for eliminating discrete surface deformation-induced defects (the amplitude is less than 3.2-6.3 μm). The influence of the deformation-induced relief was determined from the change in the highest in-sample value of the parameter H [8].

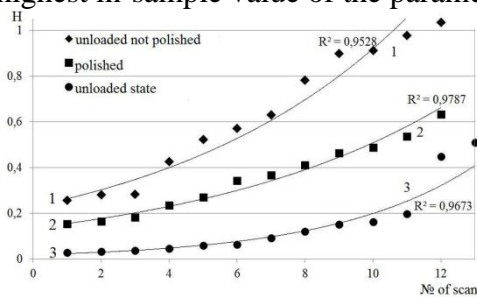


Fig. 2. Influence of discrete plastic deformation in the surface layer on the parameter H

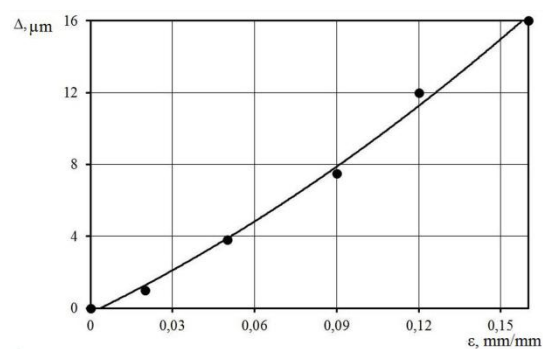


Fig. 3. Kinetics of increase in the amplitude of discrete plastic strain in the surface layer under monotonic loading [10]

The minimum value of H corresponds to the initial state of the accumulated inelastic strain level of the material (Fig. 2). The parameter H value corresponds to the maximum density of strain defects accumulated in monotonic tension for $\sigma_+ = 494 \text{ MPa}$, which corresponds to the value of the parameter H equal to 0.8 (curve 1 in Fig. 2). After removing deformations on the surface of the specimen by way of mechanical polishing up to the level where the specimen surface is in an unloaded state, the maximum value of the parameter decreased down to the level of $H = 0.6$.

Therefore, the component of the damaging parameter caused by discrete surface deformations is 40% of the initial one. The maximum in-sample value of the damaging parameter $H = 0.8$ is due to the circumstance that when the specimen is loaded above the yield stress, an increase in the discrete surface strain amplitude up to 16 μm takes place, which has an influence on the increase of the parameter H (Fig. 3) [10]. In the elastic deformation of the specimen under the stress lower than $\sigma_{0.2}$, the influence of the deformation-induced relief will be insignificant, because the roughness amplitude is within 1.0 μm (Fig. 3) [9], which is much below the amplitude of the deformation-induced surface roughness corresponding to class 7 [10] (Fig. 4). From Fig. 4, it follows that the surface roughness of 3.2-6.3 μm or less introduces an error of less than 5% into the non-uniformity of distribution [10].

The results of the analysis of the obtained data provide a basis for assessment of the dispersed damaging of the metal under deformation with consideration of the kinetic features of the non-uniformity of inelastic strains in the surface layer of the specimen. The methodology of the approach is based on the use of the variation with time of the characteristics of distribution of discrete inelasticity in the surface layer material for assessing the damaging of the structural steel [6]. In [9], it is shown that, prior to fracture, this characteristic takes a fixed value whose maximum initiates the localized damage and is independent of the mechanical loading history.

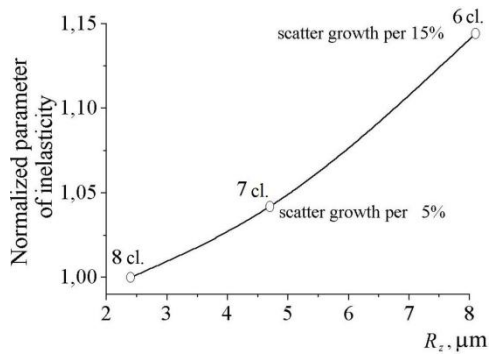


Fig. 4. Influence of the amplitude of discrete surface plastic strains on the inelasticity parameters

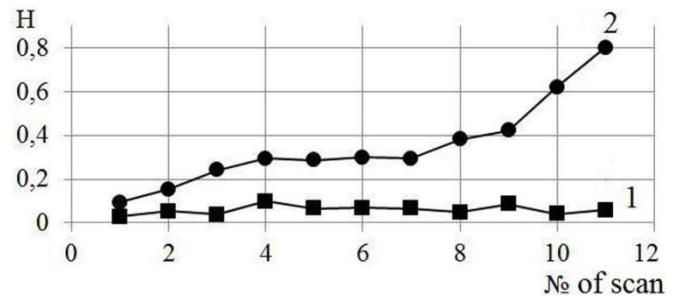


Fig.5. The increasing behavior of the limiting values of descriptive statistics parameters of the sample data set for the coefficient H. 1-H=H_{min}, 2-H=H_{max}.

Figure 5 depicts the monotonic variation behavior of the maximum and minimum values [9] of the parameter H characterizing the amplitude of local variations in the material.

Conclusions

- An approach has been proposed for the analysis of discrete inelastic deformation characteristics of the material under monotonic and cyclic loading of laboratory specimens.
- A general character of the regularities in the dispersed damaging of the structural steel has been revealed for two modes of deformation - in monotonic tension and symmetrical tension-compression – determined by the limiting amplitude criterion in the discrete data set.
- It has been shown that the fractal parameterization method is suitable to describe the damaging characteristics of the surfaces of specimens with a different loading history. This method is appropriate for the parameterization of discrete statistically non-uniform surfaces, owing to which the identity of the damage assessment criteria under the investigated loading conditions is provided.
- The proposed approach can be used for assessing the damaging of structural elements under unsteady operating conditions.

1. J. F. Bell, *Experimental Fundamentals of Mechanics of Deformable Solids. Part II. Finite Strains*, Moscow, Nauka, 1984
2. Ivanova V.S., et al., in: *Synergetics and Fractals in Material Science* [in Russian] Moscow, Nauka, 1994.
3. V.T. Troshchenko, *Fatigue of Metals under Nonuniform Stressed State. Part 1.* [in Russian], Kiev, Naukova Dumka, 1985.
4. V. I. Danilov, L. B. Zuyev. Macrolocalization of plastic strain and stage character of plastic flow in polycrystalline metals and alloys. *Advances in Physics of Metals* [in Russian], Vol. 9, No 4, pp. 371-422, 2008.
5. *Mechanical Properties of Structural Materials in a Complex Stress State* (Edited by A.A. Lebedev, Academician of the NAS of Ukraine, “In-Yure” Publishing House, 2003.
6. G.G. Pisarenko, A.M. Mailo. Method for determining the statistical surface properties of nonuniform materials. In: *Nadezhnost' i dolgovechnost' mashin i sooruzheniy (Reliability and Durability of Machines and Structures)*. Issue No.40. pp.158-165, 2015.
7. T.Yu. Yakovleva . *Local Plastic Deformation and Fatigue of Metals* [in Russian], Naukova Dumka, Kiev, 2003.
8. O. Wouters, W.P. Vellinga, R. van Tijing, J.Th.M. De Hosson. Effects of crystal structure and grain orientation on the roughness of deformed polycrystalline metals, *Acta Materialia*, Volume 54, Issue 10, , pp. 2813–2821, June 2006.
9. G.G. Pisarenko, A.M. Mailo. Amplitude characteristics of inelasticity in steel Kh18N10T under high-cycle loading. *Problems of Strength*, No 2, pp.167-175, 2016.
10. A.M. Mailo. Influence of cyclic deformation on the non-uniformity of the physico-mechanical properties of a surface layer of structural metallic materials under fatigue. *Abstract of the Thesis for a Candidate's Degree of Technical Sciences* [in Ukrainian], Kyiv, 2011.

МОДЕЛЬ ВНУТРІШНЬОТРУБНОЇ КОРОЗІЇ ТРУБОПРОВІДІВ ПІД ДІЄЮ ГАЗОГІДРАТІВ

Л.Я. Побережний, А.В. Грицанчук, М.П. Мазур

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу. Україна, 76019, Івано-Франківськ, Карпатська, 15.

Corrosion is the main cause of pipeline malfunction, which leads to severe degradation of the environment, therefore, it is necessary to predict the integral duration of the pipeline service. In this paper, the prediction model of the corrosion rate of a gas pipeline under the influence of gas hydrates is considered. The model based on the thermodynamic properties of the liquid and gas entering the formed gas hydrate under the influence of different operating conditions.

Вступ. Корозія, яка є однією з основних причин витоку/розриву трубопроводу, - це хімічна або електрохімічна реакція між металом та його середовищем, що призводить до погіршення матеріалу та його властивостей [1]. Характер і ступінь корозії є функціями концентрації та особливих комбінацій різних агресивних компонентів всередині труби, а також умови експлуатації трубопроводу, такий як рН, температура, швидкість, доступні окислювачі. Прогнозуюча модель належить до категорії превентивних заходів. Вона може прогнозувати вірогідний термін служби труби для промислового використання при плануванні часу заміни.

На практиці, локалізована корозія є найнебезпечнішою з усіх та може призводити до серйозних аварій, тому саме її було б дуже важливо спрогнозувати. З своїм характером локалізована корозія металів є стохастичною та пов'язана з двома стохастичними процесами: руйнуванням пасивної плівки та репасивацією відкритої зони. Шмітт (2000) розробив стохастичну (ймовірну) модель для прогнозування локалізованої корозії, яка спричиняється дією потоку. Добре відомо, що існують, серед інших, такі зовнішні чинники як рН, температура, парціальний тиск кородуючої речовини, які спричиняють швидку, локалізовану корозію вуглецевої сталі, тому при розробці прогнозуючої моделі все це необхідно взяти до уваги.

Розвиток моделей корозійних пошкоджень є ще одним цікавим аспектом в галузі наукових досліджень корозії. Це спричинено тим фактом, що якість будь-якого аналізу руйнування чи експлуатаційної надійності залежить, великою мірою, від моделі корозії. У різні роки запропоновано лінійну та білінійну моделі для корозійного пошкодження, які вважались придатними для проектування, пізніше була розроблена стаціонарна трилінійна модель з ще однією степеневою функцією. Сорс та Габатов запропонували нелінійну модель, яка описувала зростання корозійного пошкодження в трьох фазах: зносостійкість покриття, перехід до візуально очевидної корозії з експоненціальним ростом, розвиток та вирівнювання такої корозії. Квін та Куї припускали, що швидкість корозії визначається прирівнюванням об'єму точкової корозії до рівномірної корозії. Модель корозії Паїку також розділяла характер корозії на три фази. В моделі Іванова припускалось, що перехідна фаза нелінійного зменшення товщини збільшується з часом у вигляді лінійної залежності (співвідношення). Ванг зібрав велику базу даних вимірів товщини, щоб встановити співвідношення регресії корозійного пошкодження як функції часу, що надає цінність зібраним даним. Гарбатов в подальшому використав модель Сорса та Габатова (1999) для даних Ванга (2003) та виявив, що нелінійна модель дуже добре відображає дані. Хоча всі моделі, згадані вище, розглядають стійкість ізоляційного покриття, в ширшому сенсі, час для ініціації та розвитку процесу корозії, в усіх них час розглядається в якості єдиного параметру та визначено різні фази корозії, але в жодній з них не брався до уваги вплив факторів навколишнього середовища.

Для вдосконалення цих моделей, Сорс (2005) вивчив вплив різних факторів навколишнього середовища, які були визначені Мелчерсом на характері корозії сталевій

плити, яка повністю занурена в солону воду. Вони запропонували нову модель корозії, що базується на нелінійній функції, що залежить від часу. В цій моделі було враховано впливи різних факторів навколишнього середовища включно з солоністю, температурою, розчиненим киснем, рН та швидкістю потоку. Ця модель є кращою за інші, оскільки замість середніх даних про корозійне пошкодження, вона надає інформацію про те, як корозія змінювалась під впливом зовнішніх факторів. Однак ця модель була занадто громіздкою для обчислення.

Жодна з представлених моделей не фокусувалась на розробці моделі з урахуванням взаємозв'язку газового гідрату та корозії. Фактично, літературні джерела, де б розглядалась можливість гідратних грудок запускати процес розвитку корозії в трубопроводах природного газу відсутні.

Мета роботи. Розробка емпіричної моделі розрахунку швидкості корозії де газовий гідрат розглядається в якості кородуючого агента.

Методика дослідження. В моделі розглядалися трубопроводи з вуглецевої сталі, по яких транспортується природний газ при різних показниках температури, тиску, показника рН. Для усереднених експлуатаційних умов пропонується наступне рівняння швидкості корозії:

$$V_{cr} = K_t \cdot f_t^{0,36} \cdot \left(\frac{\tau}{19}\right)^{0,146+0,0324 \cdot \log f_t} \cdot f(pH)_t \quad (1)$$

де K_t – константа швидкості корозії при різних температурах, яка подана в табл. 1; $f(pH)_t$ – рН - фактор; f_t – коефіцієнт фугітивності; τ – динамічний тиск.

Таблиця 1 – Константа швидкості корозії при різних температурах

Температура, °C	K_t
0	0,179
2,5	0,266
5	0,42
7,5	0,584
10	0,865
12,5	1,282
15	1,59
20	4,762

Модель базується на принципах турбулентного потоку, закритої системи та умовах однорідної фази. При створенні цієї моделі особливу увагу приділено термодинамічним властивостям складу газу; ця модель є прогнозуючою за своєю сутністю, оскільки за її допомогою можна спрогнозувати залишковий ресурс трубопроводу.

В статті розглядається модель швидкості внутрішньої корозії, що виникла в результаті гідратоутворення в сегменті трубопроводу природного газу. Розроблена модель базується на стандарті NORSOK [2] і застосуванні термодинамічних властивостей можливого складу гідрату. Склад гідрату є наступним: 90% решітки гідрату складає вода, 10% – інші компоненти. Іншим компонентом в даній роботі є природний газ із складом, який використовувався в лабораторії для східного нафтогазового регіону.

Вплив рН в межах діапазону робочої температури розраховуємо за рівнянням (2) для діапазону значень $3,5 \leq \text{pH} < 4,6$ або за рівнянням (3) для $4,6 \leq \text{pH} \leq 6,5$.

$$f(pH)_t = 2,0676 - (0,2309 \cdot \text{pH}) \quad (2)$$

$$f(pH)_t = 4,342 - 1,051 \cdot \text{pH} + 0,0708 \cdot \text{pH}^2 \quad (3)$$

Високе динамічний тиск в трубі може спричинити розвиток глибоких виразкових корозійних уражень, так звану *mesa*-корозію [3].

Динамічний тиск, спричинений рухом газорідинної суміші - це параметр, який береться до уваги при моделюванні швидкості корозії:

$$\tau = 0,125 \cdot \rho_m \cdot \lambda \cdot V_m^2 \quad (4)$$

де ρ_m – густина газорідинної суміші, кг/м^3 ; λ – коефіцієнт гідравлічного опору; V_m – швидкість

газорідинної суміші, м/с.

Для розрахунків коефіцієнта тертя потрібно визначити структуру течії газорідинної суміші. Для цього необхідно порівняти безрозмірну швидкість суміші для заданих умов W_* та граничною швидкістю переходу від кільцевої структури течії до пробкової в трубопроводі W_{lim} .

$$W_* = \frac{4 \cdot (Q_w + Q_g)}{\pi \cdot d^2} \cdot \left(\frac{\rho_w - \rho_g}{d \cdot \sigma} \right)^{\frac{1}{4}} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_w} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (5)$$

де ρ_w - густина води, кг/м³; ρ_g - густина газу, за експлуатаційних умов, кг/м³; σ - коефіцієнт поверхневого натягу, Н/м; d - внутрішній діаметр трубопроводу, м; Q_w - витрата води, м³/с; Q_g - витрата газу, приведена до експлуатаційних даних, м³/с.

$$W_{lim} = \left(2,2 - 0,0017 \cdot \left(\frac{\mu_g}{\mu_w} \right)^{-0,6} \right) \cdot 10^{(5,3 + 115 \cdot \frac{\mu_g}{\mu_w}) \cdot (1 - \phi)}, \quad (6)$$

$$\text{де } \phi = \frac{Q_g}{Q_g + Q_w} \text{ об'ємний газовміст;} \quad (7)$$

μ_g, μ_w - відповідно динамічний коефіцієнт в'язкості газу і води, Па·с

Коефіцієнт гідравлічного опору:

$$\lambda = \psi \cdot \lambda(Re, \varepsilon), \quad (8)$$

де Re - число Рейнольдса, визначається в залежності від режиму течії, ψ - коефіцієнт, який залежить від структури газорідинної течії, ε - шорсткість труб, м.

Середня швидкість газорідинного потоку:

$$V_m = \frac{(Q_w + Q_g)}{F} \quad (9)$$

де F - площа поперечного перерізу трубопроводу, м².

З газорідинного потоку в нижній частині трубопроводу утворюється газовий гідрат, тому необхідно розрахувати значення фугітивності газового компонента. За умови високого тиску розглядати ситуацію ідеального газу не доцільно. Парціальний тиск газу необхідно помножити на його константу фугітивності. Загальне рівняння коефіцієнта фугітивності гідрату, що складається з багатьох компонентів, можна виразити:

$$f_t = \sum a \cdot P, \quad (10)$$

де a - константа фугітивності газу; P - парціальний тиск газу, Па.

Результати та обговорення. Отримані результати, загалом, збігаються з очікуваними. Вплив температури на швидкість корозії, згідно прогнозованої моделі при тиску 4,5 МПа та рН - 5 представлено на рис. 1. Як бачимо з рисунку швидкість корозії збільшується з температурою, це повністю узгоджується з різноманітними експериментальними та прогнозуючими моделями. Це може бути пов'язано з вторинним впливом температури на розчинність кородуючої речовини, що є найбільш типовим фактором впливу на корозію. Дослідження показали, що зміна робочої температури спричиняє вплив на багато інших факторів, які, в свою чергу, впливають на швидкість корозії.

З рисунка 1 видно, що в діапазоні досліджуваної температури гідратуутворення та тиску 4,5 МПа, мінімальна швидкість корозії для трубопроводу складає приблизно 0,848 мм/рік, що характеризує ураження стінки матеріалу трубопроводу за умови рівномірної корозії. Таке значення швидкості корозії дещо перевищує допустимі нормативні втрати товщини стінки трубопроводу. Це відбувається тому, що грудки гідрату збільшуватимуться у розмірі і це призведе до розвитку точкової та щілинної корозії.

При підвищенні робочого тиску, швидкість ерозійної корозії збільшується. Отримане значення співвідношення тиску та швидкості корозії є достовірним з огляду на термодинамічні властивості гідратуутворення. Збільшення робочого тиску призводить до збільшення швидкості в трубопроводі, що, в свою чергу, збільшує перемішування в рідині, що транспортується і це сприяє гідратуутворенню через турбулентність.

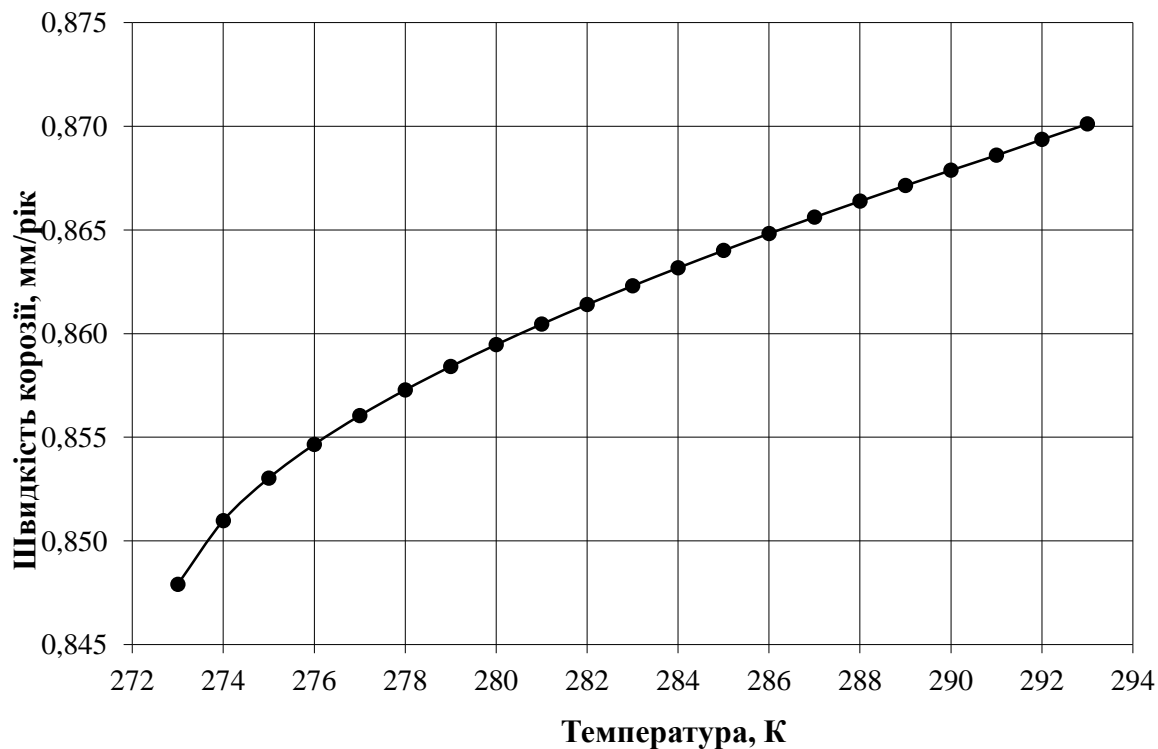


Рисунок 1 – Швидкість корозії в залежності від зміни температури при рН – 5,0 і тиску 4,5 МПа.

На звуженні, що зумовлено утвореним газовим гідратом відбувається перепад температури під дією ефекту Джоуля-Томпсона (розширення газу при його охолодженні), як наслідок, відбувається нарощення існуючих. Наявність зварних точок (патрубоків, трійників тощо), бруду, лусок, щілин та піщинок також сприяють утворенню зародків, а незв'язана вода виступає в ролі посилюючого агента, оскільки область контакту газу та води є гарною точкою утворення зародків гідратів. З часом, утворені гідрати збільшуються кількісно та у розмірі через їх скупчення всередині трубопроводу.

Висновки:

- Запропонована модель дає змогу прогнозування корозійних процесів на газопроводах з урахуванням гідратоутворення.
- Різке підвищення швидкості корозії негативно впливає на роботу трубопроводу, знижуючи експлуатаційний ресурс трубопроводу.
- Збільшення робочого тиску підвищує температуру гідратоутворення, але водночас призводить до збільшення швидкості ерозійної корозії.

Література

1. Hendrix Group: Material and Corrosion Engineers (HGMCE). 2004. Glossary of corrosion related terms. The Hendrix Group: Material and Corrosion Engineers. Available from <http://www.hghouston.com/c.html> (accessed on June 16, 2006).
2. NORSORK STANDARD (2005), CO₂ Corrosion Rate Calculation Model., Norwegian Technological Standards Institute, Oscarsgt. 20, Majorstural, NORWAY.
3. Nyborg, R. CO₂ Corrosion Models for Oil and Gas Production Systems., Corrosion 2010 Conference & Expo, NACE International, San Antonio, TX, March 14–18, Paper No. 10371. – Pp.1–20.

ПРОЯВ РІЗНИХ ТИПІВ РУЙНУВАННЯ ПІД КВАЗІСТАТИЧНИМ СТИСКОМ СТОМАТОЛОГІЧНИХ ОРТОПЕДИЧНИХ КОНСТРУКЦІЙ

В.Р. Скальський¹, В.Ф. Макєєв², О.М. Станкевич¹,
О.С. Кирманов², Р.Р. Павличко²

¹Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, Україна

²Львівський національний медичний університет імені Данила Галицького, Україна

Abstract. Acoustic emission (AE) signals obtained from quasi-static compression tests on different dental materials and tooth-endocrown constructions were processed by continuous wavelet transform technique. By energy criterion three types of fracture were identified: plastic deformation, micro- and macrocracking (brittle fracture). Parameters including the frequency peak, bandwidth, pulsewidth and energy of AE signals were analyzed.

Головна мета використання ортопедичних конструкцій типу ендокоронки – мінімальне препарування зі збереженням максимальної кількості природних тканин ендодонтично пролікованих зубів. За час використання ендокоронки у стоматологічній практиці проведено значну кількість клінічних досліджень їх ефективності [1].

Відомо, що, з одного боку, міцність ортопедичної конструкції залежить від якості та цілісності анатомічної форми, величини здорового зуба, з іншого – пріоритетне значення мають збереження та забезпечення можливості його відновлення. Отже, правильний вибір типу ортопедичної конструкції та відповідних матеріалів слугують основою підвищення ефективності стоматологічного протезування.

У дослідженнях механічних властивостей різних типів ортопедичних матеріалів [2–5] та конструкцій [6–9] добре зарекомендував себе метод акустичної емісії (АЕ) [10]. За аналізом літературних джерел у проведених дослідженнях інформативними параметрами сигналів АЕ переважно слугували АЕ-активність, амплітуда та загальна енергія сигналів АЕ, тривалість сигналу або час його наростання, максимальна частота тощо. Останнім часом у практиці опрацювання сигналів АЕ широко використовують вейвлет-перетворення, яке дає можливість не лише виділяти частотні компоненти сигналу, але й локалізувати їх у часі [11]. Такий локальний аналіз сигналів АЕ може бути ефективним не лише для оцінювання кінетики розвитку руйнування, а й для визначення того, які складові ортопедичних конструкцій починають руйнуватися першими, адже початок розтріскування є подією найбільшої клінічної значимості.

Нижче викладено отримані нами результати досліджень особливостей руйнування незнімних ортопедичних конструкцій зуб–ендокоронка під квазістатичним стиском за параметрами вейвлет-перетворення сигналів АЕ.

Методика досліджень. Неперервне вейвлет-перетворення (НВП) використовують для дослідження структурних особливостей сигналів [11]. За означенням НВП – це скалярний добуток вихідного $s(t) \in L^2(R)$ сигналу та базисних функцій $\psi_{ab}(t) = \psi((t-b)/a)/\sqrt{a}$

$$W(a,b) = (s(t), \psi_{ab}(t)) = 1/\sqrt{a} \int_{-\infty}^{\infty} s(t) \psi^*((t-b)/a) dt.$$

Базисні функції $\psi_{ab}(t)$ називають вейвлетами. Їх можна розглядати як масштабування та зсув деякої функції-прототипу $\psi(t)$. За рахунок зміни масштабу a , збільшення якого призводить до звуження Фур'є-спектра функції $\psi_{ab}(t)$, вейвети здатні виявляти відмінності в характеристиках на різних шкалах (частотах), а за рахунок зсуву b – проаналізувати властивості сигналу в різних точках на всьому інтервалі, який досліджується.

У програмному середовищі AGU-Vallen Wavelet, розробленому компанією Vallen Systeme, для НВП сигналів АЕ за функцію-прототип вибрано вейвлет Габора у вигляді

$$\psi_g(t) = \pi^{-1/4} (\omega_0 / \gamma)^{1/2} \exp[-t^2 / 2(\omega_0 / \gamma)^2 + i\omega_0 t],$$

де ω_0 – центральна частота і $\gamma = \pi(2 \ln 2)^{1/2} = 5,336$ [12].

Особливості структури сигналу виявляють за великими значеннями коефіцієнтів вейвлет-розкладу $W(a,b)$. Встановивши ділянку часу, якій відповідає такий коефіцієнт, можна її детально проаналізувати, визначити тривалість і частотний склад.

У попередніх дослідженнях запропоновано енергетичний критерій ідентифікування типів руйнування матеріалів за значеннями параметра E_{WT} локальних імпульсів НВП сигналів АЕ [13]: $E_{WT} \leq 0,01$ – пластична деформація (в'язке руйнування); $0,01 < E_{WT} \leq 0,1$ – мікротріщиноутворення; $E_{WT} > 0,1$ – крихке руйнування (ріст макротріщини). Результати експериментів усереднювали для всіх зразків кожної групи.

Результати та їх обговорення. За стандартними технологіями виготовляли зразки з 5 реставраційних матеріалів для ендокоронки по 5 штук кожного виду. Вони мали форму дисків товщиною 5 мм та діаметром 13 мм. Їх розділили на групи: *B* – диски з діоксиду цирконію, *C* – із прескераміки, *D* – із металокераміки, *E* – зі стоматологічного композиту та *F* – із фіксаційного цементу.

Також для експериментальних досліджень відібрали 22 моляри верхньої та нижньої щелеп, видалені за медичними показами. Після підготовки за стандартними методиками їх розділили на 5 груп (по 5 зразків у кожній): група *A* – контрольна, зуби без реставрації; група *BE* – зуби, відновлені ендокоронкою з діоксиду цирконію, *CE* – із прескераміки, *DE* – із металокераміки та *EE* – зі стоматологічного композиту. Усі ендокоронки закріплювали в зубах за допомогою композитного цементу згідно інструкцій виробника. Відновлені та невідновлені моляри фіксували у стоматологічному легкоплавкому сплаві Мелот.

Зразки навантажували стиском на установці СВР-5 за допомогою кулькового індентора (діаметр кульки – 4 мм) зі швидкістю його переміщення 0,12 мм/хв. АЕ-інформацію записували за допомогою вимірювальної системи SKOP-8. Основні її налаштування: тривалість вибірки 0,5 мс; період дискретизації аналогового сигналу 0,5 мкс; частота зрізу фільтра низьких частот 1000 кГц, високих – 100 кГц; поріг дискримінації – у межах 30 %, коефіцієнт підсилення – 70 дБ, смуга частот – 0,2...0,6 МГц. У режимі постобробки аналізували сигнали АЕ, будували їх НВП та вивчали кореляцію локальних особливостей НВП з типами руйнування.

Особливості генерування сигналів АЕ під час руйнування стоматологічних матеріалів. Ранні стадії руйнування зуба та всіх типів реставраційних матеріалів переважно супроводжувались сигналами двох типів, які чергувались між собою. Згідно з запропонованим нами енергетичним критерієм ідентифікування типів руйнування [13] сигнали типу I відповідають крихкому руйнуванню (виникають внаслідок утворення нових поверхонь руйнування відносно великої площі), а типу II – в'язко-крихкому руйнуванню (виникають внаслідок утворення та подальшого підростання мікротріщин). Водночас під час руйнування зуба (група *A*) та зразків металокераміки (група *D*) реєстрували сигнали типу III, які генерувались внаслідок пластичної деформації (в'язке руйнування), а під час руйнування прескераміки (група *C*) домінували механізми крихкого руйнування (сигнали типу I). Розподіл кількості сигналів кожного типу (у відсотках), які реєстрували під час квазістатичного стиску стоматологічних матеріалів, показано на рис. 1, а.

Під час стиску зразка з діоксиду цирконію (група *B*) за значення $P=13380$ Н навантаження припинили, оскільки сигнали АЕ не випромінювались, тобто зародження руйнування не реєстрували.

На рис. 1, б зображено узагальнену діаграму значень смуг домінуючих частот сигналів АЕ, які супроводжували руйнування стоматологічних матеріалів. Із рисунка бачимо, що смуги домінуючих частот сигналів АЕ, отримані за їх спектральним розподілом, відрізняються між собою. Найнижчі значення мала смуга частот сигналів АЕ, які супроводжували руйнування зразків із металокераміки (група *D*).

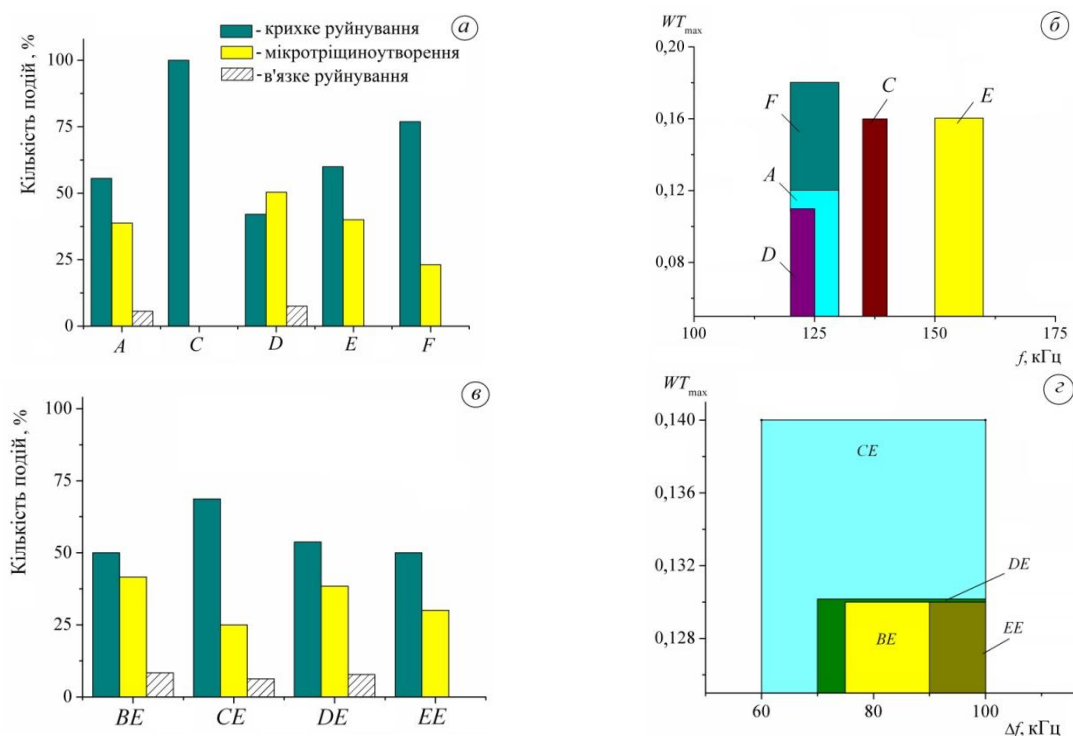


Рис. 1. Розподіл локальних імпульсів, які відповідають різним типам руйнування, для різних груп стоматологічних матеріалів (а) та відповідних груп конструкцій зуб-ендокоронка (в); діаграма смуг домінуючих частот за НВП сигналів АЕ, які супроводжували руйнування різних груп стоматологічних матеріалів (б), та діапазонів значень ширини смуг частот за НВП сигналів АЕ, які супроводжували руйнування різних груп конструкцій зуб-ендокоронка (з).

Хоча смуги частот під час руйнування зуба (група А), металокераміки (група D) та фіксаційного цементу (група F) частково накладаються, їх можна відрізнити за усередненими значеннями максимальних вейвлет-коефіцієнтів НВП відповідних сигналів АЕ. У випадку руйнування прескераміки (група C) та стоматологічного композиту (група E) у сигналах АЕ домінують дещо вищі частоти, порівняно із руйнуванням зуба, металокераміки та фіксаційного цементу.

Отримані результати добре корелюють із результатами праці [14], де визначали типи руйнування стоматологічних реставраційних матеріалів (амальгаму та армованого керамікою цементу) на основі мікроскопічних досліджень їхніх поверхонь руйнування. Виділили три типи руйнування: радіальне поширення тріщин; конусне розтріскування, яке починається з зони навантаження; підповерхнева пластична деформація.

Аналіз сигналів АЕ під час руйнування конструкцій зуб-ендокоронка. Як показав аналіз спектрального розподілу сигналів АЕ, які генерувались під час руйнування ортопедичних конструкцій з ендокоронками різних типів, смуги їх домінуючих частот були для всіх однакові – 240–250 кГц та 400–450 кГц. За енергетичним критерієм під час руйнування конструкцій на початкових стадіях навантаження переважав механізм крихкого руйнування (рис. 1, в).

Діапазони значень ширини смуг частот локальних максимумів WT сигналів АЕ під час крихкого руйнування (рис. 1, з) практично співпадали для всіх типів конструкцій. Це є ще одним підтвердженням того, що під час стиску конструкцій процес руйнування відбувався за одним і тим же механізмом крихкого руйнування, хоча, як видно з рис. 1, б смуги домінуючих частот різних матеріалів відрізняються між собою. Аналіз кінетики розвитку руйнування в ортопедичних конструкціях під стиском та фото зруйнованих зразків конструкцій (рис. 2) показують, що зародження руйнування таких конструкцій під дією осьового навантаження стиску починається з руйнування зуба.

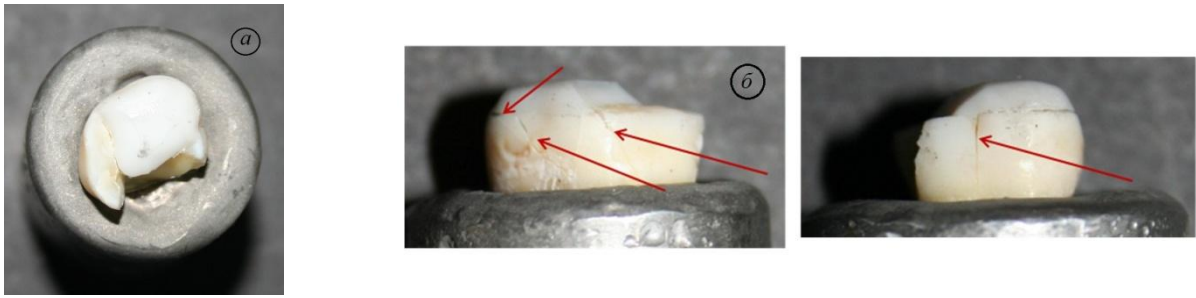


Рис. 2. Фото зруйнованої конструкції зуб–ендокоронка з ендокоронкою з діоксиду цирконію: а – загальний вигляд зверху; б – поширення тріщин у конструкції (вказано стрілками).

Висновки. Спектральні характеристики сигналів АЕ добре відображають специфіку руйнування стоматологічних матеріалів під дією квазістатичного навантаження стиском. У цьому випадку змінюються як ширина смуги їх частот, так і її тривалість та енергетичний показник.

1. Biacchi G. R. The endocrown: an alternative approach for restoring extensively damaged molars / G. R. Biacchi, B. Mello, R. T. Basting // J. Esthet. Restor. Dent. – 2013. – 25(6). – P. 383–390.
2. Acoustic emission analysis of fiber-reinforced composite in flexural testing / P. Alander, L.V.J. Lassila, A. Tezvergil, P. K. Vallittu // Dent. Mater. – 2004. – 20. – P. 305–312.
3. Strength evaluation of stomatologic polymers by wavelet transform of acoustic emission signals / V. R. Skal's'kii, V. F. Makeev, O. M. Stankevich et al. // Strength. Mater. – 2015. – 47(4). – P. 566–572.
4. Alternation of the types of fracture for dental polymers in different stages of crack propagation / V. R. Skal's'kii, V. F. Makeev, O. M. Stankevych et al. // Mater. Sci. – 2015. – 50(6). – P. 836–843.
5. Acoustic properties of interfacial debonding and their relationship with shrinkage stress in Class-I restorations / B. Yang, J. Guo, Q. Huang et al. // Dent. Mater. – 2016. – 32. – P. 742–748.
6. Adhesion study in metal-ceramic systems of dental restoration by acoustic emission / V. I. Ortega, M. I. L. Pumarega, N. Nieva et al. // Procedia Mater. Sci. – 2015. – 9. – P. 477–483.
7. Initial versus final fracture of metal-free crowns, analyzed via acoustic emission / N. Ereifej, N. Silikas, D. C. Watts // Dent. Mater. – 2008. – 24. – P. 1289–1295.
8. Liu X. Influence of restorative material and proximal cavity design on the fracture resistance of MOD inlay restoration / X. Liu, A. Fok, H. Li // Dent. Mater. – 2014. – 30. – P. 327–333.
9. Lin C-L. Evaluation of failure risks in ceramic restorations for endodontically treated premolar with MOD preparation / C-L. Lin, Y-H. Chang, C-A. Pai // Dent. Mater. – 2011. – 27. – P. 431–438.
10. Nazarchuk Z. Acoustic emission. Methodology and Application / Z. Nazarchuk, V. Skalskyi, O. Serhiyenko. – Springer International Publishing AG, 2017. – IV, 293 p.
11. Добеши И. Десять лекций по вейвлетам / Ингрид Добеши; [пер. с англ.]. – Ижевск, 2001. – 464 с.
12. Vallen Systeme: The Acoustic Emission Company [Електронний ресурс]. – Режим доступу: URL: <http://www.vallen.de/products/software/wavelet>.
13. Stankevych O. Investigation and identification of fracture types of structural materials by means of acoustic emission analysis / O. Stankevych, V. Skalsky // Eng. Fract. Mech. – 2016. – 164. – P. 24–34.
14. Wang Y. Failure mode of dental restorative materials under Hertzian indentation / Y. Wang, B. W. Darvell // Dent. Mater. – 2007. – 23. – P. 1236–1244.

ПОВЕДІНКА МАТЕРІАЛУ ТРУБОПРОВОДУ У ГРУНТАХ ІЗ ХЛОРИДНИМ ТИПОМ ЗАСОЛЕННЯ

А.І. Станецький⁽¹⁾, Л.Я. Побережний⁽¹⁾, Л.Я. Побережна⁽²⁾, В.Б. Запухляк⁽¹⁾

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу, Україна (1)

ДВНЗ Івано-Франківський національний медичний університет, Україна (2)

The influence of prolonged operation on the deformation behavior of the pipeline material in chloride model environments was studied, and it has been shown that, depending on the level of nominal stresses, the increase in creep deformation, can amount up to 30%. It is also important to consider the possibility of the development of landslides and soil deposition, not only in geodynamic zones, but also in sections of pipelines that pass through saline soils during flood periods.

Вступ. Дослідження деформаційної поведінки матеріалу трубопроводу в умовах навантаження та впливів, які імітують експлуатаційні, дасть змогу краще оцінити залишковий ресурс безпечної експлуатації діючих, та ресурс роботи нових трубопроводів, коректніше прогнозувати експлуатаційні ризики та оцінити рівень потенційних загроз довікллю, спричинених експлуатацією даних технічних об'єктів. Важливо вивчити кінетику деформації у корозійних середовищах, оскільки рівень пошкоджень у результаті синергічної дії механічного та корозійного чинників зростає нелінійно, відповідно так само збільшуються імовірності розгерметизації чи руйнування трубопроводу, а, отже, й пов'язані з цим експлуатаційні ризики.

Аналіз стану проблеми. Значна частина розгалуженої мережі магістральних трубопроводів України перебуває в експлуатації більше 30 років. Зі збільшенням термінів їх експлуатації все актуальнішою стає проблема ефективної та безперервної роботи трубопроводного транспорту, яка забезпечується організацією періодичної технічної діагностики стану елементів трубопроводів та ремонту в місцях виявлених недопустимих дефектів [1-2]. У кожному конкретному випадку допустимість виявленого дефекту вимагає комплексного підходу та відповідних обґрунтувань щодо проведення ремонтно-відновлювальних заходів. Однією з важливих складових такого підходу є визначення напруженого стану трубопроводів у конкретних умовах експлуатації, особливо, в зонах зварних з'єднань, в яких до напружень, зумовлених дією силових факторів, додаються ще й залишкові технологічні напруження, та оцінка їх впливу на міцність і довговічність ділянок труб з дефектами. Особливу увагу при оцінці експлуатаційних ризиків слід приділити газонафтопроводам, які експлуатуються у зсувонебезпечних районах [3]. У таких умовах ризик виникнення нештатних важкопрогнозованих ситуацій найбільший через особливості навантажень та впливів, яких вони зазнають в процесі експлуатації.

Матеріали і методика досліджень. Об'єктом досліджень були вибрані магістральні газопроводи великого діаметру виготовлені зі сталі 17ГС, які були в експлуатації 41 рік. Саме такий матеріал труб широко використовувався при спорудженні магістральних трубопроводів в 70-х роках минулого сторіччя та експлуатуються по даний час. Термін експлуатації був вибраний на основі досліджень професорів Крижанівського Є.І. та Никифорчина Г.М., в яких зазначено що трубопровідні сталі експлуатовані менше 20 років не мають деградації фізико-механічних властивостей, а з терміном експлуатації 20-30 років – деградація є незначною.

Для проведення досліджень УМГ “Київтрансгаз” були надані фрагменти вирізані з нижньої частини труб з ділянок магістральних газопроводу Єфремівка-Диканька-Київ, діаметр 1020 мм роки експлуатації – 1967-2008. Для дослідження корозійних процесів під напруженням використовували розроблену раніше комп'ютеризовану установку КН-1 [4]. Випробовування зразків з матеріалу труб газопроводів на повітрі та в рідких робочих середовищах проводили в режимі статичного та повторно-статичного навантаження чистим

згином з автоматичною реєстрацією прогину зразка та зміни електродного потенціалу за допомогою ЕОМ, використовуючи 24-бітне аналого-цифрове перетворення.

Результати та їх обговорення. На повітрі спостерігаємо зростаючу кінетику (рис. 1, а) із затуханням процесу на останній стадії та виходом стабільну ділянку як для матеріалу в стані поставки, так і для експлуатованого. Приріст деформації знаходиться в межах 15...20 %. Такі тенденції не становлять небезпеки, з чого можна зробити висновок, що несуча здатність трубопроводу, який в процесі 40 років експлуатації не піддавався дії корозивного середовища зміниться незначно. Однак на практиці, беручи до уваги недосконалість протикорозійних покриттів, які використовувалися при будівництві магістральних трубопроводів наприкінці 60-х та в 70-х роках минулого століття, така ситуація є скоріше гіпотетичною. Випробовування на повітрі мало на меті стати головним чином відправною точкою для виокремлення впливу корозивного середовища на кінетику деформації сталі трубопроводу на пізній стадії експлуатації. Зі збільшенням величини напружень процеси деформування проходять з більшою швидкістю. При найвищих рівнях напружень на кривій деформації спостерігаються циклічні прискорення. Причому характерно, що для деградованого матеріалу вони різкіші і починають появлятися при нижчих рівнях напружень. Така поведінка тривалоексплуатованої сталі трубопроводу може бути пояснена розвитком мікротріщин та внутрішніх структурних дефектів, наслідком якого є прискорене деформування.

Оскільки в тривалоексплуатованому матеріалі трубопроводу значно вищий інтегральний показник кількості пошкоджень, в тому числі і мікротріщин в зародковому стані, то величина прикладених напружень, необхідна для їх розвитку буде нижчою. Окремо слід враховувати і структурну деградацію металу, утворення мікропорожнин та ймовірне наводнювання в результаті тривалої дії експлуатаційних середовищ. Сукупність цих чинників і призводить до зменшення здатності чинити опір деформаціям, а погіршення в процесі тривалої експлуатації характеристик тріщиностійкості несе в собі загрозу підвищеної чутливості до дії корозивних середовищ та розвитку процесів корозійного розтріскування.

Постає питання прогнозування розвитку виявлених деформаційних процесів під час довготривалої експлуатації трубопроводів. Одним із параметрів тут може слугувати кут нахилу завершальної ділянки деформаційної кривої. За його показником можна судити про рівень затухання процесу. Низькі показники відповідатимуть незначній небезпеці розвитку процесу, високі ж свідчатимуть про досить значні ризики виникнення позаштатних ситуацій.

Даний показник може бути використаний не тільки для випробовувань на повітрі, але і для корозійно-механічних досліджень. У цьому випадку даний показник додатково слугуватиме маркером чутливості матеріалу трубопроводу до тривалої дії експлуатаційного середовища. Характер розвитку деформаційних процесів у МС1-МС3 (рис. 1, б-г) порівняно із повітрям значно не змінюється. Фіксуємо зростання приростів деформації із збільшенням рівня прикладених напружень. На відміну від повітря, у досліджуваних середовищах не спостерігається циклічних прискорень-сповільнень деформування, що може бути пояснено дією ефекту Ребіндера.

Кути нахилу завершальних ділянок зростають, що свідчить про більшу прогнозну тривалість розвитку деформаційних процесів в умовах впливу експлуатаційного середовища.

Такі зміни у характері деформаційних процесів можна пояснити спільною дією двох чинників – рівня прикладених механічних напружень та корозивної дії середовища. Причому роль корозивного середовища є визначальною, про що свідчить порівняння з кінетичними кривими на повітрі. Проаналізувавши показники приросту деформацій та кутів нахилу завершальних ділянок кривих можемо зробити висновок, що для трубної сталі 17ГС у стані поставки найнебезпечнішими у даній групі середовищ будуть МС2 та МС3.

Процеси тривалої дії ґрунтового електроліту на сталь трубопроводу полегшує розвиток поверхневих дефектів, отриманих на стадії виробництва та укладання. Також взаємодія з корозивним середовищем є причиною збільшення пошкодженості поверхні труби, що виражається в утворенні та розвитку корозійних уражень. Тому при оцінці працездатності трубопроводу та з метою її забезпечення при тривалій дії експлуатаційних

середовищ необхідно враховувати вплив корозійного та механічного чинників на експлуатаційні характеристики труб, що тягне за собою необхідність проведення додаткових моніторингових заходів на ділянках, які проходять через високомінералізовані ґрунти. Якщо порівняти деформаційну поведінку експлуатованого та неексплуатованого матеріалу, неважко помітити збереження зафіксованої на повітрі тенденції приросту абсолютної величини деформації повзучості. Водночас у всіх модельних середовищах, на відміну від повітря, неозброєним оком фіксуємо тенденцію збільшення абсолютного приросту деформації повзучості і з зростанням рівня номінальних напружень. Збільшення концентрації корозивних компонентів у модельних середовищах викликає незначне зростання абсолютної величини деформації повзучості, більш небезпечним є зростання кута нахилу завершальної ділянки кривої повзучості при найнижчих рівнях напружень (табл. 1). Така тенденція особливо небезпечна з огляду на те, що трубопровід у такому режимі повинен експлуатуватися значний період часу, що може призвести до підвищення ризику виникнення аварійних ситуацій.

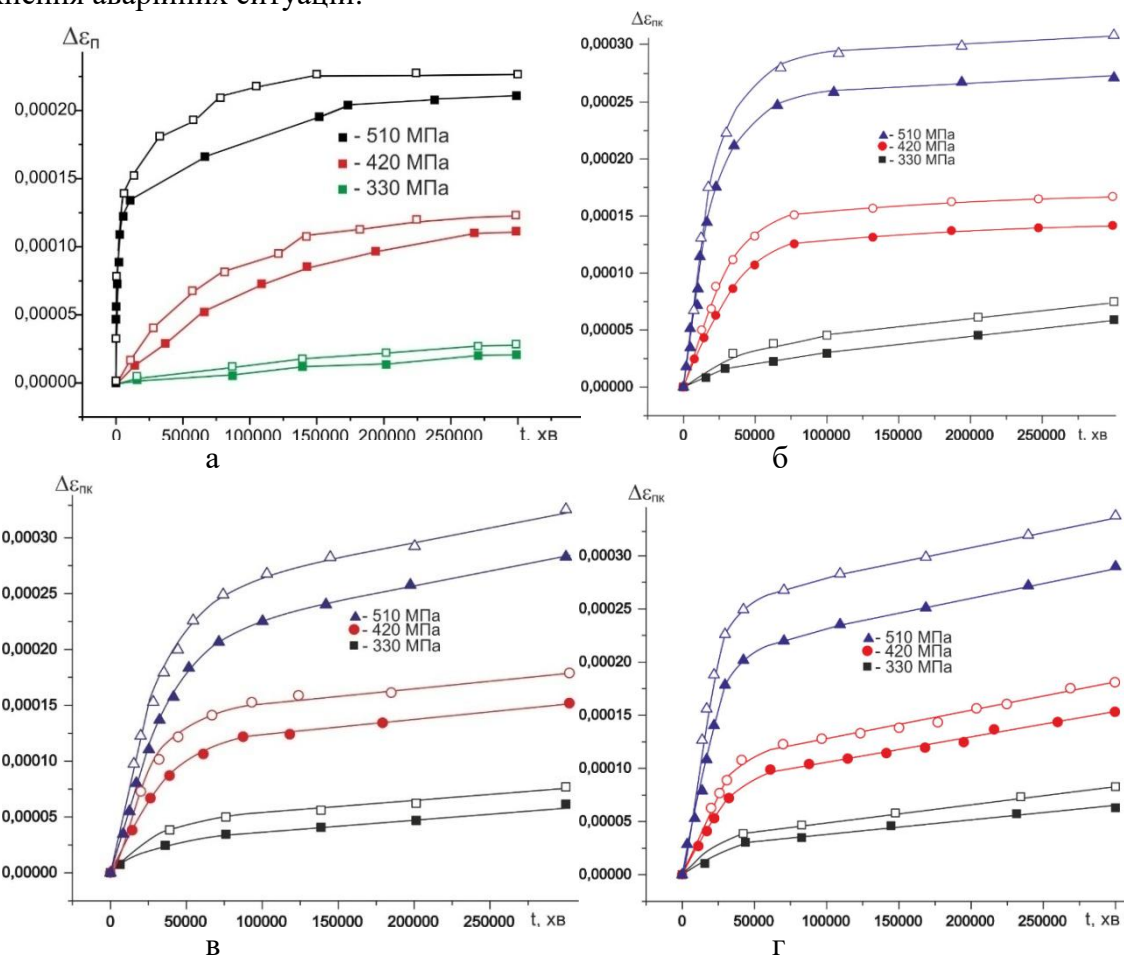


Рис. 1. Кінетика деформації матеріалу трубопроводу на повітрі (а), МС1-3 (б-г):
 ■ – сталь в стані поставки, □ – 41 рік експлуатації

Занепокоєння викликає не тільки сам факт збільшення кута нахилу завершальних ділянок кривих для тривалоексплуатованого металу трубопроводу, а й величина цього приросту, яка за екстремальних навантажень може сягати 2,5-3,2 рази, що небезпечно зменшення показників живучості для тривалоексплуатованої сталі. Навіть за найменших досліджуваних напружень показники приросту кута нахилу знаходяться у межах 28-41%, що свідчить про підвищену чутливість до тривалої дії експлуатаційних середовищ, і вимагає вживати запобіжних заходів для забезпечення працездатності трубопроводів у таких умовах.

Потрібно постійно розширювати сортамент досліджуваних сталей для нагромадження масиву даних із метою розробки концепції корозійного моніторингу трубопроводів та комплексу заходів із забезпечення їх надійної роботи при тривалій дії експлуатаційних середовищ (ґрунтових електролітів, підтоварної води тощо).

Таблиця 1 – Кути нахилу завершальних ділянок кривих деформації сталі 17ГС у МС

МС	Неексплуатована труба			41 рік експлуатації		
	330 МПа	420 МПа	510 МПа	330 МПа	420 МПа	510 МПа
1	6,532	1,729	2,845	6.817	2.791	3.707
2	4,683	5,776	10,995	5.3	6.6	12.7
3	5,992	9,88	12,035	7.8	12.1	13.1

Проаналізовано характер та причини просідань ґрунту з хлоридним типом засолення. За результатами розрахунків отримані залежності концентрації солей в рідині та питомого обсягу солей по товщині ґрунту з плином часу для випадків дисперсного та плівкового засолення.

Запропоновано спрощену математичну модель просідання засоленого ґрунту внаслідок вилугування. Розраховано величини просідання ґрунту для різних рівнів засолення (рис. 2).

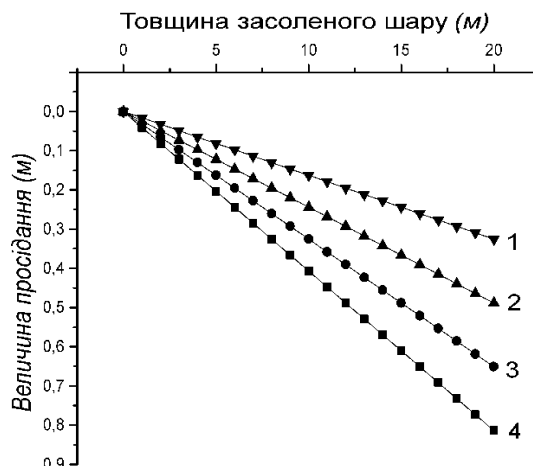


Рис. 2. Залежність глибини просідання від рівня та глибини засоленості:

1- $D_{sal}=0,02$, 2- $D_{sal}=0,03$, 3- $D_{sal}=0,04$, 4- $D_{sal}=0,05$.

Висновки. Таким чином, в результаті проведених досліджень вивчено вплив тривалої експлуатації на деформаційну поведінку матеріалу трубопроводу у хлоридно-сульфатних модельних середовищах, і показано, що залежно від рівня номінальних напружень приріст деформації повзучості порівняно з неексплуатованою сталлю може складати до 30%.

Водночас, загальний приріст деформації для експлуатованого протягом 40 років матеріалу трубопроводу лежить в межах 3...7% сам по собі не є достатньо небезпечним. Основні ризики полягають у кумулятивній дії кількох чинників (зменшення несучої здатності, погіршення характеристик тріщиностійкості, вплив наводнювання тощо), за якої будь-яке погіршення експлуатаційних характеристик може стати фатальним.

Важливо також ураховувати можливість розвитку зсувів і просідань ґрунту не лише в геодинамічних зонах, а й на ділянках трубопроводів, які проходять через засолені ґрунти у паводкові періоди.

Література

1. Макаренко В.Д. Аналіз і оцінювання працездатності та тріщиностійкості зварних трубопроводів / В.Д. Макаренко, В.Ю. Чернов, Є.Д. Крижанівський, М.М. Прохоров // Нафтова і газова промисловість. - 2003. - №4. - С. 47 - 50.
2. Банахевич Ю.В. Аналіз причин відмов і зупинок газопроводів в ГТС УМГ "Львівтрансгаз" / Ю.В. Банахевич, В.В. Вільчанський У Інформаційний огляд ДК "Укртрансгаз", 2007. - № 5 (47). - С. 7 - 9.
3. Крижанівський Є.І., Рудко В.П., Шацький І.П. Оцінка допустимих навантажень на трубопровід у зоні сповзання ґрунту // Фіз.-хім. механіка матеріалів. 2004. №4. С. 98-100.
4. Побережний Л.Я. Ранжування ґрунтів за небезпекою втрати несної здатності трубопроводами на пізній стадії експлуатації / Л.Я. Побережний, А.І. Станецький // Науковий вісник НЛТУ України. – 2016. – Вип. 26.1.- С. 280-286.

КОРОЗИЯ ПРИБУДИНКОВИХ ГАЗОВИХ МЕРЕЖ ПІД ДІЄЮ ЗМІННОГО СТРУМУ

А.В. Яворський, В.С. Цих, Л.Я. Побережний

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу. Україна

The exploitation of underground gas networks of low pressure does not take into account the effect of electro corrosion. Main causes of electro corrosion of low pressure pipelines were determined and the dependence of the induced current on the speed of corrosion of pipelines was obtained, which would enable to identify areas with an increased danger of electro corrosion and to take preventive measures in time.

Вступ. При експлуатації підземних газових мереж низького тиску майже зовсім не приділяється увага боротьбі з електрокорозією під дією змінного струму, вважаючи, що дана проблема торкається лише протяжних магістральних газопроводів при суміжному проляганні з лініями електропередач [1]. Термін «електрокорозія» зазвичай пов'язаний з протіканням постійного струму в підземній металокопструкції. Джерела даних блукаючих струмів знаходяться поза металокопструкцією: електрифікований транспорт, системи катодного захисту, шахтні системи електропостачання постійним струмом і т.п. При цьому інтенсивні корозійні руйнування проходять в місцях стікання постійного струму з зовнішньої поверхні в електроліт (грунт або воду). Вітчизняна і світова практика експлуатації підземних металокопструкцій визнає дану проблему і враховує її.

Аналіз стану проблеми. Останнім часом при експлуатації підземних металічних газопроводів низького тиску, які знаходяться поза зоною розтікання блукаючих струмів, виникають характерні для електрокорозії дефекти типу «свищ» (рис. 1), що потребує спеціального дослідження і пояснення.



Рис. 1. Фрагменти сталі труби підземного газопроводу низького тиску (Ø 60 мм) з наявними електрокорозійними дефектами типу «свищ»

Проведені на даний час дослідження [2] вказують на взаємозв'язок наведених корозійних процесів з протіканням змінного струму в стінках підземного трубопроводу проте дані дослідження не вказують на швидкість розвитку корозійних процесів під дією змінного струму. Сучасна нормативна база (ДСТУ Б В.2.5-29:2006 Система газопостачання. Газопроводи сталеві підземні. Загальні вимоги до захисту від корозії) регламентує небезпечну дію змінного струму по густині вище за 1 mA/cm^2 (10 A/m^2), проте оперативне безконтактне визначення натікання струму на підземну частину газопроводу низького тиску і автоматичний захист від його корозійної дії є поки ще не вирішеною задачею.

Метою роботи було вивчити вплив змінного струму на корозію внутрішньобудинкових та прибудинкових трубопровідних мереж.

Матеріали та методи. Об'єктом дослідження вибрано розподільчі газопроводи, виготовлені за сталі Ст. 3. Величина струму натікання фіксувалася струмовими кліщами UNI-T UT201. Моделювання корозії під впливом змінного струму проводилося на розробленому в ІФНТУНГ лабораторному стенді [3].

Результати та обговорення. Характерні ознаки електрокорозії можна побачити на «свіжих» взірцях труб, що вирізані з газопроводу в місцях аварійного витoku газу через розгерметизацію (рис. 2). Зокрема для досліджуваного фрагмента труби за результатами візуального обстеження встановлено, що на поверхні труби наявний кратер з двома наскрізними отворами (свищі) (рис. 2).



Рис. 2. Фрагменти сталі труби підземного газопроводу низького тиску з характерними ознаками електрокорозійного пошкодження вирізані в місці аварійного витoku природного газу

Гладкі стінки кратера і відсутність продуктів корозії на його стінках вказує на те, що причиною пошкодження є натікання електричного струму на поверхню газопроводу. Додатково підтверджує характер пошкодження газопровідної труби під дією натікаючого електричного струму – блискуча металічна поверхня на макровиступах кратера, внаслідок явища електричного полірування металу, коли проходить його анодне розчинення.

Основними причинами виникнення змінних струмів натікання і попадання їх на газопроводи низького тиску є:

- непрофесійна експлуатація діючої системи електропостачання, наприклад, використання газопроводів в якості нульових робочих провідників;
- відсутність ізоляції газових вводів в споруди;
- некоректне підключення електроспоживачів (газові котли, газові плити з електророзпалом), які зв'язують газопровідну систему з системою електропостачання;
- пошкодження в процесі експлуатації кабельних ліній і/або електрообладнання в зоні пролягання газопроводів;
- застосування газопроводів в якості заземлювача при крадіжці електричної енергії. Щодо останньої наведеної причини (крадіжки електроенергії), зупинимося детальніше, оскільки вона переросла відносно нову проблему для газового господарства, що пов'язана з корозійним руйнуванням сталі ввдів газопроводів в житлові будинки. На основі сучасних літературних джерел [4] можна виділити три основні схеми (рис. 3), які використовуються для крадіжки електроенергії для систем електропостачання з найбільш поширеними індукційними електролічильниками і з застосуванням газопроводів в якості заземлювачів.

Схема, яка наведена на рис. 3,а є найпростішою, не вимагає перекомутації індукційного електролічильника (рис. 3,г), зупинка електролічильника досягається прихованим розмиканням нейтралі за допомогою вимикача SA і відповідно відключенням обмотки електролічильника по напрузі, навантаження приєднується в коло фаза – заземлювач (газопровід) – заземлена нейтраль. Наступна схема (рис. 3,б) здійснюється шляхом перекомутації входу по електролічильнику, навантаження приєднується по лінії фаза – навантаження – заземлювач (газопровід) – заземлена нейтраль, при такій схемі досягається обхід струмової обмотки електролічильника і відповідно його зупинка при підключеному навантаженні. Найбільш досконалою є схема на рис. 3,в де на відміну від попередньої між фазовим провідником електролічильника і заземленням (газопровід) вмикається потужний автотрансформатор TV вторинна обмотка якого приєднується до струмової обмотки електролічильника, регулюючи автотрансформатор і подаючи струмовий сигнал у протифазі до сигналу на струмовій обмотці електролічильника досягається його гальмування чи реверсне обертання при правильному підключенні навантаження. Остання схема є найбільш небезпечною з точки зору електрокорозії оскільки значення струму в лінії газопроводу, при реверсивному обертанні диску електролічильника і підключеному навантаженні, можуть сягати декількох десятків ампер, що може викликати надзвичайно швидке руйнування металу в середовищі ґрунтового електроліту.

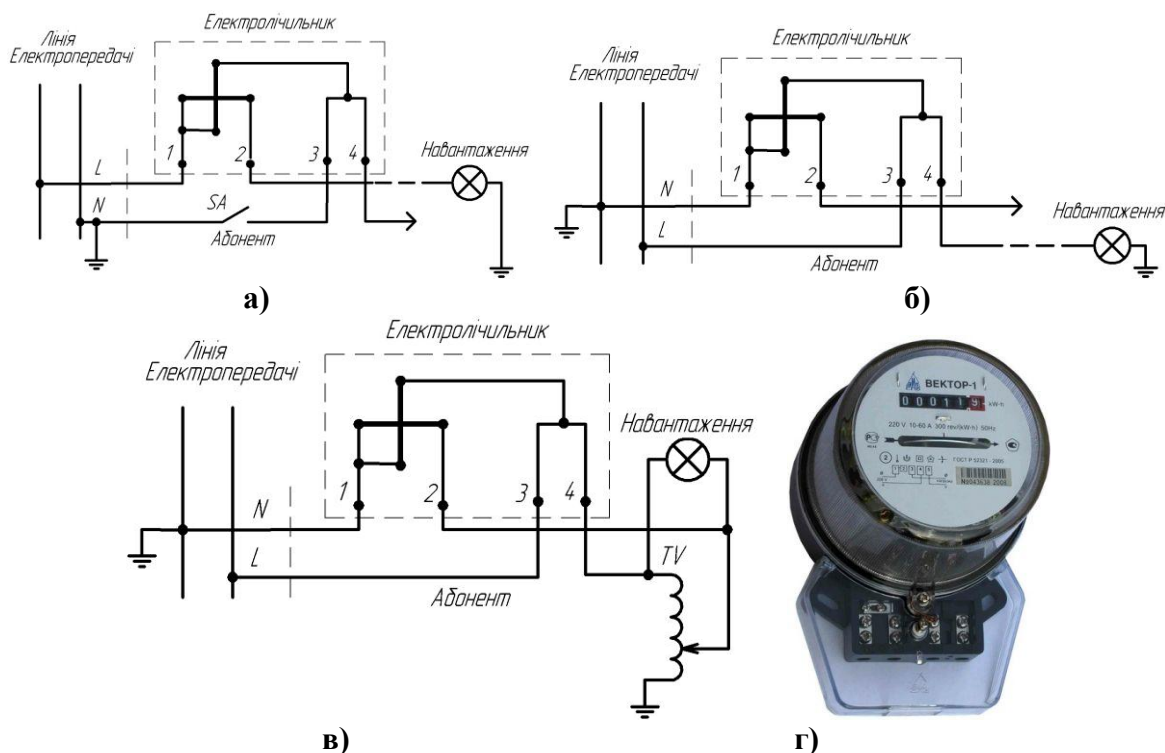


Рис.3. Схеми крадіжки електроенергії для систем електропостачання з найбільш поширеними індукційними електролічильниками і з застосуванням газопроводів в якості заземлювачів

При контролі протікання змінного струму в стінках газопроводу необхідно відзначити, що однією з особливостей є зміна величини струму (до повного зникнення в певні моменти часу) в залежності від зміни величини електричного навантаження в електромережі. Як було відмічено вище одним з шляхів визначення натікання змінного струму на металічний газопровід є розробка методів і засобів для безконтактного вимірювання величини струму, особливо в умовах крадіжки електроенергії. На рис. 4 наведено застосування струмових кліщів для вимірювання струму натікання в металічному газовому шлангу, що підключений до газової плити з електрозпалом, значення струму становить 4,3 А!, що вказує на серйозні помилки при виконанні електромережі до якої підключена газова плита (наприклад – розщеплення незаземленої нейтралі).

Натікання змінного струму на газопровід через підключені до електромережі газові прилади (рис. 4) можливе за відсутності ізоляції газових вводів в будівлі (рис. 4), хоча це регламентується для металічних підземних газопроводів відповідним нормативним документом [5]. Така ситуація, на жаль, є непоодинокую і характерною, для будівель, які газифіковані у 50-60 ті роки минулого століття.

Проведено корозійні випробовування у 12 модельних середовищах, за результатами яких побудовано діаграми зміни швидкості корозії від йонної сили ґрунтового електроліту (рис. 5). Такий підхід дає можливість порівняльного аналізу корозійної дії середовищ різного хімічного складу.

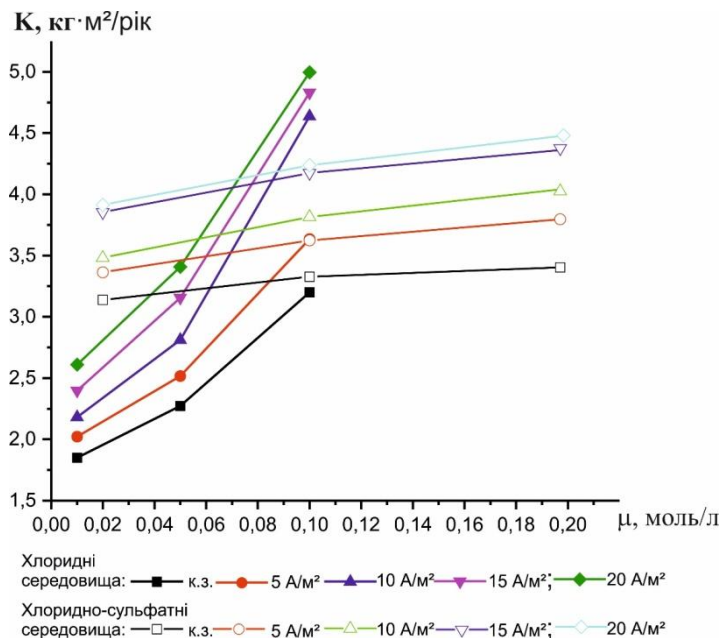


Рис. 5. Залежність абсолютної швидкості корозії у нейтральних хлоридних та хлоридно-сульфатних електролітах від значення густини струму та йонної сили

Таким чином, в результаті проведених досліджень встановлено основні причини виникнення електрокорозії трубопроводів низького тиску та отримано залежності впливу наведеного струму на швидкість корозії трубопроводів, що дасть змогу визначати ділянки з підвищеною небезпекою електрокорозії та вчасно вживати превентивних заходів.

Висновки:

- Проаналізовано причини виникнення електрокорозії розподільчих газопроводів
- Встановлено закономірності зміни швидкості корозії матеріалу трубопроводу з урахуванням густини наведеного змінного струму та йонної сили середовища.

Література.

1. Джала Р.М. Електрохімічний захист підземного трубопроводу в зоні впливу електропередач/ Р. Джала, Б. Вербенець, О. Винник, Ю. Гужов, Р. Савула// Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів: В 2-х т. /Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів».–№8.–Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2010–Т.2–С.498-503.

2. Michael Horton. «Corrosion effects of electrical grounding on water pipe». Corrosion 91 The NACE Annual Conference and Corrosion Show. - March 11-15 1991 Cincinnati, Ohio.

3. Присліпська Г. М. Вплив змінного та наведеного струмів на швидкість корозії матеріалу нафтогазопроводів / Г. М. Присліпська, А. В. Яворський, Б. М. Дем'янів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. - 2013. - № 13. - С. 90-96.

4. Красник В.В. 102 способа хищения электроэнергии/ В.В. Красник.–М.:ЭНАС, 2010.–160 с.

Інженерне обладнання будинків і споруд. Зовнішні мережі та споруди Газопостачання ДБН В.2.5-20-2001.

ВПЛИВ НЕДОСКОНАЛОСТІ АДГЕЗІЙНОГО ЗВ'ЯЗКУ НА ПЛАСТИЧНЕ ВІДШАРОВУВАННЯ ПРИМЕЖОВОГО ВКЛЮЧЕННЯ

В.А. Кривень, А.Р. Бойко, В.Б. Валяшек

Тернопільський національний технічний університет ім. Івана Пулюя, Україна

Abstract. Numerical - analytical solution of anti-plane problem about stress - strain state in the elastic-plastic half-space with a thin rigid tunnel inclusion parallel to the half-space limit is obtained. It is assumed that the inclusion was in connection with unilateral mechanical environment before loading. The features of plastic exfoliation of the inclusion are studied. The partial cases are considered

На даний час досить детально вивчено напружено деформований стан (НДС) тіл з включеннями, що перебувають у ідеальному або неідеальному контактах з середовищем у рамках лінійної теорії пружності. Цікавіші і практично важливіші задачі пластичного відшаровування включень, взаємодіючих між собою чи з межею тіла, потребують складніших моделей пружно-пластичного деформування, менш доступні для аналізу і поки досліджені значно слабше. Вони особливо важливі для теорії композиційних матеріалів вже тому, що міцність тіла, яке містить взаємодіючі концентратори напружень, може бути і більшою, і меншою за міцність тіла з аналогічним окремим концентратором. Тому вплив взаємодії концентраторів напружень є важливою задачею механіки і, зокрема, теорії міцності армованих матеріалів. Залишається недостатньо вивченим пластичне відшаровування включень поблизу межі тіла.

Розглянемо тонке жорстке плоске включення, паралельне межі тіла, розміщене від межі на набагато меншій відстані за усі інші розміри тіла. Ми також прийнемо, що механічний контакт включення із середовищем ідеальний з боку протилежного від межі тіла, і що інший бік включення з тілом не контактує. Матеріал тіла вважатимемо ідеально пружно-пластичним з зсувною границею текучості рівною k . Тіло деформується під дією зсувного навантаження, прикладеного на великій від включення відстані.

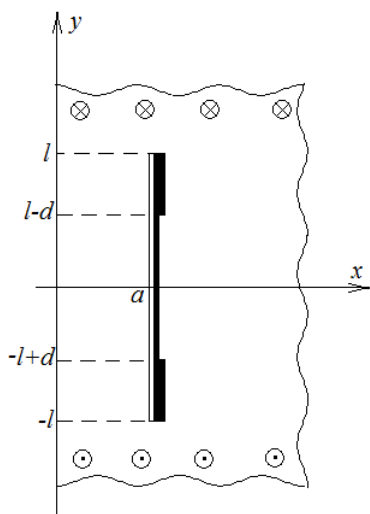


Рис. 1. Поперечний переріз тіла з включенням. і міжфазними пластичними смугами.

За вказаних умов слід дослідити НДС півпростору $x > 0, -\infty < y, z < +\infty$ з включенням $x = a, -l \leq y \leq l$ під впливом прикладеного на безмежності квазістатично зростаючого навантаження $\tau_{yz} = 0, \tau_{xz} = \tau_\infty$.

Вважатимемо, що внаслідок концентрації напружень від вершин включення розвиваються пластичні деформації локалізовані на поверхні включення в безмежно тонких шарах $x = a + 0, l - d \leq |y| \leq l$, довжина яких d визначається величиною діючого навантаження τ_∞ (рис. 1).

За вказаних умов у тілі виникає антиплоский НДС, а складена із компонент напружень функція $\tau(\zeta) = \tau_{yz}(x, y) + i\tau_{xz}(x, y)$, $\zeta = x + iy$ є комплексною аналітичною функцією в першому квадранті $x > 0, y > 0$, розрізаному вздовж відрізка $x = a, 0 < y < l$ (область D).

Задача у напруженнях відносно функції $\tau(\zeta)$ у області D виглядає так:

$$\operatorname{Im} \tau(\zeta) = 0 \quad (\zeta = iy, \quad 0 < y < +\infty), \quad \operatorname{Im} \tau(\zeta) = 0 \quad (\zeta = x, \quad 0 < x < a),$$

$$\begin{aligned} \operatorname{Im} \tau(\zeta) &= 0 & (\zeta = a - 0, \quad 0 \leq y < l), & \quad |\tau(\zeta)| = k & \quad (\zeta = a + 0, \quad l - d \leq y < l), \\ \operatorname{Re} \tau(\zeta) &= 0 & (\zeta = a + 0 \quad (0 < y < l - d), \quad \operatorname{Im} \tau(\zeta) = 0 & \quad (\zeta = x, \quad a \leq x < +\infty), \\ & & \lim_{\zeta \rightarrow \infty} \tau(\zeta) = \tau_\infty. \end{aligned}$$

Додатково повинна виконуватися умова $|\tau(\zeta)| < k$ недосягнення пластичного стану поза пластичними смугами.

Розв'язок отриманої нелінійної крайової задачі, знайденої за допомогою конформних відображень, має вигляд:

$$\zeta = \zeta(t), \quad \tau = \tau(t) \quad (t \in H, \quad H = \{\operatorname{Im} t > 0\}),$$

$$\text{де } \tau(t) = 2k^2 \tau_\infty \frac{\sqrt{t-1}}{\sqrt{(k^2 + \tau_\infty^2)^2 t - 4k^2 \tau_\infty^2 + (k^2 - \tau_\infty^2) \sqrt{t}}}, \quad t_E = 4k^2 \tau_\infty^2 (k^2 + \tau_\infty^2)^{-2},$$

$$\zeta(t) = a + il + \frac{a}{\int_{t_B}^{t_C} F(\eta) d\eta} \int_0^t \frac{\eta d\eta}{\sqrt{(\eta - t_B)(\eta - t_C)(\eta - 1)}}, \quad F(\eta) = \frac{|\eta|}{\sqrt{|(\eta - t_B)(\eta - t_C)(\eta - 1)|}}.$$

Параметри t_B і t_C ($t_B < t_C < 0$) визначаються за розв'язком системи рівнянь:

$$\begin{cases} l \int_{t_B}^{t_C} F(\eta) d\eta = a \int_0^{t_D} F(\eta) d\eta; \\ \int_{t_C}^0 F(\eta) d\eta = \int_0^1 F(\eta) d\eta. \end{cases}$$

Довжини міжфазних пластичних смуг знаходиться за формулою:

$$d = \frac{a}{\int_{t_B}^{t_C} F(\eta) d\eta} \int_0^1 F(\eta) d\eta.$$

На початковій стадії відшаровування, поки довжини пластичних смуг набагато менші від висоти включення ($d \ll l$), справедлива така простіша залежність:

$$d \approx \frac{a}{2\sqrt{t_B t_C} \int_{t_B}^{t_C} F(\eta) d\eta}, \quad t_E^2 \approx \frac{8a\tau_\infty^4}{k^4 \sqrt{t_B t_C} \int_{t_B}^{t_C} F(\eta) d\eta}.$$

Неповний контакт дуже суттєво впливає проявляється на початковій стадії відшаровування: смуги міжфазного відшаровування ростуть пропорційно четвертому степеню відношення τ_∞ / k , тоді як за умови за умови суцільного контакту – другому.

МОДЕЛЮВАННЯ МСЕ МЕХАНІЧНОЇ ПОВЕДІНКИ СПЛАВІВ З ПАМ'ЯТТЮ ФОРМИ

В.П. Ясній, О.В. Дивдик, Я.Р. Лисенко

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

Abstract

In this study, there were presented the results of modeling of the mechanical behavior of shape memory alloys (SMA) under uniaxial tension by FEM. Superelastic behavior of cylindrical specimen of SMA with 4 mm in diameter was modeled using the software package Ansys Workbench. Distributions of normal stresses in the specimen, intensity of normal stress, displacements and deformations were built.

1. Вступ

Сплави з пам'яттю форми (СПФ) завдяки своїм функціональним властивостям, такими як ефект пам'яті форми та псевдопружність, використовуються в аерокосмічній техніці, біомедицині, ядерній енергетиці, цивільному та промислового будівництві.

Псевдопружність обумовлена мікроструктурою матеріалу, в якій існують дві різні кристалографічні структури, одна з яких характеризується аустенітом (А), а інша - мартенситом (М). Ключовою характеристикою СПФ є фазові мартенситні перетворення (рис. 1). З макроскопічної точки зору механізми фазового перетворення, що беруть участь у надпружній поведінці, є: аустеніт до мартенситу ($A \rightarrow S$); мартенсит до аустеніту ($S \rightarrow A$); переорієнтація мартенситу ($S \rightarrow S$). Як правило, аустеніт стабільний при високих температурах та низьких напруженнях, тоді як мартенсит стабільний при низьких температурах та високих зусиллях.

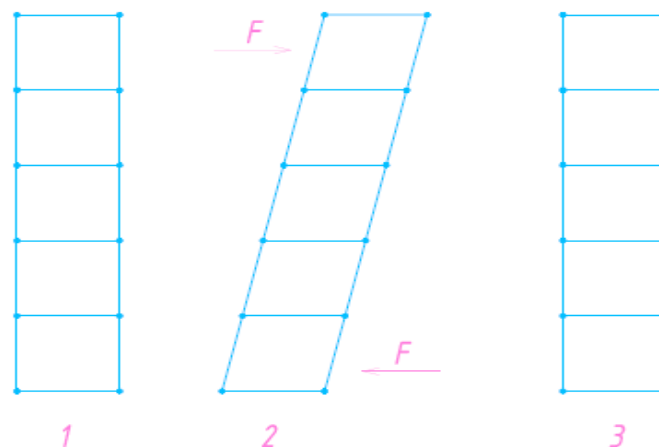


Рис. 1 Перехід фаз початкового і зворотного перетворення

1 - аустенітна фаза (фазові перетворення); 2 - мартенситна фаза (з прикладеним навантаженням); 3 - аустенітна фаза (зворотне перетворення)

Початок фазових перетворень (1), які після прикладання навантаження F переходить в мартенситну фазу (2) з розвантаженням зразка і зворотним фазовим перетворенням в аустенітну фазу (3). Надпружна поведінка проявляється при навантаженні з подальшим розвантаженням із здатністю матеріалу витримувати значні деформації (до 6%) і повертатися до початкової форми після зняття навантаження (рис. 3).

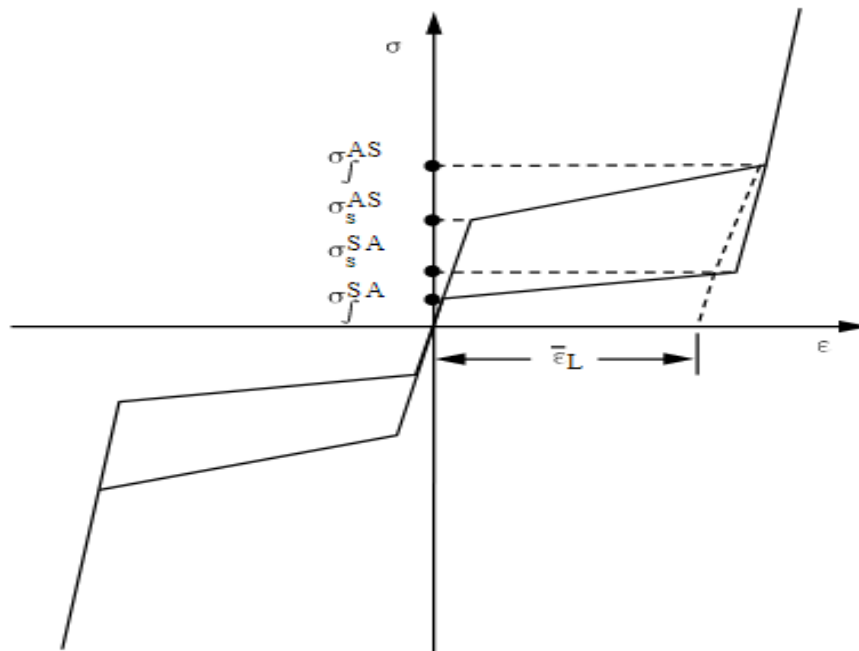


Рис. 3 Ідеалізована діаграма надпружної поведінки, тут σ_s^{AS} - напруження для початку фазових перетворень; σ_f^{AS} - напруження для закінчення фазових перетворень; σ_s^{SA} - напруження для початку зворотного фазового перетворення; σ_f^{SA} - напруження для закінчення зворотного фазового перетворення; ϵ_L - максимальна залишкова деформація

Для елементів конструкцій із матеріалів з пам'яттю форми, які під час експлуатації піддаються циклічному навантаженню важливим є прогнозування зміни функціональних і конструкційних властивостей. Для прогнозування витривалості матеріалів з пам'яттю форми можуть бути використані силові, деформаційні і енергетичні критерії руйнування.

2. Методика досліджень і матеріал

Надпружну поведінку матеріалу з пам'яттю форми моделювали методом скінченних елементів за допомогою прикладного програмного пакету Ansys Workbench 17.1 [1,2]. На рис. 3 представлено скінченноелементну модель зразка СПФ з нікель-титанового сплаву (нітінолу) діаметром $d = 4$ мм та довжиною $L = 12$ мм. Механічні властивості матеріалу подано у таблиці 1. Тут α - Параметр, який характеризує відмінності у деформівній поведінці матеріалу при розтягуванні та стискуванні. При однаковій поведінці матеріалу за розтягування та стискування параметр $\alpha = 0$.

Таблиця 1. Властивості матеріалу, використанні для моделювання

Властивості матеріалу	
Модуль Юнга (пружності)	$E=60000$ МПа
Коефіцієнт Пуассона	0,36
Властивості надпружності	
SAS (початок фазового перетворення)	520 МПа
FAS (кінець фазового перетворення)	600 МПа
SSA (початок зворотнього перетворення)	300 МПа
FSA (кінець зворотнього перетворення)	200 МПа
ϵ_L	0,07
α	0,1

МСЕ моделювали деформування одновісним розтягом циліндричного зразка, який жорстко закріплений вздовж поверхні А, силу прикладали до поверхні В (рис. 3а). Скінченноелементна модель зразка представлена на рис 3б.

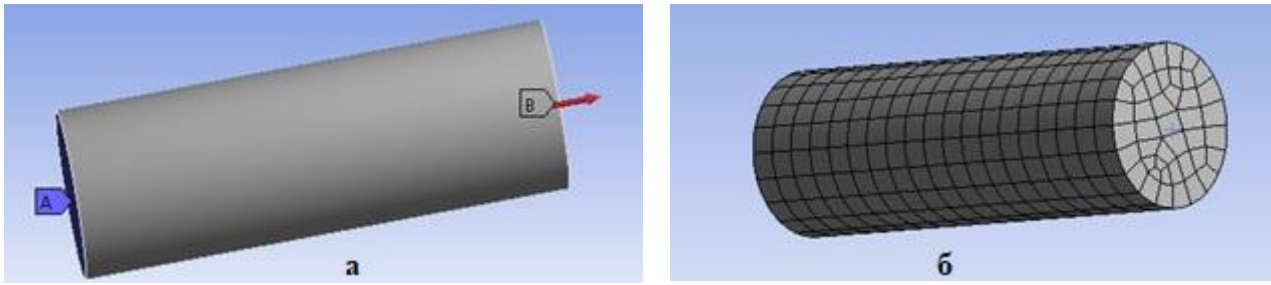


Рис. 3 Схема навантаження -а і скінченноелементна модель зразка -б. А - поверхня жорсткого закріплення; В- поверхня прикладання зусилля (В)

Весь етап моделювання задавали 5-ма кроками (рис.4): навантаження - 2 кроки: 1 -й крок дорівнював 4000 Н; 2-й крок - 4550 Н; розвантаженням - 3 кроки: 3-й крок - 2250 Н; 4-й крок - 1550 Н; 5-й крок - 10 Н.

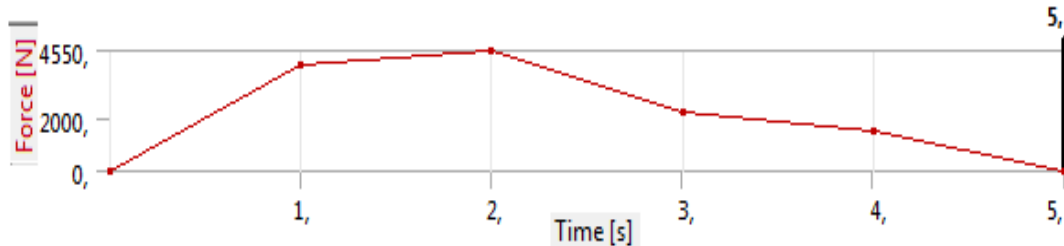


Рис. 4 Графік зміни прикладеної до зразка сили

3. Результати досліджень та їх обговорення

В результаті моделювання на кожному етапі навантаження побудовано розподіли нормальних напружень в зразку, інтенсивність нормальних напружень, переміщень і деформацій. Діаграма σ - ϵ при навантаженні і розвантаженні представлена на рис 5.

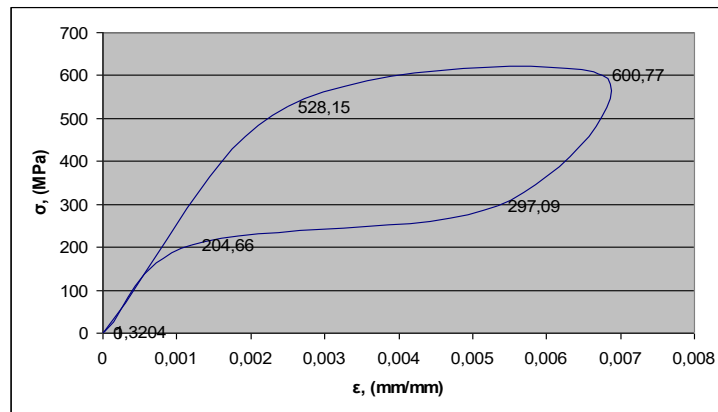


Рис. 4 Залежність нормальних напружень від деформацій зразка при навантаженні-розвантаженні

Література

1. ANSYS Inc. (2009). Ansys 12.1 Help. Canonsburg, Pennsylvania.
2. Бруйка В.А. Інженерний аналіз в Ansys Workbench: Учеб. пособ. / В.А. Бруйка, В.Г. Фокин, Е. А. Солдусова, Н.А. Глазунова, И.Е. Адеянов. – Самар. гос. тех. ун-т, 2010. – 271 с.

ОСНОВНІ ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗАРОДЖЕННЯ І РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН В АЛЮМІНІЄВИХ ПЛАСТИНАХ ІЗ ЗМІЦНЕНИМИ ОТВОРАМИ

П. Ясній, С. Гладьо

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

Summary. The method of modeling stress-strain state for holes burnishing using FEM has been analyzed. A series of fatigue tests were carried out using plates containing plain holes and cold expanded holes in aluminium. For various diameters of holes and cold expansion degree there exists a certain correlation between the stress range or maximum stress on the edge of hole on the entrance face of plate and lifetime of fatigue crack initiation.

У тонкостінних елементах авіаконструкцій втомні тріщини зароджуються та поширюються в місцях концентрації напружень. Для підвищення витривалості таких елементів використовують різні технологічні методи зміцнення та створення залишкових стискальних напружень в околі концентраторів, зокрема, методи пластичного деформування [1–3], до яких належить і дорнування функціональних отворів. Проаналізовано вплив геометрії дорна [4] та відносного натягу дорнування на втомну довговічність пластин із алюмінієвого сплаву 2024-T3.

Для аналізу технологічних процесів дорнування, а також зародження та поширення втомних тріщин в елементах конструкцій застосовують розрахунок методом скінченних елементів [5–8]. Мета роботи – дослідити основні закономірності зародження і росту втомних тріщин в алюмінієвих пластинах із отворами після дорнування та проаналізувати вплив параметрів процесу на формування залишкових напружень у пластинах з функціональними отворами.

Методика випробувань. Досліджували алюмінієвий сплав Д16чТ товщиною $t = 6$ мм, шириною робочої ділянки 60 мм та діаметром отворів 8, 10 мм. Креслення зразків і дорна, а також методика дорнування подані в праці [3].

Для оцінювання впливу деформування на напружений стан в околі отвору побудована скінченно-елементна модель чверті алюмінієвої пластини і дорна з центральним отвором. Напружений стан аналізували за розподілом залишкових нормальних напружень σ_{yy}^{res} після дорнування.

Діаграму пружно-пластичного деформування матеріалу Д16чТ описували за моделлю Steinberg-Guinan Strength [9].

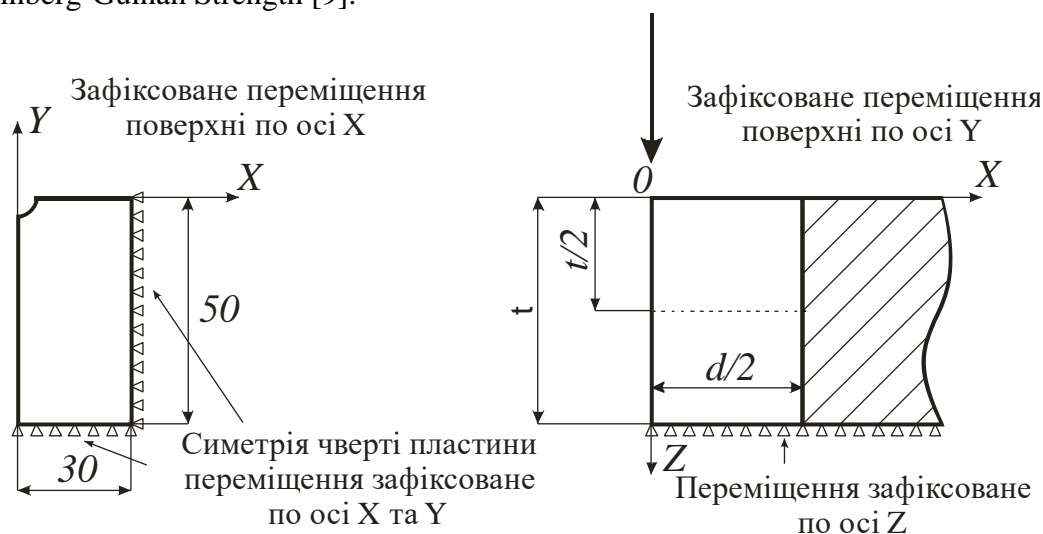


Рисунок 1. Схема чверті робочої ділянки зразка. Стрілка вказує напрям руху дорна.

Зафіксовано (рис. 1) точки розподілу локальних залишкових напружень на поверхні зразка з боку входу дорна ($Z = 0$) та середній частині його циліндричної поверхні ($Z = t/2$).

Зусилля прикладали до однієї поверхні краю моделі зразка, а протилежну площину фіксували і обмежували її вертикальне переміщення (вздовж напрямку прикладання сили).

Напружений стан за циклічного навантаження аналізували за локальними максимальними напруженнями σ_{yy}^{max} , мінімальними напруженнями σ_{yy}^{min} , а також за локальним розмахом максимальних та мінімальних напружень $\Delta\sigma_{yy} = \sigma_{yy}^{min} - \sigma_{yy}^{max}$.

Розглядали циклічне пружно-пластичне деформування пластини із алюмінієвого сплаву Д16чТ в умовах м'якого навантаження при $\sigma_{min} = 0$ та $\sigma_{max} = 147$ МПа. Характеристики механічних властивостей $\sigma_{0,2} = 300$ МПа та $\sigma_B = 430$ МПа [3].

Періодом зародження втомної макротріщини вважали таку кількість циклів, коли на поверхні зразка буде видно тріщину довжиною 0,25 мм.

Результати експериментів та їх обговорення. Для експериментальних досліджень втомного руйнування зразків із дорнованими отворами характерна півеліптична форма втомної тріщини. Початкова втомна макротріщина у зміцнених зразках майже завжди зароджувалася з боку входу дорна.

На основі експериментальних даних отримано основні залежності періоду зародження видимої на кромці отвору втомної макротріщини довжиною $\approx 0,25$ мм та кількості циклів до зруйнування зразка в залежності від величини відносного натягу дорнування для різних діаметрів отвору.

На рисунку 7а та таблиці 1 показано залежності періоду зародження втомної тріщини довжиною 0,25 мм та 0,5 мм в залежності від натягу дорнування. На рисунку 7б та таблиці 1 показано відношення періоду зародження втомної тріщини довжиною 0,25 мм та 0,5 мм до кількості циклів до руйнування пластини.

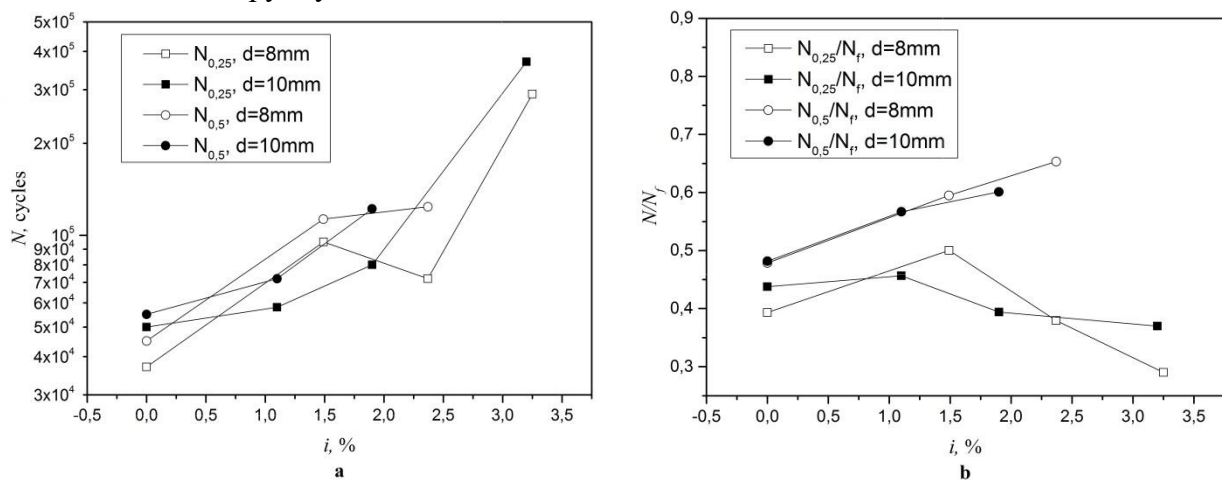


Fig. 7. Довговічність періоду зародження втомної тріщини від отворів діаметром 8 мм та 10 мм за циклічного навантаження $\Delta\sigma = 147$ МПа в залежності від натягу дорнування: а – період зародження втомної тріщини довжиною 0,25 мм та 0,5 мм; б – відношення періоду зародження втомної тріщини довжиною 0,25 мм та 0,5 мм до кількості циклів до руйнування пластини.

На рисунку 2 зображено графіки розподілу локальних залишкових стискаючих напружень в околі функціональних отворів діаметром 8 мм та 10 мм після дорнування з відносними натягами 1%, 2%, 3%.

Таблиця 1. Довговічність зародження втомної тріщини та руйнування пластини із зміцненими та не зміцненими отворами за навантаження $\Delta\sigma = 147$ МПа

№	d_{final} , мм	i , %	$N_{0,25}$, циклів	$N_{0,5}$, циклів	N_f , циклів	$N_{0,25} / N_f$	$N_{0,5} / N_f$
1	8.03	0	37000	45000	94047	0.393	0.478
2	8.03	1.49	95000	113000	189907	0.500	0.595
3	8.02	2.37	72000	124000	189791	0.363	0.653
4	8.01	3.25	290000	–	$>10^6$		
5	10.04	0	50000	55000	114223	0.437	0.481
6	10.02	1.1	58000	72000	126997	0.519	0.567
7	10.01	1.9	80000	122000	202925	0.394	0.601
8	10	3.2	370000	–	$>10^6$		

Аналіз отриманих результатів (рис. 2) свідчить, що незалежно від діаметра отвору зі збільшенням відносного натягу дорнування i від 1 до 3% зростають напруження σ_{yy}^{res} , а також ширина зони їх дії в околі отвору.

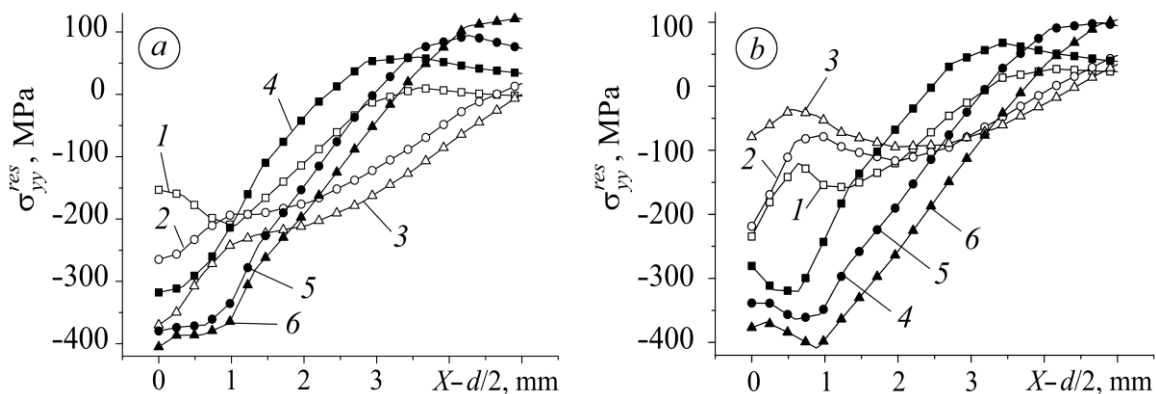


Рисунок 2. Розподіл локальних залишкових напружень в околі отвору діаметром 8 мм (а); 10 мм (б) після дорнування з натягом 1% (криві 1, 4); 2 (2, 5) і 3% (3, 6) при $Z=0(1-3)$ та $Z=t/2$ (4-6).

Найбільші значення залишкових напружень зафіксовано в середньому за товщиною перерізу зразка, найменші – на кромці отвору від входу дорна ($Z = 0$). Найбільше (вдвічі) відношення значень напруження σ_{yy}^{res} у середній частині по товщині зразка ($Z = t/2$) до таких самих на поверхні ($Z = 0$) виявлено за натягу дорнування 1%. Зі збільшенням натягу воно зменшується і за натягу 3% складає 1,1.

Період до зародження втомної тріщини довжиною 0,25 мм у пластиних від отворів діаметром 8 мм із натягом дорнування 3,2% збільшується до 10 разів порівняно із зразками з недорнованими отворами. Аналіз результатів показує що частка періоду зародження втомної тріщини до кількості циклів до руйнування пластини за напружень $\Delta\sigma = 147$ МПа суттєво залежить від величини натягу дорнування. Якщо прийняти критерієм зародження тріщини довжину її на поверхні 0,25 мм, то тривалість зародження тріщини по відношенню до руйнування пластини $N_{0,25}/N_f$ з отворами діаметром 8 мм та 10 мм зменшується у 1,3 рази із підвищенням натягу дорнування до 3,2 % порівняно із недорнованим отвором. Є протилежна залежність відношення періоду зародження тріщини довжиною 0,5 мм до руйнування пластини $N_{0,5}/N_f$ для діаметрів отвору 8 мм та 10 мм. Із збільшенням натягу дорнування від 0 % до 3,2 % відношення періоду зародження тріщини довжиною 0,5 мм до руйнування пластини підвищується від 0,48 для незміцненого отвору до 0,65 для зміцненого. У всіх випадках збільшення діаметру отвору від 8 мм до 10 мм збільшує період до зародження

втомних тріщин довжиною 0,25 мм та 0,5 мм.

Висновки

1. Незалежно від натягу дорнування та діаметру отвору тріщини зароджуються на кромці отвору з боку входу дорна. Це пов'язано з тим що залишкові напруження після дорнування з боку входу дорна найменші і відповідно напруження за циклічного навантаження найбільші. Тріщини від отворів у недорнованих пластинах зароджувалися в середній по товщині ділянці зразка.

2. Кількість циклів до зародження втомної тріщини довжиною 0,25 мм та 0,5 мм зростає із збільшенням діаметру отвору від 8 мм до 10 мм.

3. Різниця залишкових напружень стиску, обчислених методом скінчених елементів, вздовж товщини пластини зменшується із підвищенням натягу дорнування.

4. Для різних діаметрів отвору та натягів дорнування спостерігається певна кореляція між максимальними напруженнями на кромці отвору з боку входу дорна та періодом до зародження втомної тріщини. Значний розкид даних можна пояснити тим, що обидва параметри не враховують впливу амплітуди локальних напружень на кількість циклів до зародження втомної тріщини.

Список використаної літератури

1. Pasta S. Fatigue crack propagation from a cold-worked hole // Engng. Fract. Mech. – 2007. – № 74. – P. 1525–1538.

2. Степанова Т. Ю. Технологии поверхностного упрочнения деталей машин: Уч. пос. – Иваново: Ивановск. гос. хим.-техн. ун-т, 2009. – 64 с.

3. Ясній П., Гладь С. Вплив дорнування отворів на зародження та поширення втомних тріщин в алюмінієвому сплаві // Вісник Терноп. нац. техн. ун-ту ім. Івана Пулюя. – 2014. – № 1. – С. 7–17.

4. Cold expansion of holes and resulting fatigue life enhancement and residual stresses in Al 2024 T3 alloy / H. D. Gopalakrishna, H. N. NarasimhaMurthy, M. Krishna et al. // An experimental study. Engng. Failure Analysis. – 2010. – 17. – P. 361–368.

5. Thomas-Peter Fries and Malak Baydoun. Crack propagation with the extended finite element method and a hybrid explicit–implicit crack description // Int. J. Numerical Methods in Engng. – 2012. – 89, № 12. – P. 1527–1558.

6. The benefit from an adequate finite element simulation of the cold hole expansion / J. T. Maximov, G. V. Duncheva, N. Ganev, and T. N. Bakalova // Engng. Failure Analysis. – 2009. – 16. – P. 503–511.

7. Mohanty J.R., Verma B.B., and Ray P.K. Prediction of fatigue crack growth and residual life using an exponential model: part II (mode-I overload induced retardation) // Int. J. Fatigue. – 2009. – 31. – P. 425–432.

8. Дашенко А. Ф., Лазарева Д. В., Сурьянинов Н. Г. ANSYS в задачах инженерной механики. – Одесса: Астропринт, 2007. – 484 с.

9. Steinberg D. J., Cochran S. G., and Guinan M. W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate // J. Appl. Phys. – 1980. – 51, № 3. – P. 1498–1504.

ПОБУДОВА МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ДІАГНОСТУВАННЯ ТЕХНІЧНОГО
СТАНУ СИЛОВИХ АГРЕГАТІВ

С.В. Білодієнко, Г.М. Біліченко, А.В. Яцуба

Національна металургійна академія України

Abstract. For efficient maintenance of power mechanical units it is necessary to solve the problem of combining the individual parameters of the reliability of the elements to obtain the reliability of the technical system. An example of a study of working capacity plunger pumps demonstrated a diagnostic algorithm, which was constructed on the basis of the safety index method. **Key words:** technical condition, plunger pump, lifetime.

Проблема об'єднання індивідуальних показників надійності елементів для отримання надійності силової системи. Ресурс як напрацювання до граничного стану може вимірюватися в різних одиницях, оцінюватися з різною ймовірністю в залежності від етапу життєвого циклу об'єкта. У сучасній теорії технічного обслуговування граничний стан визначається моментом переходу системи в відповідну фазу технічного стану, облік кількості яких має тенденцію до збільшення [1]. Така ж тенденція спостерігається і в частині врахування кількості пошкоджуючих процесів, що впливають на систему. Все це показує, що ресурсні показники самі по собі стали носити комплексний характер. Актуальність їх застосування висловилося в появі напрямку під назвою ресурсна механіка машин (PMM-lifetime mechanics of machines) [2].

Слід визнати, що сам термін поки не набув широкого поширення, чого не скажеш про вивчення ресурсних властивостей механічної системи, якому присвячено цей науковий напрям. Термін РММ став застосовуватися в кінці 20 століття як реакція на кризу в загальній теорії надійності, який проявився в годі світової енергетичної кризи і став відчутний на тлі спаду виробництва в СРСР. Скепсис щодо надійності як науки був обумовлений пануванням в ній математико-статистичних методів, які розроблені, в першу чергу, для електронних систем з великим числом паралельно працюючих елементів, схильних до раптових відмов. Для силових механічних систем, що представляють, переважно, послідовну структурну схему елементів, що піддаються поступового впливу деградаційних процесів різного походження зазначені методи погано адаптовані. У такій ситуації доцільно використовувати імовірно -фізичні методи, що враховують природу ушкоджують процесів [1].

На стадії проектування сучасні методи конструювання дозволяють ефективно прогнозувати ресурс, отримавши функцію розподілу довговічності деталей. Об'єднання цих даних в показники надійності всього об'єкта за допомогою відомих рішень (правило множення безвідмовностей, формула ланцюга і т.ін.) веде до надмірного зменшення надійності системи. Експериментальне знаходження показників надійності всієї системи шляхом її випробувань дає можливість скорегувати відомі рішення або ж зовсім обійтися без них. Але подібні випробування коштовні і трудомісткі в порівнянні з оцінкою працездатності окремих елементів.

Невдачі процедур об'єднання окремих імовірнісних показників в надійність системи фахівці пов'язують з ігноруванням факту взаємовпливу елементів, втім, не пояснюючи детально, в чому він полягає. Принцип об'єднання індивідуальних ризиків елементів в ризик всієї системи позбавлений недоліків об'єднання окремих безвідмовностей. Багато в чому це пояснюється тим, що ймовірності відмов ранжуються за допомогою їх значимостей. Одним з факторів для призначення останніх є тяжкість відмови. Другим чинником, що сприяє успішному об'єднанню індивідуальних ризиків є ресурсна трактування ймовірності відмови, при якому вона встановлюється при порівнянні пари наробіток n_{Σ} - довговічність n_0 . Завдяки цьому гармонізується оцінка показників безпеки при відмовах раптового і поступового типів,

обумовлених будь-якими деградаційних процесів. В результаті розвитку ресурсного підходу розроблений метод індексу безпеки β_R , який являє собою логарифм гарантованого запасу довговічності [1]. Величина β_R є однозначним діагностичним параметром, який визначається за допомогою контролю напруцювання.

Надані дослідження мають за мету розробку діагностичного алгоритму на основі ресурсного підходу для силових агрегатів на прикладі аксіально-плунжерних насосів.

Алгоритм пошуку функцій розподілу довговічностей для параметричних моделей. Як відомо, кінетичні моделі для прогнозування показників технічного стану можна поділити на два різновиди: параметричні та ресурсні [1]. Вони відрізняються тим, що для перших спочатку встановлюється кінетика деградаційного процесу, після чого можна встановити ресурс (довговічність) об'єкта. Для ресурсних моделей спочатку визначається довговічність, а потім вже можна задати певну траєкторію накопичення пошкоджень. Для таких моделей притаманно знаходження функцій розподілу довговічностей (ФРД), алгоритми пошуку яких мають певні загальні ознаки. Для параметричних моделей первісно встановлюються граничні рівні діагностичних параметрів Y_0 та $[Y]$, а форма зміни у часі поточного значення параметрів $y(t)$ віднаходиться, як правило, в процесі експлуатації. Оцінка технічного стану відбувається через порівняння значень $[Y]$ та y_j , а прогнозування ресурсу на практиці, в загальному, може не впроваджуватися. Хоча така можливість є. Вона використовується при встановленні упереджувальних допусків за параметром Δ_Y і за ресурсом Δ_t . Завдяки цьому можна визначати поміжінспекційний інтервал δ_j , який залежить від обраної імовірності безвідмовної роботи (ІБР), та від варіативності процесу $y(t)$, що оцінюється через середньоквадратичне відхилення (СКВ) поточного параметру S_y .

На практиці більш інформативно контролювати швидкість (інтенсивність) деградаційного процесу V_y та її коефіцієнт варіації v_V , який дорівнює коефіцієнту варіації діагностичного параметру v_y . Для обраної ІБР P (із квантилем $u_P > 0$), при відомих величинах граничних Y_0 і початкових y_0 параметрів, визначених значеннях середньої швидкості \bar{V} разом з її СКВ S_V ресурс складає:

$$T_P = \frac{Y_0 - y_0}{\bar{V} + u_P \cdot S_V}. \quad (1)$$

Якщо прийняти позначення $\alpha = \frac{Y_0 - y_0}{S_V}$, $\beta = \frac{1}{v_V}$, то можна отримати ФРД у неявній формі [3]:

$$T_P = \frac{\alpha}{u_P + \beta}. \quad (2)$$

Прямолінійність графіка свідчить про можливість апроксимації ФРД нормальним законом. Такий факт спостерігається при параметрах $\beta > (4-5)$, що відповідає коефіцієнтам варіації швидкості деградаційного процесу $v_V < (0.2-0.25)$. Такі значення притаманні стаціонарним процесам. Явна форма ФРД для цієї ситуації буде така:

$$T_P = \bar{T} \pm S_T \cdot u_P. \quad (3)$$

Враховуючи (2), маємо медіанну довговічність

$$\bar{T} = \alpha \cdot v_{V(y)}, \quad (4)$$

а СКВ довговічності з достатньою точністю можна призначати як середнє на ділянці ФРД $I > u_P > 2$:

$$S_T = \frac{\alpha}{\beta(\beta + 2)}. \quad (5)$$

Для багаторежимних процесів ($v_V > 0.25$, $\beta < 4$) в зонах гарантованої безпеки ($u_p \geq 2$) ФРД можна апроксимувати логнормальними законами, які мають однакове СКВ, що втілюється на діаграмах однаковими нахилами. Така можливість витікає з того, що довговічність, отриману за (4), можна представити у вигляді добутку $T' \cdot 10^m$, де T' -число від 1 до 10, а m -ціле число:

$$\alpha \cdot v_V = \frac{\alpha}{\beta} = T' \cdot 10^m. \quad (6)$$

Тоді медіанне значення ФРД буде:

$$\overline{\lg T} = \kappa \lg T' + m, \quad (7)$$

де κ - коефіцієнт багаторежимності, що враховує зв'язок між нормальним та логнормальним розподіленням.

Для $1 < \beta < 1.5$ можна призначати $\kappa = 0.7$; для $2.5 \geq \beta \geq 1.5$ - $\kappa = 0.85$; при $4 > \beta > 2.5$ - $\kappa = 1$.

В такому разі розподілення величини $\lg T'$ може мати незмінне СКВ $S_{\lg T'} = 0.1$, яке буде однаковим для багаторежимних процесів:

$$\lg T_p = \overline{\lg T} - 0.1u_p = m + (\kappa \lg T' - 0.1u_p). \quad (8)$$

Дослідження роботоспроможності аксіально-плунжерних насосів. Завдяки своїй ефективності силові агрегати даного типу використовуються в багатьох галузях техніки. Намагання зробити процес експлуатації економним примушують звертатися до стратегії обслуговування за фактичним технічним станом з контролем параметрів. Відомі експлуатаційні моделі насоса НП-43М, де у якості діагностичних параметрів використано об'ємний коефіцієнт корисної дії (к.к.д.), максимальний тиск та сумарний осьовий люфт [4].

З метою побудови діагностичних моделей були проведені ресурсні випробування насосу НП 160, які супроводжувались дефектуванням складових деталей. Така трудомістка процедура перериває випробування через кожні 50-100 годин, коли відбувається розбирання об'єкта, огляд вузлів та вимірювання розмірів деталей. Таким робом можна з'ясувати, які елементи насоса найбільш суттєво впливають на деградацію його властивостей.

При випробуваннях заданими є наступні параметри:

- частота обертання вхідного валу (2000 та 4000 об/хв),
- температура робочої рідини (+30°C та +80°C),
- вхідний тиск (зазвичай, від 0,15 до 0,65 МПа),
- тиск системи управління (зазвичай, від 1 до 5,5 МПа).

У якості параметру відгуку (реакції системи) в експериментах виступали вихідний тиск нагнітання p та подача насоса Q . Один з цих параметрів міг підтримуватись незмінним, стаючи ще одним із заданих параметрів. У термінах технічної діагностики функції відгуку $Q(t)$, $p(t)$ набувають змісту діагностичних параметрів $y(t)$, а задані показники набувають зміст параметрів режиму $\{X_1, X_2, \dots, X_i\}$.

В результаті таких випробувань виявлено, що найбільш інтенсивно спрацьовуються отвори колодязів блока циліндрів. При цьому круглий отвір набуває овалоподібної форми. Інтенсивність зношування циліндричних поверхонь плунжерів є меншою на порядок. Понад 50% лінійного зносу в елементах відбувається за перші 50-100 годин на стадії

припрацьовування. На стадії сталого зношування швидкість процесу в межах кожного елемента змінюється незначно – коефіцієнт варіації v_V не перевищує 20% навіть при програмних випробуваннях зі зміною параметрів процесу. Це свідчить про можливість використання ФРД нормальної форми при прогнозуванні ресурсу за контролем параметрів.

Безпосередньо у якості діагностичних параметрів зручно використовувати **втрати** подачі ΔQ та тиску Δp за час експлуатації t . Попри наявність стадії припрацьовування в елементах насоса, прискореного тренду наданих діагностичних параметрів на початку експлуатації не спостерігається. Навіть їх зміну можна моделювати наступними рівняннями:

$$\Delta p(t) = 0 \text{ при } t < t_{0p}, \Delta p(t) = V_{\Delta p}(t - t_{0p}), \quad (9,а)$$

$$\Delta Q(t) = 0 \text{ при } t < t_{0Q}, \Delta Q(t) = V_{\Delta Q}(t - t_{0Q}). \quad (9,б)$$

Встановлено, що час експлуатації $t_{0\Delta p(\Delta Q)}$, на якому не відчувається втрат Δp та ΔQ , може змінюватись досить широко – від 0 до 800 годин (мабуть і більше). Поміжінтервальний коефіцієнт варіації швидкості втрат тиску та подачі $v_{V\Delta p(\Delta Q)}$, отриманий по замірюванням швидкості зростання втрат $V_{\Delta p(\Delta Q)}$ на 9-х 100-годинних інтервалах випробувань має досить незначну величину (до 2%). При багаторежимних комплексних випробуваннях встановлене середнє значення швидкості зростання втрат тиску $V_{\Delta p} = 4.6 \cdot 10^{-4} \text{ MPa/год.}$, а поміжрежимний коефіцієнт варіації швидкості втрат тиску $v_{V\Delta p}$ знаходиться в межах 25%. В результаті цих же випробувань встановлене середнє значення швидкості втрат подачі $V_{\Delta Q} = 0,0043 \text{ (л/хв.)/год.}$ при нормальній температурі робочої рідини; $V_{\Delta Q} = 0,0065 \text{ (л/хв.)/год.}$ при підвищеній до 80°C температурі робочої рідини. Поміжрежимний коефіцієнт варіації швидкості втрат подачі $v_{V\Delta Q} = 0,14$.

Діагностичні моделі та індекси безпеки аксіально-плунжерних насосів (на прикладі насоса НП 160Д). Для діагностування технічного стану насосів, поряд з вищерозглянутими параметричними моделями, необхідно враховувати ресурсні моделі. Розробником при проектуванні визначена довговічність тільки двох елементів – підшипників кочення валу. Розрахунок імовірнісних строків служби (табл.) показує, що один з підшипників не забезпечує гарантований термін експлуатації насоса у 1000 годин.

Таблиця. Показники надійності підшипників

підшипник	строки служби T_p , годин		первісний індекс безпеки $\beta_{P0} = \lg T_p$	
	$P=0.999$	$P=0.98$	$P=0.999$	$P=0.98$
B2104Б1	204	355	2.31	2.55
B302203Б	1318	2290	3.12	3.36

Авіаційні підшипники є більш якісними, аніж загального призначення, умови їхньої експлуатації є більш сприятливими. Тому термін їх експлуатації буде більшим, чим знайдений за стандартизованим алгоритмом [5]. Якщо вважати, що за даними рекомендаціями динамічна вантажопідйомність збільшується на 25%, то строк T_{90} підвищується майже у два рази ($1.25^3 = 1.95$). За рахунок фільтрації робочої рідини (30-50 мкм), за цими ж рекомендаціями, ресурс збільшується на 35%. До того ж зменшується СКВ S_{lgN} . Таким чином, за обережним прогнозом для авіаційних підшипників ресурс буде $T_{90a} = 2,64 T_{90}$, що дає зростання первісного індексу безпеки $\beta_{P0a} = \beta_{P0} + 0.42$.

Визначення індексу безпеки для параметричних моделей. Скориставшись розробленим алгоритмом пошуку ФРД, враховуючи (2)-(7), індекс безпеки в даному випадку після t_j годин наробітку буде:

$$\beta_{Pj} = \lg \frac{T_p}{t_j} = \lg \frac{\alpha}{\beta} + \lg \left(1 - \frac{u_p}{\beta + 2} \right) - \lg t_j. \quad (10)$$

Оскільки середня довговічність $T_0 = \alpha/\beta$ (в окремому випадку $T_0 = \bar{T}$ і діє (4)), позначив первісний (максимальний) індекс безпеки як

$$\beta_{P0} = \lg T_0 + \lg \left(1 - \frac{u_p}{\beta + 2} \right), \quad (11)$$

отримуємо відому лінійну формулу:

$$\beta_{Pj} = \beta_{P0} - \lg t_j. \quad (12)$$

Така залежність справедлива для стаціонарних та багаторежимних процесів, але в останньому випадку, зважаючи на (8), маємо:

$$\beta_{P0} = m + \lg T' - 0.1u_p. \quad (13)$$

За наведеним алгоритмом побудовані залежності первісного індексу безпеки $\beta_{98;0}$ (логарифм гарантованого ресурсу T_{98}) для деградаційних процесів втрати тиску та подачі (рис). Розглянуто експлуатаційні значення їхніх швидкостей та розпорощень (коефіцієнти варіацій $v_{V_{\Delta p}(\Delta Q)}$) в аспекті досягнення насосом гарантованого ресурсу 1000 годин ($\beta_{98;0}=3$). З графіків витікає, що більш слабкою ланкою є процес втрати тиску- гарантованого ресурсу можна досягнути при швидкостях $V_{\Delta p} < 0.0006$ МПа/год., переважно, для стаціонарних режимів роботи. При швидкостях втрати подачі $V_{\Delta Q} < 0.006$ (л/хв.)/год гарантований ресурс досягається як для стаціонарних, так і для багаторежимних процесів.

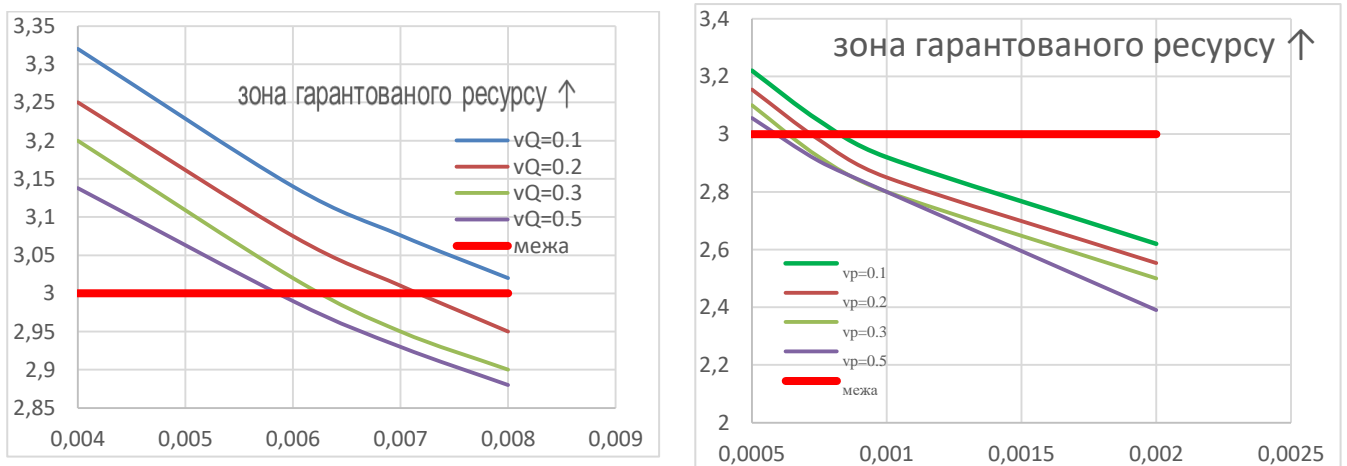


Рис. Графіки залежності величин $\beta_{98\Delta Q0}$

(зліва) і $\beta_{98\Delta p0}$ (праворуч) від швидкостей втрат подачі (зліва) і тиску (праворуч) для коефіцієнтів варіації швидкості втрат подачі та тиску (позначені v_p , v_Q).

Об'єднання окремих індексів безпеки β_{Pij} для деградаційних процесів, позначених i , здійснюється через коефіцієнти значимості U_i по залежності:

$$\beta_{P\Sigma j} = \lg \left(\sum U_i \cdot 10^{-\beta_{Pij}} \right)^{-1}. \quad (14)$$

Скориставшись формулою (14), знайдено значення $\beta_{98\Sigma0}=2,65$, звідки для надійності $P=0,98$ перша перевірка досліджуваного насоса здійснюється після $\delta_1=448$ годин наробітку. Це майже вдвічі менше, ніж витікає з мінімального окремого індексу $\beta_{98TB1;0}=2,97$ для

першого підшипника- $\delta_{ТВ1;1} = 930$ годин. В цьому полягає «ефект поєднання» - невизначеність лідируючого деградаційного процесу і окремого елемента призводить до частішого обслуговування всієї системи. Цей недолік притаманний всім відомим «об'єднувачим» алгоритмам і правилам. Але метод індексу безпеки в меншій мірі схильний до занижування спільних показників надійності, оскільки є додатковий «регулятор» у вигляді коефіцієнта значимості U_i . Так, у даній ситуації при $U_i = \text{const} = 1$ поміжінспекційний інтервал складає $\delta_1 = 315$ годин, тобто $\delta_1 = (\sum^{i=z} T_{Pi}) / (U_i \cdot z^2)$. При контролі підшипників віброактивними методами використання формули (14) за значеннями табл.4.2, 4.3 показує, що $\delta_1 = 448$ годин. Тобто, за рахунок маневрування величинами U_i збільшення кількості діагностичних параметрів не призвело до зменшення поміжінспекційного інтервалу.

Висновки. Структурно силові агрегати являють собою систему послідовно взаємодіючих нерезервованих елементів, вихід з ладу кожного з яких веде до відмови усього агрегату (мова йде про елементи, що виконують основні, а не допоміжні, функції). За цією ознакою силові агрегати можна віднести до простих технічних систем, для яких діє принцип «слабкої ланки». Але внаслідок технічного обслуговування, впливу комплексу пошкоджувальних процесів вкрай важко спрогнозувати, яка ланка виявиться ненадійною на певній стадії експлуатації. Тому необхідно аналізувати поточну надійність кожного елемента, після чого об'єднувати такі показники для оцінки технічного стану всієї системи (силового агрегату). Використання відомих «об'єднувальних» алгоритмів дає занижену оцінку надійності відносно фактично спостережимої. Об'єднання індивідуальних індексів безпеки як показників технічного стану в загальний індекс $\beta_{P\Sigma}$ дає адекватну оцінку ризику експлуатації системи.

Тенденція зростання кількості деталей, ресурс яких прогнозується при проектуванні, тенденція збільшення кількості діагностичних ознак, що враховуються при експлуатації, в цілому, позитивно позначаються, як на якості виробів, так і на їхній фактичній надійності. Але, з іншого боку, завдяки «ефекту поєднання» прогнозована надійність системи виявляється заниженою. Звідси витікає скорочення міжвідновлювальних періодів системи відносно аналогічних періодів окремих її елементів. Рішення про дату і обсяг відновлювальних заходів приймається на рівні об'єкта, який, зазвичай, являє технічну систему. Виникає наступна суперечність: намагання зробити економною експлуатацію обладнання призводить до надмірного його опікування з боку ремонтного персоналу. Це явище позначається поняттям *overmaintenance*. Подолання наведеної суперечності пов'язано, як з відповідальним обґрунтуванням значимості відмов, так і з поглибленням ідентифікації діагностичних моделей [1].

Література

1. Белодеденко С.В., Ибрагимов М.С. Вопросы периодичности контролей технического состояния механических систем в металлургии. — Днепр: ЛизуновПресс, 2017. —80 с.
2. Альгин В. Б. Расчет реальной надежности машин. Подходы ресурсной механики // Механика машин, механизмов и материалов. - 2011.-№1(14).-С.10-20.
3. Байхельт Ф., Франкен П. Надежность и техническое обслуживание// М.: Радио и связь, 1988.-392 с.
4. Смирнов Н.Н., Ицкович А.А. Обслуживание и ремонт авиационной техники по состоянию.-М.:Транспорт, 1987.- 272с.
5. Методика расчетной оценки долговечности подшипников качения авиационных двигателей и их агрегатов, требования к конструктивным параметрам опор.-М: ЦИАМ, 1996. - 30 с.

ОЦІНКА ПОШКОДЖЕНЬ МЕТАЛУ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ СТАТИЧНОМУ ТА ЦИКЛІЧНОМУ ДЕФОРМУВАННІ ПО КІНЕТИЦІ КОЕРЦИТИВНОЇ СИЛИ

О. Гопкало¹, Г. Безлюдько², В. Нехотящий³

¹ Інститут проблем міцності імені Г.С.Писаренка НАН України, м. Київ

² ТОВ "Спеціальні наукові розробки" м. Харків

³ Інститут електрозварювання імені Є.О. Патона НАН України, м. Київ

Abstract. The results of experimental investigations of the damage assessment of ferromagnetic steel 05kp and austenite (paramagnetic in the initial state) steel AISI 304 (08Kh18N9) using the coercive force kinetics under static and cyclic loading are presented. In accordance with the change of direction of the coercive force kinetics the staging of damage accumulation processes is determined, namely: elastoplastic deformation corresponds to the crack initiation stage, while metal continuity loss corresponds to the crack propagation stage.

Вступ. Роботи останніх років в області магнітної структуроскопії дозволили встановити зв'язок магнітних і фізико-механічних властивостей ряду ферромагнітних конструкційних сталей [1,2]. В якості основного магнітного параметра обрана коерцитивна сила (H_c , А/см), як найбільш чутлива до структурних змін у металі [3] і пов'язана лінійною залежністю з механічними властивостями. Приріст величини коерцитивної сили H_c від деформаційного впливу на метал щодо вихідного стану поставки до руйнування становить 100-300% в залежності від складу металу [4]. Такої інформаційної чутливості до деформування металу поки не виявлено іншими методами неруйнівного контролю.

Науковий і практичний інтерес представляють також роботи, пов'язані з можливістю використання появи і зміни магнітних властивостей у аустенітних (парамагнітних у вихідному стані) сталях при статичному або циклічному деформуванні для оцінки їх міцності та пошкоджень по кінетиці коерцитивної сили. У даній роботі використовували схильність аустенітних сталей до структурних перетворень аустеніту $\gamma \rightarrow \alpha$ і появи ферромагнітної фази (α -Fe), яка викликає зміну магнітних властивостей металу з парамагнітного у ферромагнітний стан при зовнішніх деформаційних впливах. Використання коерцитивного контролю в умовах втомного навантаження дозволить проводити повноцінну діагностичну експертизу поточного стану елементів конструкції, а не суміш дефектоскопії з дефектометрією, як це має місце сьогодні [5].

У зв'язку з неоднорідністю розподілу напружень по поверхні та глибині виробів [6,7] точність виміру магнітних властивостей (коерцитивної сили) у локальних поверхневих зонах залежатиме від габаритів датчика та глибини намагнічування металу. Тому для досліджень були спеціально розроблені коерцитиметри з малогабаритними датчиками неглибокого намагнічування.

При розтязі та циклічному вантаженнях увесь процес накопичення пошкоджень розділяють на дві основні стадії: стадію зародження та стадію поширення тріщин, оскільки закономірності процесів пластичної деформації і руйнування при різних видах деформації мають багато спільного [8,9]. В даній роботі проведені експериментальні дослідження впливу процесів статичного та циклічного навантаження лабораторних зразків із ферромагнітної сталі 05kp та аустенітної парамагнітної у вихідному стані сталі AISI 304 на кінетику коерцитивної сили H_c , яка відображає накопичення відповідних пошкоджень.

Робота виконувалася в інституті проблем міцності імені Г.С. Писаренка НАН України та інституті електрозварювання імені Е.О.Патона НАН України.

Методика і результати експериментальних досліджень. Об'єктом досліджень був метал рулонної листової сталі 05kp товщиною 3 мм і метал труб $\varnothing 76 \times 3$ і $\varnothing 159 \times 4$ з

подовжнім зварним швом із аустенітної сталі AISI 304 (08X18H9), італійського виготовлення у відповідності з європейським стандартом EN 10217-7.

Для випробувань на статичний та циклічний розтяг використали довгі та короткі лабораторні зразки з розмірами робочої частини 150x14x3 мм та 28x14x3, 6 мм відповідно.

Випробування на розтяг та малоциклову втому проводили на модернізованій електрогідравлічній випробувальній машині УЕ-20 (СКБІМ, Росія) відповідно до ГОСТ 1497-84, 25.502-79 і ГОСТ 25.505-85. Випробування на малоциклову втому проводили по симетричному циклу осьового розтягу-стиску з контролем амплітуди деформації з постійною швидкістю деформування 6%/хв. Випробування на циклічний віднульовий розтяг з частотою 2 цикл./хв. проводили на важільній випробувальній машині ПП-4М (ЦНИИТМАШ, Росія), оснащеної приводом циклічного підняття вантажу на важелі.

Вимірювання коерцитивної сили H_c у зразках проводили структуроскопом КРМ-Ц-К2М (ТОВ "Спеціальні наукові розробки" м.Харків) відповідно до стандартів ІСО4301, ГОСТ 30415-96 та методичними вказівками РД ІКЦ «Кран» 07/97/02 (Росія), МВ 0.00-7.01-05 (Україна). Для вимірювання значень коерцитивної сили використовували структуроскоп із стандартним датчиком $D45$ (база - 45 мм), малобазним датчиком $D20$ (база - 20 мм) і датчиком із зменшеною базою $D4$ (база - 4 мм). Де базою вимірювання є відстань між внутрішніми краями полюсів наконечників магнітів. Залежно від матеріалу і бази датчика глибина намагнічування може становити: для датчика $D45$ - до 30 мм, $D20$ - до 4 мм і $D4$ - до 1 мм.

Вимірювання об'єму феромагнітної фази (α -Fe) в аустенітній сталі проводили ферітометром "Ferritgaltmesser 1.053 Forster".

Результати експериментальних досліджень сталі 05кп при статичному та циклічному розтязі. На рис. 1 приведена діаграма розтягу довгих зразків та залежність коерцитивної сили H_c , вимірюною датчиком $D45$, від деформацій (ε) при поступовому короткочасному ступінчатому навантаженні (P) з розвантаженням до значень $P=0$, а на рис. 2 кінетика деформацій і значень коерцитивної сили H_c по числу циклів навантаження з розвантаженням при циклічному розтязі з частотою 2 цикл./хв.

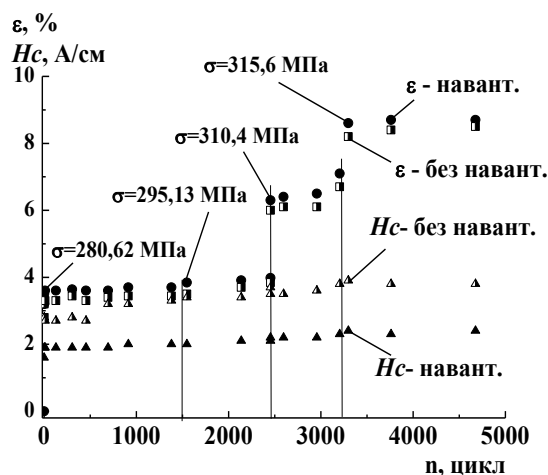
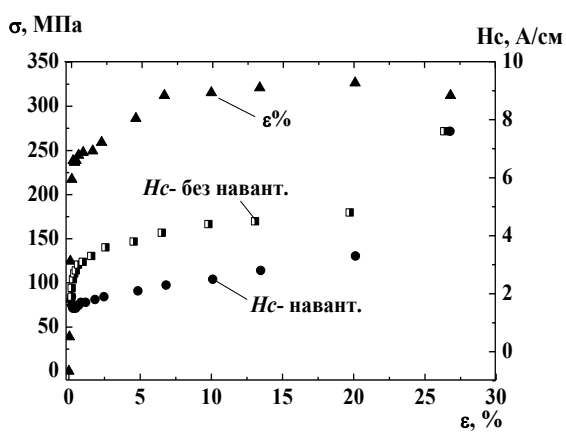


Рис. 1. Діаграма розтягу довгих зразків і залежність коерцитивної сили H_c , від деформацій (ε) при короткочасному навантаженні з розвантаженням.

Рис. 2. Кінетика деформацій і значень коерцитивної сили H_c по числу циклів навантаження з розвантаженням при циклічному розтязі з частотою 2 цикл./хв.

Отримані дані показують, що при статичному розтязі з поступовим ступінчастим підвищенням навантаження з розвантаженням на кожній ступені та при циклічному розтязі у розвантаженому стані значення коерцитивної сили приблизно на 50% вищі щодо навантаженого стану на тій же ступені навантаження. Слід зазначити, що критичні значення H_c перед руйнуванням у навантаженому і розвантаженому стані збігаються і

становлять 7,8 А/см. Значення коерцитивної сили перед руйнуванням приблизно в 4 рази перевищують аналогічні величини в початковому стані металу.

Результати експериментальних досліджень сталі AISI 304 при розтязі. На рис. 3 приведена діаграма розтягу, залежність коерцитивної сили H_c , виміряною датчиком $D20$, та об'єму феромагнітної фази (α -Fe) від деформацій (ε) при статичному розтязі коротких зразків. Слід зазначити, що при ступінчатому підвищенні деформації розтягу на 5% зростання значень коерцитивної сили спостерігається тільки при досягненні деформації $\sim 25\%$ (при напруженнях нижче межі міцності металу) і при подальшому деформуванні має місце різке зниження значень H_c . При ступінчатому навантаженні з розвантаженням значення коерцитивної сили у навантаженому та розвантаженому стані збігаються. На початкових стадіях навантаження зміни коерцитивної сили H_c більш чутливі до зміни деформацій, ніж утворенню феромагнітної фази (α -Fe), яка утворилася у аустенітній сталі (γ -Fe) і складається із мартенситу - і феріту- деформації і при досягненні граничних деформацій ($\varepsilon \geq 40\%$) набуває лавиноподібний характер. Однією з причин такої поведінки коерцитивної сили може бути зниження залишкових стискаючих напружень через зменшення щільності металу, викликаного накопиченням пошкоджень кристалів, утворенням пор і пустот при пластичній деформації розтягу [10].

Використання структуроскопа із зменшеною базою датчика $D4$ дозволило дослідити розподіл значень коерцитивної сили по довжині робочої частини зразка при розтязі і знакомінному деформуванні і побудувати кінетику H_c в локальних поверхневих зонах зразка. На рис. 4 показана залежність значень коерцитивної сили,

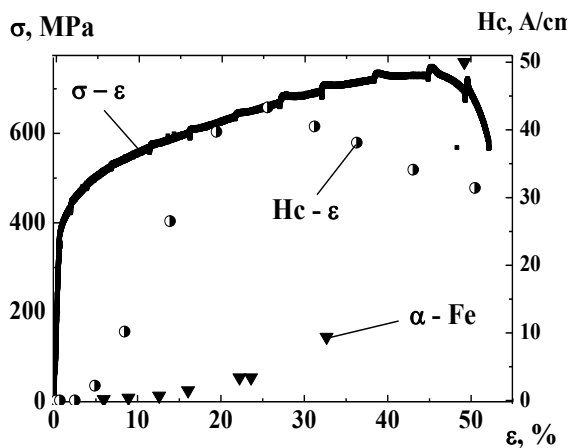


Рис. 3 Діаграма розтягу, залежність коерцитивної сили H_c та об'єму феромагнітної фази (α -Fe) від деформацій (ε) при статичному розтязі коротких зразків.

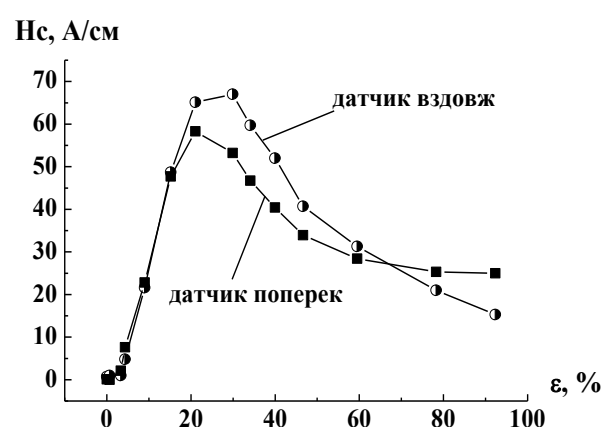


Рис. 4 Залежність коерцитивної сили від деформацій у найбільш деформованій локальній зоні при розтязі при розташуванні полюсів магнітів датчика вздовж і поперек робочої частини зразка.

виміряної за допомогою датчика $D4$, від накопичених деформацій у найбільш деформованій локальній зоні (руйнування) зразка при розтязі при розташуванні полюсів наконечників магнітів датчика вздовж і поперек зовнішньої поверхні робочої частини зразка з труби. При розташуванні полюсів наконечників магнітів у поздовжньому напрямку робочої частини зразка максимальні значення коерцитивної сили на 13% перевищують аналогічні значення при розташуванні полюсів наконечників магнітів в поперечному напрямку. Наявність зростаючих та спадаючих ділянок на графіках може свідчити про стадійність і зміні переважаючих механізмів накопичення пошкоджень у металі при розтязі. Зростаючій ділянці відповідає пружно-пластичне деформування, а спадаючій - утворення і розвиток пор і тріщин.

У роботах [11,12,13] відзначено, що при статичному розтязі пластичне деформування і пошкодження, накопичені до початку утворення шийки, класифікують як період зародження тріщин, а шийкоутворення з подальшим руйнуванням – як період її поширення.

Отримані результати свідчать про те, що при розтязі до значень накопичених деформацій $\sim 25\%$ і напружень нижче межі міцності зростання коерцитивної сили пов'язане з пружнопластичним деформуванням сталі, яке підвищує намагніченість металу (коерцитивної сили), а зниження значень H_c при подальшому деформуванні до межі міцності - з утворенням пор і тріщин (втратою суцільності металу, що викликає зниження магнітних властивостей). Таким чином, у відповідності з зазначеною вище класифікацією при розтязі до шийкоутворення стадія зародження тріщин складається з двох стадій: стадії пластичного деформування, що викликає зростання коерцитивної сили, і стадії пороутворення – де має місце зниження значень H_c . Подальший розтяг до напружень рівних межі міцності металу пов'язане з не пластичним деформуванням, а з ростом кількості та розміру пор і тріщин. Дані припущення базуються на результатах випробувань аналогічних зразків на малоциклову втому (дані приведені нижче) де зміна напрямку кінетики та зниження значень коерцитивної сили пов'язана із утворенням і розвитком тріщин втоми.

Таким чином, знаючи кінетику коерцитивної сили H_c на зростаючих або спадаючих ділянках кривої можна оцінювати залишкову міцність металу при розтязі.

Результати експериментальних досліджень сталі AISI 304 при циклічному навантаженні. На рис. 5 приведено розподіл значень коерцитивної сили H_c по зовнішній поверхні робочої довжини зразка при циклічному знакозмінному деформуванні з амплітудою деформації $\varepsilon_a = \pm 0,5\%$ при положенні полюсів наконечників магнітів датчика вздовж зразка з труби. При циклічному знакозмінному деформуванні в процесі напрацювання на зовнішній поверхні робочої частини зразка з труби після 1600 циклів навантаження у верхній середній частині зразка з'явилися тріщини втоми. Поява тріщин втоми викликала суттєве зниження значень коерцитивної сили в зоні руйнування зразка, а в прилеглих до руйнування зонах при подальшому напрацюванні продовжувалось зростання значень H_c . Слід зазначити, що не наскрізні тріщини втоми зароджувалися і розвивалися тільки на зовнішній поверхні зразка, і були відсутні на його внутрішній поверхні.

На рис. 6 приведена кінетика значень коерцитивної сили по числу циклів навантаження на зовнішній і внутрішній поверхні зразка в зоні руйнування при положенні полюсів наконечників магнітів датчика уздовж робочої довжини зразка. Поява тріщин втоми (втрати суцільності металу) викликала перелом і зміну напрямку кінетики коерцитивної сили по числу циклів напрацювання. Поява тріщин на зовнішній поверхні зразка призводить до зниження значень коерцитивної сили, в той час як на внутрішній поверхні, де тріщини втоми відсутні, має місце зростання H_c , але має місце деяка зміни в напрямку її кінетики. Зміна напрямку кінетики коерцитивної сили на внутрішній поверхні зразка, де тріщини втоми відсутні, дозволяє зробити припущення про можливість виявлення підповерхневих тріщин за допомогою структуро скопа. Отримані результати показали, що при циклічному знакозмінному деформуванні має місце зростання значень коерцитивної сили до моменту втрати суцільності матеріалу, після чого її значення знижуються при безперервному зростанні об'єму ферромагнітної фази (α -Fe). Аналогічна тенденція має місце і при розтязі. Таким чином, при циклічному знакозмінному деформуванні наявність перелому на кривій кінетики коерцитивної сили по числу циклів навантаження свідчить про стадійність процесів пошкодження: зростання значень коерцитивної сили відповідає пружно-пластичному деформуванню (стадії зародження тріщин), а зниження значень H_c - стадії розвитку тріщин втоми, пов'язаної з втратою суцільності металу. При розтязі та циклічному деформуванні значення коерцитивної сили залежать від напрямку положення полюсів наконечників магнітів датчика відносно напрямку навантаження і використання коерцитиметра з датчиком Д4 (не глибокого намагнічування) для реальних конструкцій дозволяє визначати напрямок головних напружень, виявляти найбільш деформовані зони та появу тріщин втоми.

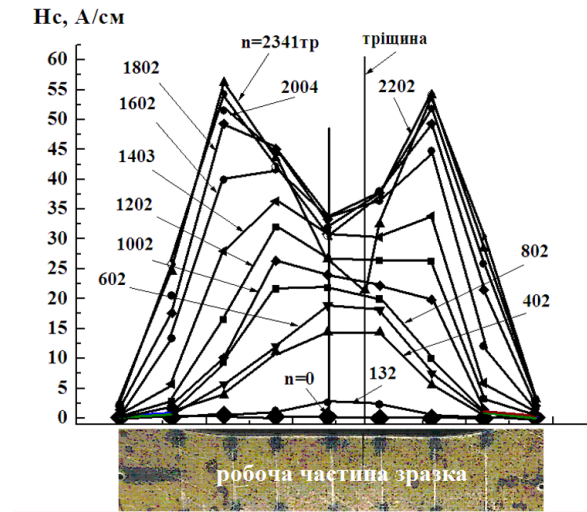


Рис. 5 Розподіл значень коерцитивної сили H_c по поверхні робочої довжини зразка при циклічному деформуванні з амплітудою пружно-пластичної деформації $\varepsilon_a = \pm 0,5\%$.

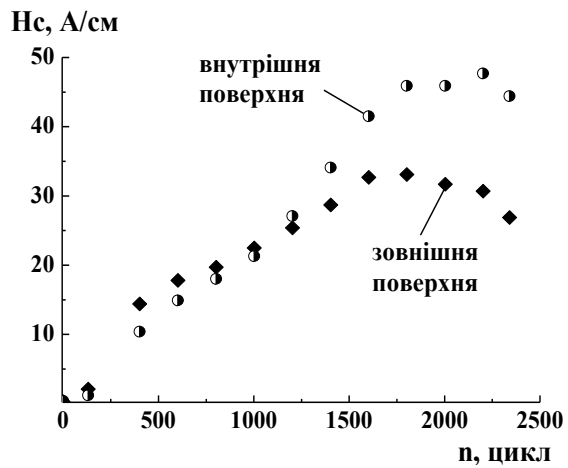


Рис. 6 Кінетика значень коерцитивної сили на зовнішній і внутрішній поверхнях зразка з труби в зоні руйнування при положенні полюсів наконечників магнітів датчика уздовж робочої довжини зразка при циклічному деформуванні з амплітудою деформації $\varepsilon_a = \pm 0,5\%$.

При циклічному навантаженні використання структуроскопа дозволяє отримувати необхідні дані для оцінки циклічної довговічності металу не по кривій втоми (руйнуванню), як прийнято в інженерній практиці, а по стадії зародження тріщин по кривій незворотньої пошкоджуваності (лінії Френча), що істотно знижує ризики руйнування.

Отримані експериментальні результати показали суттєві відмінності феромагнітної сталі 05кп та аустенітної (парамагнітної у вихідному стані) сталі AISI 304 у реагуванні на зміни значень коерцитивної сили при механічному навантаженні та розвантаженні. При статичному та циклічному розтягуванні лабораторних зразків із сталей 05кп та AISI 304 максимальні значення коерцитивної сили відрізняються майже на порядок.

Використання структуроскопа дозволяє сепарувати накопичення пошкоджень при розтязі або циклічному знакозмінному деформуванні на стадію зародження тріщини, пов'язаної з пружно-пластичним деформуванням, і стадію розвитку тріщин, пов'язаної з втратою суцільності металу (включаючи пороутворення). В даний роботі не розглядали фізичну природу накопичених пошкоджень на стадії зародження та стадії розвитку тріщин. Для визначення фізичної природи накопичення пошкоджень передбачається проведення відповідних металографічних досліджень

Висновки.

1. Встановлені суттєві відмінності феромагнітної сталі 05кп та аустенітної (парамагнітної у вихідному стані) сталі AISI 304 в реагуванні на зміни значень коерцитивної сили при механічному навантаженні та розвантаженні.

2. При розтязі або циклічному знакозмінному деформуванні по зміні кінетики коерцитивної сили можна оцінювати залишкову міцність металу.

3. Використання структуроскопа дозволило встановити стадійність процесів накопичення пошкоджень при статичному або циклічному навантаженні: зростання значень коерцитивної сили відповідає пружно-пластичному деформуванню (стадії зародження тріщин), а зниження їх значень пов'язано з втратою суцільності металу при появі пор або тріщин (стадії розвитку тріщин).

4. Встановлення стадійності накопичення пошкоджень по кінетиці коерцитивної сили при випробуваннях на втому дозволяє вести оцінку циклічної довговічності не по кривій

втоми (руйнуванню) металу, як прийнято в інженерній практиці, а по стадії зародження тріщин, тобто по кривій незворотньої пошкоджуваності (лінії Френча), що істотно знижує ризику руйнування.

5. Показана можливість використання структуроскопа для виявлення найбільш деформованих зон, з встановленням напрямки головних напружень, та не суцільності металу у вигляді пор і тріщин втоми. За допомогою датчиків із зменшеною базою вимірювання коерцитивної сили надається можливість виявлення під поверхневих тріщин.

6. Отримані результати можуть стати основою для розробки нових підходів до експресної оцінки залишкового ресурсу металу конструкцій простим неруйнівним методом.

Література.

1. Христенко И.Н. Влияние пластической деформации на коэрцитивную силу малоуглеродистой стали [Текст] / И.Н. Христенко, В.В. Кривова // Дефектоскопия. – 1984, – № 6. – С.90.
2. Горкунов Э.С. Моделирование диаграммы деформирования на основе измерения ее магнитных характеристик [Текст] / Э.С. Горкунов, В.П. Федоров, А.Б. Бухвалов, И.Н. Веселов // Дефектоскопия. – 1997, – № 4. – С.87 – 95.
3. Попов В.А. Мифы и реальность применения магнитной структуроскопии при оценке напряженно-деформированного состояния металлоконструкций подъемных сооружений [Текст] / В.А. Попов, В.А. Гудошник // Подъемные сооружения. Специальная техника. — 2012. — № 12. — С. 20–21.
4. Нехотящий В.А. Оценка деградации стали 08X18H9 по кинетике коэрцитивной силы [Текст] / В.А. Нехотящий, А.Л. Палиенко, А.П. Гопкало // В мире неразрушающего контроля. Санкт Петербург. 2015. Том. 18. с. 14 – 16.
5. Безлюдько Г.Я. Применение метода коэрцитивной силы сегодня [Текст] / Г.Я. Безлюдько, Б.Е. Попов, Р.Н. Соломаха // В мире неразрушающего контроля. Санкт Петербург. 2015. Том 18. № 4. с.4 – 8.
6. Pangborn R.N., Weissmann S., Kramer J.R. Work hardening in the surface layer and in bulk during fatigue // Ser. Met.-1978.-12, N 2 –P. 129-131.
7. Sato Y., Sasaki H., Kumana A. Surface layer yielding of lowcarbon steel cylinders // J. Mater. Sci. Soc. Jap.- 1980.- 17, N ¾.- P. 185-192.
8. Иванова В.С. Природа усталости металлов [Текст] / В.С. Иванова, В.Ф. Терентьев //– М.: Металлургия, 1975. – 454 с.
9. Миллер К.Ж. Усталость металлов – прошлое, настоящее и будущее [Текст] / К.Ж. Миллер //Заводская лаборатория. – 1994. – № 3. – 544 с.
10. А.П. Гуляев // Металловедение. Москва. 1951, 484с..
11. Ботвина Л.Р. Общие закономерности процессов разрушения и кристаллизации [Текст] / Л.Р. Ботвина // МиТОМ .1994. – No 8. – С .2-6.
12. Владимиров В.И. Физическая природа разрушения металлов [Текст] / В.И. Владимиров // М.: Металлургия, 1984. – 280 с.
13. Терентьев В.Ф. Образование малых трещин при усталости. Итоги науки и техники [Текст] / В.Ф. Терентьев, И.В. Пойда // Металловедение и термическая обработка // Изд-во ВИНТИ, 1991. – Том 25. – С . 60-94.

ДІАГНОСТУВАННЯ ДЕГРАДАЦІЇ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СТАЛЕЙ ГАЗОПРОВІДІВ ЗА ЗМІНОЮ ЕЛЕКТРОХІМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК

О. Звірко, О. Цирульник

Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України

Abstract. The results of research aimed to choosing diagnostic criteria for evaluation of current technical condition of pipeline steels, taking into account in-service degradation, has been presented in the paper. Mechanical properties degradation of pipeline steels caused by operation can be estimated by measurements of changes in their electrochemical characteristics. Having initial properties of the material, its actual properties can be predicted.

Трубні сталі нафтогазотранспортної системи піддаються старінню та деградації упродовж їх тривалої експлуатації. Відтак ризик неконтрольованого руйнування елементів цих відповідальних металоконструкцій значно зростає зі збільшенням терміну їх експлуатації завдяки окрихченню металу та погіршенню його механічних властивостей [1]. Тому проблема забезпечення цілісності нафтогазотранспортної мережі України є надзвичайно ваговою та актуальною для енергетичної безпеки як України, так і країн Європейського Союзу з огляду на значний вік більшості магістральних нафтогазопроводів України, що забезпечують транзит вуглеводневих енергоресурсів.

Значно знизити ризик неконтрольованого руйнування транзитних трубопроводів можна шляхом застосування ефективних методів та засобів діагностування поточного технічного стану трубних сталей та оцінювання ступеня їх деградації.

За допомогою періодичних обстежень трубопроводів із застосуванням неруйнівних методів контролю отримують інформацію стосовно наявності макро дефектів та пошкоджень. Однак, для коректного визначення залишкового ресурсу старіючих трубопроводів важливо враховувати поточний технічний стан власне матеріалу. Адже відомо [1–3], що внаслідок тривалої експлуатації значно погіршуються як механічні, так і електрохімічні властивості трубних сталей. Тому, за можливості побудови креляційних залежностей між механічними та електрохімічними інформативними параметрами, запропоновано для діагностування деградації механічних властивостей тривало експлуатованих трубних сталей застосовувати електрохімічний метод.

У даній роботі проаналізовано та обґрунтовано вибір діагностичних критеріїв для оцінювання поточного технічного стану матеріалу з урахуванням деградації його властивостей, зумовленої експлуатаційними чинниками упродовж тривалої експлуатації.

Матеріали й методика досліджень.

Досліджували трубні сталі різних класів міцності: 17Г1С (клас міцності X52), X60 та X70 у різних станах – вихідному та після тривалої експлуатації. Фрагменти труб, з яких виготовляли зразки для досліджень, були вирізані з магістральних газопроводів після різних термінів їх експлуатації: 17Г1С – 30 років, X60 – 25 років та X70 – 37 років. Для порівняння властивостей сталей також досліджували зразки, вирізані з труб запасу (резервних), виготовлених зі сталей різних класів міцності (X52, X60 та X70). Визначали механічні (ударна в'язкість KCV) та електрохімічні (потенціал корозії E_{corr} , густина струму корозії i_{corr} та поляризаційний опір R_p) властивості сталей. Електрохімічні випробування проводили шляхом зняття поляризаційних кривих потенціодинамічним методом у модельному водному середовищі NS4 за кімнатної температури. Потенціал визначали відносно електрода порівняння Ag|AgCl.

Результати досліджень та обговорення.

Як свідчать результати досліджень, наведені у таблиці, досліджені трубні сталі нижчих класів міцності (17Г1С – клас міцності Х52 та Х60) характеризуються суттєвим зниженням характеристики опору крихкому руйнуванню – ударної в'язкості, зумовленим їх експлуатаційною деградацією. Найсильніше ця характеристика знизилась для трубної сталі з найменшою міцністю. Водночас слід зазначити, що для високоміцної сталі Х70 не виявлено такої тенденції – експлуатованій сталі властиві дещо вищі значення ударної в'язкості, ніж сталі у вихідному стані (рис. 1), що, очевидно, може бути пов'язано з певними відмінностями у процесі виготовлення труб різних поставок або значною об'ємною розсіяною пошкодженістю експлуатованої сталі Х70, яка зумовлює підвищення енергоємності руйнування [4].

Таблиця. Ударна в'язкість та електрохімічні властивості (у розчині NS4) трубних сталей різної міцності у вихідному та експлуатованому станах та їх деградація

Сталь	Стан	KCV, МДж/м ²		E _{согг} , В	i _{согг} , μА/см ²	R _p , кОм·см ²	KCV _{deg} / KCV _{in} / I*	i _{согг deg} / i _{согг in}	R _{p deg} / R _{p in}
		I*	2*						
17Г1С	Вихідний	2,55	1,95	-0,683	1,85	8,63	0,51	2,27	0,41
	Експлуатований	1,29	-	-0,687	4,20	3,53			
Х60	Вихідний	3,42	3,26	-0,664	1,81	8,90	0,77	2,13	0,44
	Експлуатований	2,63	2,25	-0,696	3,86	3,89			
Х70	Вихідний	2,77	2,37	-0,518	0,67	23,49	1,19	3,34	0,30
	Експлуатований	3,30	2,50	-0,642	2,24	6,92			

I* - зразки вирізані у поздовжньому напрямі;

2* - зразки вирізані у поперечному напрямі.

Після тривалої експлуатації істотно змінилась корозійна тривкість трубних сталей – для всіх досліджених сталей виявлено деградацію їх електрохімічних властивостей (табл. 1). Високоміцна сталь Х70 характеризується найвищою корозійною тривкістю серед досліджених трубних сталей різних класів міцності у водному розчині NS4 в обох досліджених станах, проте вона піддалась у процесі експлуатації корозійній деградації більшою мірою, ніж інші досліджені сталі (рис. 2). Ступінь корозійної деградації сталей нижчих класів міцності (17Г1С та Х60) відрізняється незначно за характеристиками густини струму корозії i_{согг} та поляризаційного опору R_p, проте потенціал корозії E_{согг} сталі Х60 змінився більшою мірою, ніж сталі 17Г1С. Найбільший зсув потенціалу корозії у сторону більш від'ємних значень після експлуатації зафіксовано для сталі Х70 – більш як на 0,12 В (таблиця). Характеристики густини струму корозії та поляризаційного опору характеризуються вищою чутливістю до змін стану металу, зумовлених тривалою експлуатацією. Зокрема, густина струму корозії сталей 17Г1С та Х60 зростає в ~ 2,1...2,3 рази після експлуатації, а сталі Х70 у ~ 3,3 рази. Стосовно поляризаційного опору, то його значення для експлуатованих сталей є нижчим у ~ 2,4, ~ 2,3 рази та ~ 3,4 рази порівняно зі сталями у вихідному стані для сталей 17Г1С, Х60 та Х70, відповідно. Отже, найчутливішими електрохімічними характеристиками до експлуатаційної деградації трубних сталей є густина струму корозії та поляризаційний опір i, відповідно, вони можуть слугувати діагностичними критеріями для оцінювання поточного технічного стану матеріалу з урахуванням деградації його властивостей.

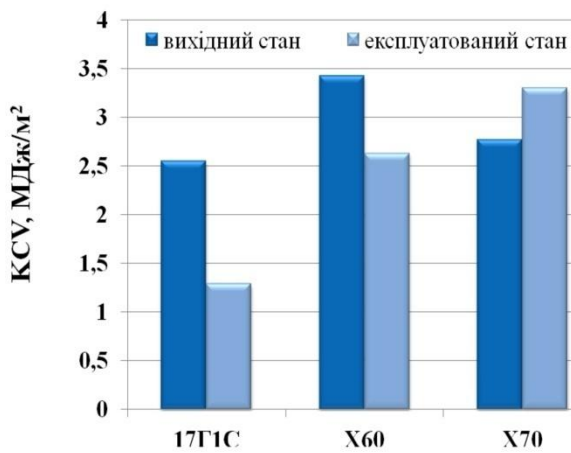


Рис. 1. Ударна в'язкість трубних сталей 17Г1С, X60 та X70 у вихідному та експлуатованому станах (визначена на поздовжніх зразках).

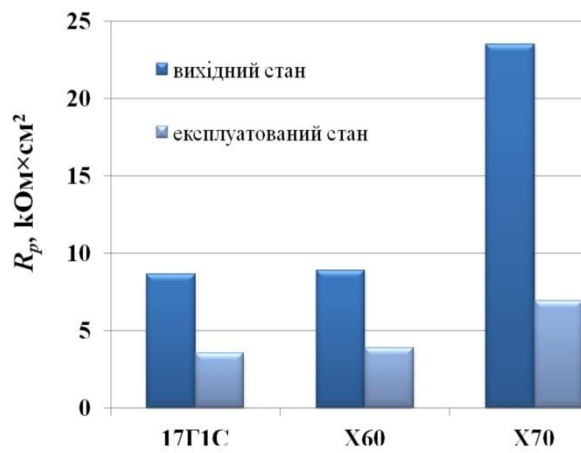


Рис. 2. Поляризаційний опір трубних сталей 17Г1С, X60 та X70 у вихідному та експлуатованому станах при корозії у розчині NS4.

Оскільки для сталей нижчої міцності (17Г1С та X60) тенденція зміни електрохімічних характеристик та опору крихкому руйнуванню (ударної в'язкості) є подібною, то для оцінювання поточного технічного стану цих трубних сталей можна застосувати електрохімічний метод [5], який ґрунтується на кореляційній залежності між електрохімічним відкликом на експлуатаційну зміну стану металу та зміну його механічних властивостей, зумовлену тривалим впливом експлуатаційних чинників упродовж експлуатації. Стосовно ж можливості застосування цього методу до оцінювання експлуатаційної деградації високоміцної сталі X70 необхідно провести додаткові дослідження.

The research has been supported by the NATO in the Science for Peace and Security Programme under the Project G5055.

Список використаної літератури

1. Крижанівський Є.І., Никифорчин Г.М. Корозійно-воднева деградація нафтових і газових трубопроводів та її запобігання // наук.-техн. пос.: у 3-х т. – Т. 3: Деградація газопроводів та її запобігання. – Івано-Франківськ: Івано-Франк. нац. техн. ун-т нафти і газу, 2012. – 432 с.
2. Оценка деградации физико-механических свойств сталей длительно эксплуатируемых магистральных газопроводов / Г. Н. Никифорчин, О. Т. Цирульник, О. И. Звирко и др. // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2013. – т. 79, № 9. – С. 48–55.
3. Звирко О. І. Корозійна деградація трубних сталей різної міцності // 6-та Міжнародна науково-технічна конференція “Нафтогазова енергетика 2017”: тези доповідей, 15-19 травня, 2017, м. Івано-Франківськ, Україна. – Івано-Франківськ: підприємець Голіней О. М., 2017. – С. 242.
4. Analysis and mechanical properties characterization of operated gas main elbow with hydrogen assisted large-scale delamination / H. M. Nykyforchyn, O. I. Zvirko, O. T. Tsyurulnyk, N. V. Kret // Engineering Failure Analysis. 2017 (у друці). <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.07.015>.
5. Nykyforchyn H., Zvirko O. and Tsyurulnyk O. Non-destructive diagnostics of hydrogen-induced degradation of pipelines steels by electrochemical method // Book of Abstracts of 14th International Conference on Fracture (ICF 14), June 18-23, 2017, Rhodes, Greece. Ed. E. E. Gdoutos. – 2 p.

ВИЗНАЧЕННЯ МЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК СТАЛІ 15X2НМФА ЗА РЕЗУЛЬТАТАМИ ІНСТРУМЕНТОВАНОГО ІНДЕНТУВАННЯ

**О. А. Каток, Є. О. Кондряков,
Р. В. Кравчук, В. В. Харченко.**

Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка НАН України

The mechanical characteristics of steel 15Kh2NMFA according to the diagram of uniaxial tension, obtained by the instrumented indentation method, were determined. It was shown that the deviation between the values of the strength characteristics, determined during indentation and tensile test, does not exceed 1%.

Вступ. Забезпечення надійної експлуатації та можливості продовження ресурсу відповідального обладнання в значній мірі залежить від коректності і точності визначення механічних характеристик конструкційних матеріалів і їх зміни в процесі експлуатації. На теперішній час існує потреба в отриманні нових даних щодо процесів деформування та руйнування матеріалів корпусу реакторів і іншого відповідального обладнання АЕС з урахуванням реальних умов навантаження, визначення їх пошкоджуваності в процесі експлуатації.

З метою одержання більш повної і точної інформації про поведінку матеріалу під навантаженням в світі інтенсивно розвиваються інструментовані методи випробувань матеріалів і конструктивних елементів, які ґрунтуються на цифровій реєстрації параметрів всього процесу деформування. Важливе місце серед таких методів займає метод інструментованого індентування, відомий як метод кінетичної твердості [1-3]. На сьогодні цей метод активно розвивається, та широко використовується для визначення деградації конструкційних матеріалів, проте підвищення точності визначення характеристик механічних властивостей металів, як і раніше, залишається надзвичайно важливою і актуальною задачею механіки руйнування [4, 5].

Для підвищення достовірності поточного контролю механічних характеристик конструкційних матеріалів елементів обладнання на основі методів індентування більш доцільно застосовувати підхід відтворення діаграми розтягу металів за параметрами діаграми контактного деформування [6, 7].

Метою даної роботи є отримання методом інструментованого індентування діаграми одновісного розтягу сталі 15X2НМФА з подальшим визначенням механічних характеристик матеріалу.

Методика та обладнання. Підхід відтворення діаграми розтягу металів за параметрами діаграми контактного деформування розділяють на два етапи. На першому етапі будують скінчено-елементну модель для чисельного моделювання процесу контактного деформування матеріалу сталлюю кулькою, метою якого є отримання діаграми інструментованого індентування. При вирішенні прямої задачі діаграма розтягу є наперед відомою. Апробацію прямої задачі здійснюють на модельному матеріалі, для якого експериментально визначають діаграми деформування зразків на розтяг і індентування. Задача вважається вирішеною при умові, що розбіжність діаграм інструментованого індентування, побудованих за результатами експериментальних випробувань і чисельного моделювання не перевищує 1 %.

На другому етапі експериментальна діаграма індентування є масивом даних для чисельного моделювання. Рішенням задачі є відтворення діаграми розтягу за допомогою розрахункової моделі побудованої на першому етапі. Задача вирішується наступним чином. За експериментальною діаграмою індентування визначають механічні характеристики матеріалу, за якими будують початкову діаграму розтягу металу. Отриману діаграму використовують для чисельного моделювання процесу інструментованого індентування. За результатами чисельного моделювання будують діаграму контактного деформування, яку

зіставляють із експериментальною. Якщо розбіжність між діаграмами інструментованого індентування, що побудовані за результатами експериментальних даних і чисельного моделювання не перевищує 1 %, то початкова діаграма розтягу металу вважається достовірною. В іншому разі початкову діаграму розтягу металу необхідно корегувати і проводити чисельне моделювання із відкоригованою діаграмою.

Побудова діаграми деформування металу корпусу реактора ВВЕР 1000 за результатами чисельного моделювання процесу індентування.

Рішення прямої задачі і детальний опис скінчено-елементної моделі для розрахунку контактного деформування матеріалу сталлюю кулькою представлено в роботі [8]. У якості модельного матеріалу використовувалась конструкційна сталь 45.

Зворотню задачу вирішували для сталі 15Х2НМФА. Для визначення поточних значень механічних характеристик сталі 15Х2НМФА, яка широко застосовується для виготовлення відповідального обладнання АЕС (корпусів, кришок та інших вузлів реакторних установок) використано розроблені в ІПМіц імені Г.С. Писаренка НАН України методики та відповідне для їх реалізації обладнання [9 – 11]. Значення механічних характеристик, отримані методом інструментованого індентування, приведені нижче: границя міцності $\sigma_a = 748,0$ МПа, границя плинності $\sigma_{0,2} = 611,0$ МПа і модуль пружності $E = 1,92 \times 10^5$ МПа.

Початкову діаграму деформування зразків на розтяг будували за значеннями механічних характеристик, визначених за результатами індентування. Для побудови такої діаграми було розроблено спеціальне програмне забезпечення, що дозволило не тільки будувати діаграму розтягу за механічними характеристиками, визначеними методом інструментованого індентування, але й проводити її корегування в залежності від величини розбіжності між діаграмами інструментованого індентування, що побудовані за результатами експериментальних даних і чисельного моделювання.

Початкова діаграма деформування зразків на розтяг приведена на рис. 1, де також показано співставлення діаграм інструментованого індентування, побудованих за результатами експериментальних даних і чисельного моделювання. Видно, що значення максимального навантаження на індентор при моделюванні нижче дійсного значення. Відхилення між діаграмами на ділянці навантаження склало 4,5 %, на ділянці розвантаження – 3 %.

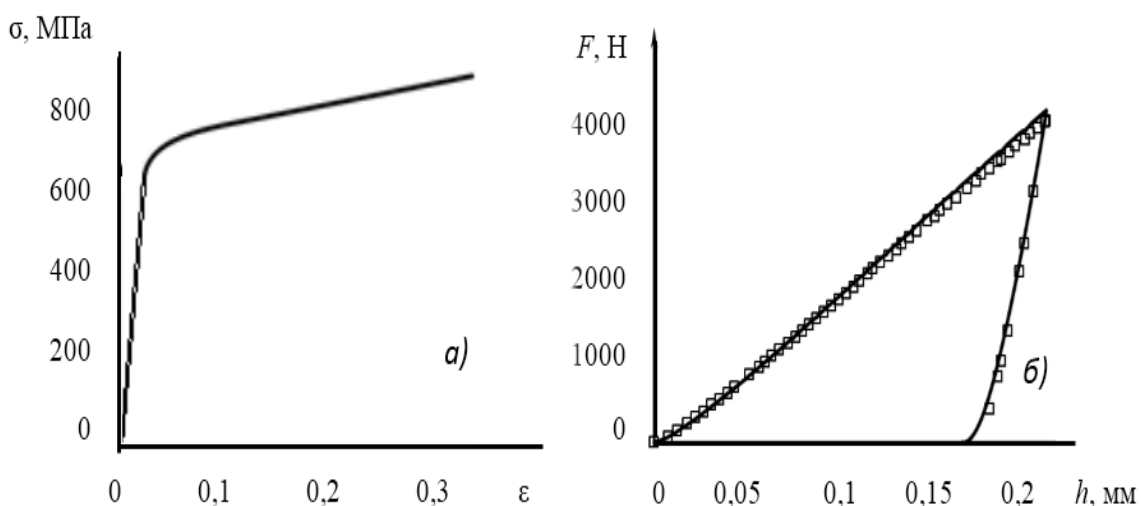


Рис.1. Початкова діаграма деформування зразків на розтяг (а) і співставлення діаграм інструментованого індентування (б), побудованих за результатами експериментальних даних (суцільна лінія) і чисельного моделювання (□).

Внаслідок значного відхилення між розрахунковими і експериментальними даними проводилось корегування початкової діаграми розтягу з врахуванням розбіжності між діаграмами індентування, що побудовані за результатами експериментальних даних і

чисельного моделювання. Корегування діаграми деформування зразків на розтяг проводили до тих пір, поки відхилення між діаграмами інденування не перевищувало 1 %. На рис. 2 приведені діаграми інденування сталі 15X2НМФА в координатах «навантаження F – глибина інденування h », побудовані за результатами експериментальних даних і чисельного моделювання з використанням відкорегованої діаграми розтягу на останній ітерації.

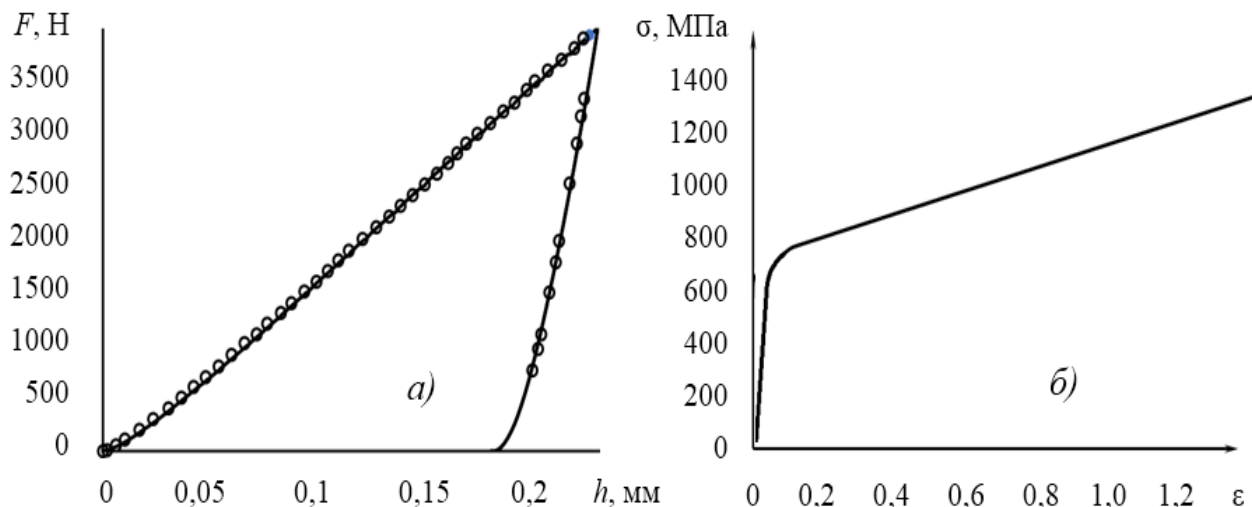


Рис.2. Діаграми контактного деформування сталі 15X2НМФА стальною кулькою в координатах «навантаження F – глибина інденування h » (а) побудовані за результатами експериментальних даних (суцільна лінія) і чисельного моделювання (\circ) з використанням відкорегованої діаграми розтягу на останній ітерації (б)

Діаграму одновісного розтягу металу корпусу реактора (сталь 15X2НМФА), отриману шляхом чисельного моделювання процесу інденування, показано на рис. 2 б. Значення характеристик механічних властивостей, визначених за діаграмою одновісного розтягу, отриманою методом інструментованого інденування та шляхом випробувань зразків на розтяг відповідно ГОСТ 1497-84, приведено в табл.1.

Таблиця 1. Порівняння характеристик механічних властивостей сталі 15X2НМФА, визначених різними методами.

Механічні характеристики	Значення, МПа		Похибка Δ , %
	ГОСТ 1497-84	Метод інденування	
Границя плинності, $\sigma_{0,2}$	640,5	638,1	0,4
Границя міцності, σ_e	724,2	728,4	0,6

Отримані результати дозволяють зробити висновок про те, що запропонована методика може успішно застосовуватись для контролю поточного стану конструкційних сталей елементів обладнання 1-го контуру АЕС.

Висновки. Із використанням створених методик і модернізованого експериментального обладнання для випробувань конструкційних матеріалів методом інструментованого інденування запропоновано підхід відтворення діаграми деформування зразків на розтяг за результатами таких випробувань. Зокрема експериментально отримано діаграму одновісного розтягу сталі 15X2НМФА. Завдяки цьому, відхилення між значеннями

характеристик міцності, визначеними при індентуванні і випробуванні на розтяг, не перевищує 1 %.

Література

1. Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters. ISO 14577-1:2002 – ISO 14577-3:2002 – [чинний від 2002].
2. Матюнин В.М. Оперативная диагностика механических свойств конструкционных материалов. – М: Издательский дом МЭИ, 2006. – 214с.
3. Бакиров М. Б. Разработка расчетно-экспериментальных методик получения механических характеристик на основе метода кинетического индентирования / М. Б. Бакиров, В. В. Потапов, И. В. Фролов // Мир измерений. – 2006. – № 8. – С. 5 – 11. – библиогр.: 11.
4. Кинетическое индентирование в пробе неразрушающего контроля и диагностики материалов / Алехин В. П., Булычев С. И., Калмакова А. В. [и др.] // Завод. лаб. – 2004. – Том 70. – № 6. – С. 46 – 51. – библиогр.: 51.
5. Каток О. А., Рудницкий Н. П., Швец В. П., Харченко В.В., Бажуков А. В., Мельник П. Е. К определению механических характеристик сталей по результатам испытаний на твердость // Проблем прочности. №6 (432). – 2014. – с.66 – 70.
6. Dao M. Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation / M. Dao, N. Chollacoop, K. J. Van Vliet [et ell] // Acta Materialia. – 2001. – 49. – P. 3899 – 3918. – Библиогр.: с. 3917.
7. Исследование возможности восстановления диаграмм деформирования с помощью нейросетевого подхода / М. Б. Бакиров, О. А. Мишулина, И. А. Киселев [и др.] // Завод. лаб. – 2010. – Том 76. – №7. – С. 42 – 48. – библиогр.: 47 – 48.
8. Каток О. А. Численное моделирование процесса непрерывного индентирования / О. А. Каток, С. В. Лензион, В. В. Харченко // Надежность и долговечность машин и сооружений. – 2007. – Вып. 29. – С. 167 – 173. – Библиогр.: с. 172–173.
9. Переносний прилад для визначення характеристик міцності металів методом інструментованого ідентування/ В. В. Харченко, О. А. Каток, О. В. Дроздов [та ін.] // Надежность и долговечность машин и сооружений. – 2009. – Вып. 32. – С. 162 – 168. – Библиогр.: с. 167–168.
10. Установка для определения механических характеристик конструкционных материалов методом инструментированного индентирования / В. В. Харченко, Н. П. Рудницкий, О. А. Каток [и др.] // Надежность и долговечность машин и сооружений. – 2007. – Вып. 28. – С. 140–147. – Библиогр.: с. 147.
11. Каток О. А., Харченко В. В., Дроздов А. В., Панасенко А. В. Определение механических свойств сталей методом непрерывного индентирования // Надежность и долговечность машин и сооружений. – 2008. – Вып. 31. – С. 208 – 213.

ФРАКТОДІАГНОСТИКА ТЕХНІЧНОГО СТАНУ СТАЛЕЙ РІЗНОЇ МІЦНОСТІ ДЛЯ ГАЗОГОНІВ

Г. В. Кречковська, О. З. Студент

Фізико-механічний інститут Г. В. Карпенка НАН України, Львів

The results of the fractography investigation of the gas pipeline steels of the various strength levels in the initial state and after operation are presented. The influence of operation degradation and strength level of steels on their fracture mechanisms after tension testing on air were analyzed. A number of fractographic features caused by service degradation of steels with various strength levels was shown. Macrotecture in the central part of the fracture surfaces and deep macro- and microstratifications in the direction of rolling steels associated with the steel damages during operation were revealed.

Фрактодіагностика – це один із нових інформативних науково-дослідних напрямів оцінювання реального технічного стану експлуатованих конструкційних сталей, основним інструментом якого є порівняння мікроособливостей зламів елементів конструкцій, пошкоджених в реальних технологічних умовах експлуатації об'єкта, і лабораторних зразків, зруйнованих за контрольованих умов (силових, температурних тощо). На сьогодні фрактографічний метод використовують для експертизи пошкоджених елементів об'єктів тривалої експлуатації [1, 2]. Він спрямований на з'ясування причин і встановлення хронології не прогнозованих руйнувань та для оцінювання технічного стану критично експлуатованого металу [3]. Такі експертизи визначають, що спричинило руйнування елемента конструкції: погіршення технічного стану металу (за мікроструктурою та фізико-механічними властивостями) чи порушення технології під час обслуговування експлуатованого об'єкта. З'ясування інтенсивності пошкоджуваності є основою для діагностування поточного стану об'єкта та необхідною передумовою для прогнозування можливості його руйнування. Адже кількісні оцінки фрактографічних ознак зламів пошкоджених елементів конструкцій, пов'язаних з розпорошеною пошкодженістю металу в часі експлуатації, відкривають перспективу використання баз даних щодо фізико-механічних властивостей сталей, експлуатованих у відповідних технологічних процесах, для визначення поточного технічного стану експлуатованого металу. Але інтерпретація і класифікація масиву фрактографічних ознак руйнування конструкційних матеріалів вимагає інформації про їх характер за дії технологічних чинників впливу (характер навантаження, середовище, температурний режим тощо) в контрольованих лабораторних умовах. Результати, наведені в цій роботі, є важливим наближенням у напрямку досягнення цієї мети.

Об'єкт досліджень. Дослідили механічні характеристики за одновісного розтягу на повітрі гладких осьових зразків трьох сталей різного класу міцності 17Г1С, Х60 та Х70 у вихідному стані та після експлуатації на газогонках та фрактографічні особливості їх руйнування. Фрактографічні особливості руйнування сталей здійснили на сканівному електронному мікроскопі EVO-40XVP.

Результати досліджень. Механічні характеристики сталей наведено в табл. 1. За обома характеристиками міцності очевидне незначне зміцнення всіх трьох досліджених сталей внаслідок експлуатації за одночасного зниження (для сталей 17Г1С та Х60) або практичної незмінності (для сталі Х70) обох характеристик пластичності. Причому найбільше зміцнилася сталь 17Г1С (її значення σ_B зросло на 11 %, тоді як сталі Х70 лише на 4 %). Зрозуміло, що внаслідок експлуатації її характеристики пластичності знизилися також найбільше (її значення δ зменшилося на 32%, а Ψ - на 18%, тоді як зміна цих характеристик для сталі Х70 не перевищувала 3%, що не виходить за межі розкиду даних).

Макрофрактографічний аналіз зламів зразків сталі 17Г1С у вихідному стані (рис. 1а) та після експлуатації (рис. 1б) виявив в'язкий механізм руйнування з формуванням в обох випадках зламів типу чашка-конус. Разом з тим на макрозламі зразка експлуатованої сталі, по-перше, кут нахилу його конусної частини до нормально орієнтованої центральної частини значно менший, ніж на зламі сталі у вихідному стані. Це ознака зростання ролі відривних

процесів під час формування не лише центральної, але і конусної частини зламу зразка з експлуатованої сталі. По-друге, в центральній частині зламу експлуатованої сталі чітко проявилася текстура, яка практично не проглядалася на зламі зразка з не експлуатованої сталі. Отже, внаслідок експлуатації навіть на макрорівні з'явилися ознаки окрихчення сталі.

Таблиця 1. Механічні характеристики сталей 17Г1С, Х70 та Х60

Сталь	Стан металу (тривалість експлуатації)	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	Ψ , %
17Г1С	Вихідний	565	483	26,0	78,0
	експлуатований ($\tau=30$ років)	627	502	20,2	64,0
Х60	вихідний	585	485	23,5	82,0
	експлуатований ($\tau=25$ років)	633	502	18,5	71,1
Х70	вихідний	615	521	22,3	73,4
	експлуатований ($\tau=37$ років)	641	547	23,0	74,5

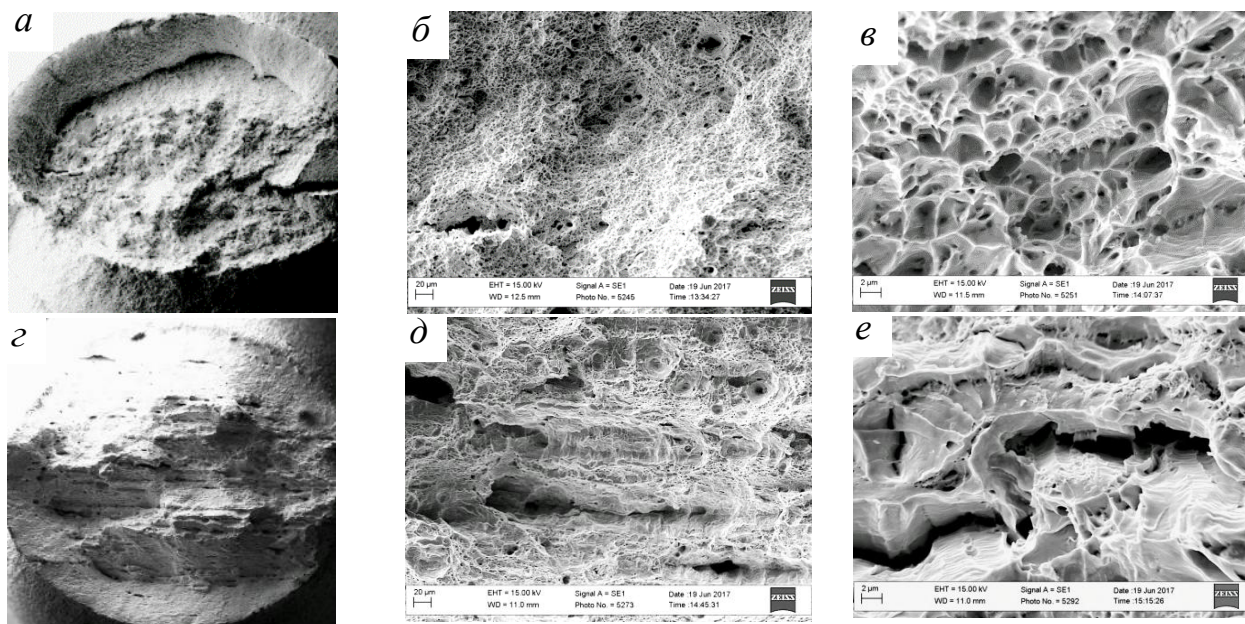


Рис. 1 Макро- (а, з) та мікрофрактограми (б, в, д, е) осьових зразків сталі 17Г1С у вихідному стані (а-в) та після 30 років експлуатації на газогоні (з-е), випробуваних розтягом на повітрі

За вищої роздільної здатності встановили, що сталь у вихідному стані руйнувалася за типовим в'язким механізмом шляхом зародження і росту порожнин з формуванням ямкового рельєфу зламу внаслідок витягування перетинок між ними аж до розриву (рис. 1 б, в). Разом з тим в експлуатованій сталі на фоні подібного ямкового рельєфу виявили текстурованість зламу (рис. 1д), пов'язану з напрямом вальцювання трубних елементів і зумовлену наявністю дефектів у вигляді розшарувань, орієнтованих вздовж цього напрямку. Оскільки подібні розшарування були скоріше винятком з правила на зламі не експлуатованої сталі, то їх наявність в експлуатованій сталі вважали за доказ формування в ній розсіяної пошкодженості під дією жорстких силових умов її тривалої експлуатації на газогоні за впливу наводнювального середовища (рис. 1е). Їх появу зв'язали з ослабленням зв'язків між структурними складовими сталі поперек стінки труби, легшим їх відокремленням, заповненням утворених між ними порожнин воднем і його сприянням поширенню розшарувань в напрямі вальцювання.

Відзначили, що ці дефекти сприяють формуванню в площині руйнування практично плитких (дископодібних) фрагментів зламу з гладкою поверхнею, на якій відбилися сліди деформування у вигляді смуг ковзання у вершинах порожнин заповнених воднем під час їх злиття між собою. Перетинки між цими продовгуватими ознаками розпорошеної пошкодженості руйнувалися за типовим в'язким механізмом з формуванням рівновісних ямок відриву.

Аналіз макрофрактограм сталі Х70 та Х60 у вихідному стані та після експлуатаційної деградації виявив, що за характером руйнування це в'язкі злами типу чашка-конус (рис. 2а,

з). Всі злами мали еліптичну форму, що пов'язали з текстурою, зумовленою технологією виготовлення труб. Відзначили, що на макрозламах сталей у вихідному стані ознаки зсуву переважали навіть у центральній частині зламу, тоді як в експлуатованих сталях центральна частина зламів нормально орієнтована і окантована конусною частиною, сформованою внаслідок макрозсуву.

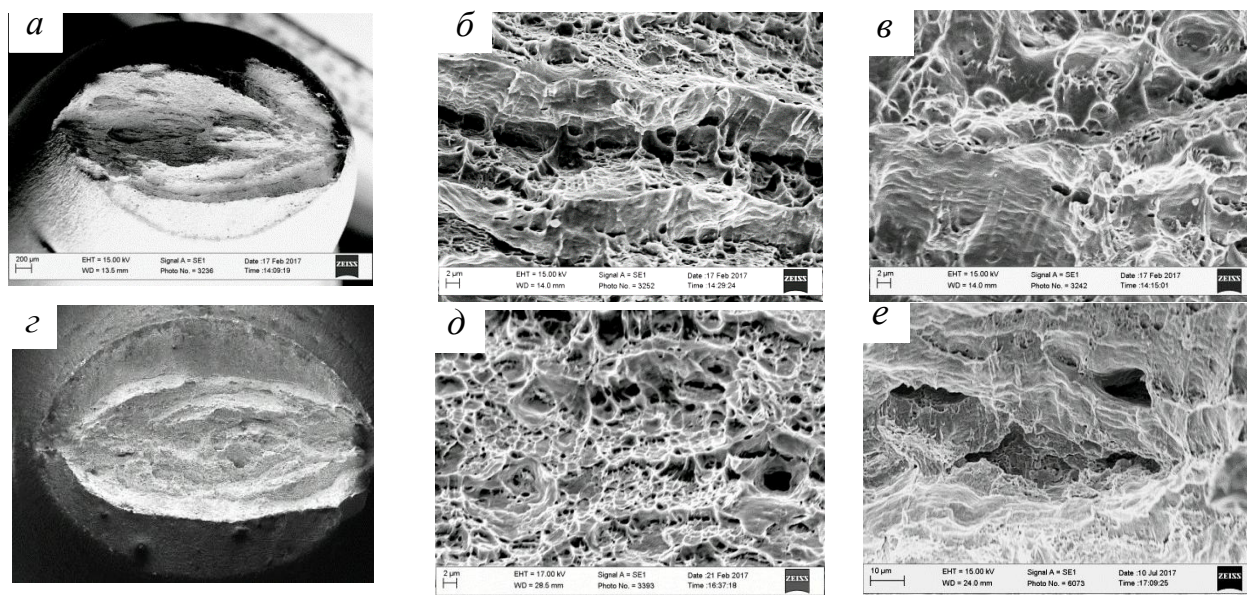


Рис. 2 Макро- (а, з) та мікрофрактограми (б, в, д, е) осевих зразків сталі X70 (а-д) і X60 (е) у вихідному стані (а-в) та після 37 (з, д) та 25 (е) років їх експлуатації на газогонах після випроб розтягом на повітрі

На мікрорівні в центральній частині зламів зразків обох сталей у вихідному стані реалізується класичне в'язке руйнування з формуванням рельєфу з ямок двох типів, утворених внаслідок відриву (рівно вісні) та зсуву (параболічні). Чіткіше це було видно на зламі сталі X70. Дрібні рівновісні ямки формувалися в витягнутих в напрямі вальцювання зонах з ослабленими зв'язками між структурними складовими шляхом утворення мікропорожнин та розриву перетинків між ними, а параболічні – як результат мікрозсуву у вузьких перетинках між цими зонами. Як наслідок на зламі утворився класичний ямковий рельєф, в якому смуги з ямками відривного характеру перемежовувалися ямками зсуву (рис. 2б, в). Особливість руйнування експлуатованих сталей полягала у переважанні рельєфу з ямок відривного характеру в центральній частині зламів зразків (рис. 2д). Однак відзначили велику кількість глибоких дефектів, які ініціювали появу розшарувань на зламі (рис. 2е). Ділянки із зсувним рельєфом навколо них та характерні паралельні сліди виходу смуг ковзання на вільну поверхню вважали за доказ існування цих дефектів ще перед випробами зразка розтягом. Адже на зламах сталей у вихідному стані таких дефектів не виявили. Тому їх вважали за ознаку розпорошеної пошкоженості, спричиненої експлуатацією сталей на газогонах.

В межах конусних частин зламів також виявили відмінності між параболічними ямками зсуву в не експлуатованих та експлуатованих сталях (рис. 3). В усіх випадках злами від бічної поверхні зразків формувалися за однаковим зсувним механізмом. На зламах експлуатованих сталей, по-перше, виявили дрібніші і менш глибокі ямки, ніж в не експлуатованих. По друге, розміри цих параболічних ямок зменшуються в міру підвищення рівня міцності сталей, що свідчить про зниження їх запасу пластичності внаслідок експлуатації. По-третє, поряд зі звичними параболічними ямками зсувного характеру, спостерігали елементи, які зв'язали з дефектами, утвореними під час експлуатації на газогонах (рис. 3б-г). Вони істотно витягнені в напрямі зсуву, а на їх твірній поверхні зафіксувалися овальні сліди, які звикло зв'язують із сходиками, що формуються на вільних поверхнях внаслідок виходу на них смуг ковзання. Оскільки таких елементів не виявили в не експлуатованих сталях, то вважали що вони є слідами від дефектів експлуатаційного походження, а рельєф на їх твірних поверхнях спричинений деформуванням зразків з

готовими дефектами під час активного навантаження розтягом. Відзначили, що в міру зростання рівня міцності сталей кількість таких витягнутих елементів зростає, але їх довжина зменшується, що зв'язано із зниженням характеристик пластичності сталей і, відповідно, їх здатності пластично деформуватися до досягнення критичного стану та з кількістю дефектів експлуатаційного походження. Руйнування зразків дало лише можливість їх виявити.

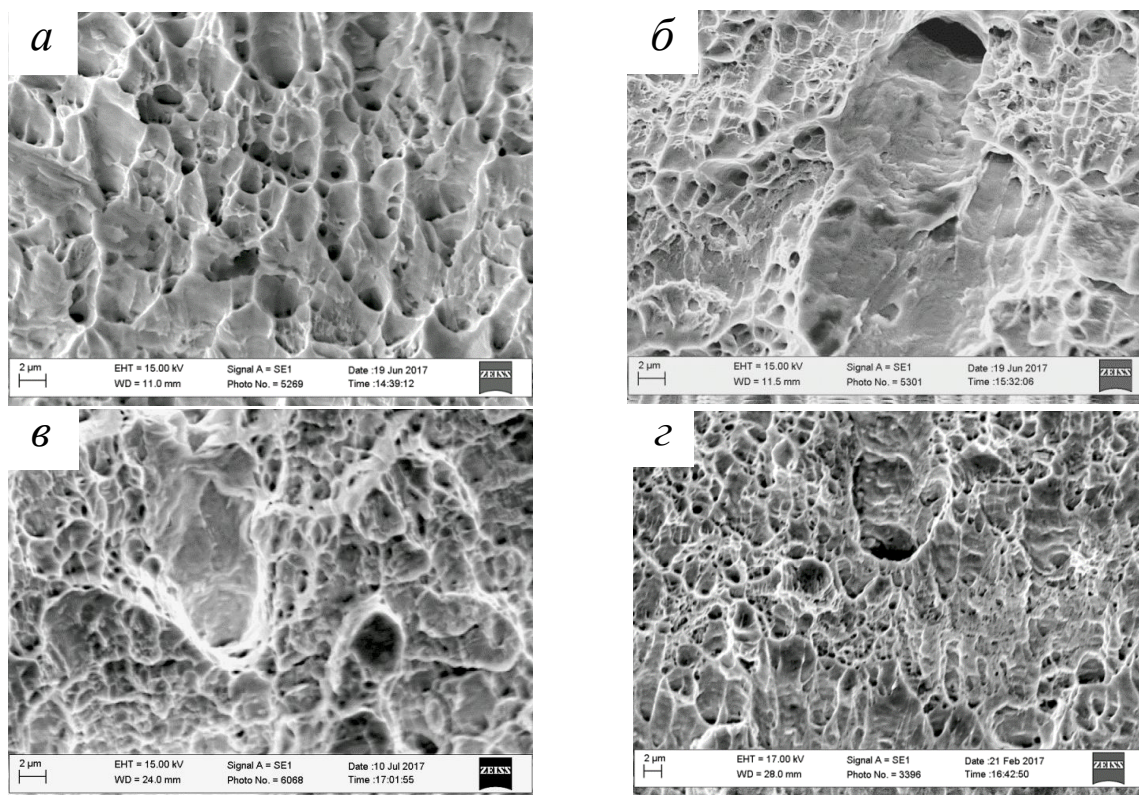


Рис. 3 Фрактограми зламів (в околі бокової поверхні) зразків сталей 17Г1С (б), Х60 (а, в) та Х70 (г) у вихідному стані (а) та після експлуатації на газогонях (б-г), випробуваних розтягом на повітрі.

Висновки. Проаналізувавши вплив рівня міцності сталей газогонів і їх деградації в експлуатаційних умовах на фрактографічні ознаки зламів гладких зразків, випробуваних розтягом на повітрі, виявили макротекстурованість зламів та глибокі макро- і мікророзшарування в центральній їх частині, які вважали за вияв розпорошеної пошкодженості сталей, спричиненої їх експлуатацією.

The research has been supported by the NATO in the Science for Peace and Security Programme under the Project G5055.

Література

1. Фрактодіагностика множинних експлуатаційних та технологічних тріщиноподібних дефектів / П.Марущак, Г.Данилишин, І. Окіпний, А. Сорочак // *Машинознавство – Машинознавство*. – 2011. – № 3–4. – С.40 – 44.
2. Visualization of damages of the main pipelines using cyclic hydro testing / О. Student, Н. Krechkovs'ka // *Procedia Structural Integrity*. – 2016. – V.2 – P. 549–556.
3. Фрактографічні ознаки механізмів транспортування водню в конструкційних сталях / Г.В. Кречковська / *Фізико-хімічна механіка матеріалів*, 2015. – Т.51. – №4. – С. 67–70.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ГЕОДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ НА ПОРУШЕННЯ НОРМАЛЬНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ

Л.Я. Побережний, В.С. Цих, А.В. Яворський

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу, Україна

Abstract: Investigation of geodynamic processes influence for normal operation of buried pipeline systems is realized. Possibility for obtaining the information about the geodynamic zone that is crossed by an extended engineering structure is analyzed. Possibilities for studying the geodynamic block boundaries effect on the operating of buried engineering structures are sized.

Сьогодні в світі в рік виникає декілька тисяч надзвичайних ситуацій, на ліквідацію наслідків яких витрачається значна частка валового доходу держав. При збереженні динаміки їхнього росту світова економіка найближчим часом не буде справлятися з ліквідацією їх наслідків.

Дві третини надзвичайних ситуацій мають техногенний характер, тобто виникають в результаті антропогенної діяльності. У зв'язку з цим, розкриття природи техногенних катастроф, створення теорії їх формування та розробка заходів щодо зниження тяжкості їх наслідків є актуальною проблемою сучасності.

З другої половини ХХ століття в науках про Землю відбувається радикальний перегляд поглядів на роль і місце геодинамічного фактору як у фундаментальних проблемах, так і у вирішенні прикладних задач. Об'єкт досліджень – вся велика сфера людської діяльності, в якій масив гірських порід і його земна поверхня виступають як невід'ємна частина найважливішого інженерно-геологічного компоненту.

Початок цього процесу трансформації уявлень про ступінь сучасної рухливості земної кори слід віднести до моменту появи на початку ХХ століття гіпотези А. Вегенера про дрейф континентів, яка вже у другій половині століття здобула статус теорії тектоніки літосферних плит. Ця теорія по своїй суті вперше зрушила літосферні плити і материки в горизонтальній площині і наділила їх сучасними рухами. Поява супутникових технологій геодезії дозволила експериментально визначити чисельні значення цих переміщень.

Важливою науковою проблемою, яка має як теоретичне, так і велике практичне значення, є виявлення руйнівної дії геодформації при експлуатації трубопроводних систем.

За останні роки були встановлені різні форми дії аномальних деформацій земної поверхні на безпеку експлуатації магістрального трубопроводного транспорту. Наприклад, це пряма дія – коли переміщення стають домінуючим фактором ризику пошкодження електричних мереж і міських комунікацій. Встановлені переконливі факти масштабу і рівня впливу фактора суперінтенсивних деформацій на об'єкти нафтогазового комплексу. Виявилось, що в зонах прояву сучасних суперінтенсивних деформацій періодично проходять розгерметизації і прориви трубопроводних систем. За даними режимних інженерно-геологічних спостережень встановлений зв'язок карстово-суфозійних процесів з суперінтенсивними деформаціями, що неодноразово ставало причиною руйнування трубопроводів [1].

Показовим є зв'язок проблеми експлуатації магістральних трубопроводів з геодинамічними впливами. За існуючою статистикою, біля 80% всіх аварій на цих протяжних інженерних спорудах пов'язані з певними місцями – місцями перетину ними геодинамічних зон. Крім того можна зауважити досить високий відсоток повторюваності аварійних подій на одних і тих самих ділянках – повторюваність двократних аварій на одній і тій же локальній ділянці досягає 75-80%, а повторюваність трьох і більше кратних доходять до 95% [1, 2].

Наведені геодформації можуть бути оцінені як фактор ризику не тільки для мереж трубопроводів. Вони можуть руйнувати цілісність чи деформувати лінійно витягнуті інженерні споруди, такі як полотно залізниці, греблі. Такі геодформації небезпечні і для

будівель з наявними великими прольотами між опорами – виставкові центри, криті павільйони і т. ін.

Таким чином, постає актуальність проблеми оцінки ризику руйнування протяжних інженерних споруд в результаті дії на них суперінтенсивних геодформацій.

Виходячи з літературних джерел актуальність даної проблеми підтверджується порівняльним аналізом сейсмічного і геодинамічного ризику асейсмічних територій. Встановлено, що щорічний збиток від геодинамічних проявів, які пов'язані з швидкими переміщеннями поверхні Землі, суттєво вищий за збиток від сейсмічних проявів [1, 3].

На даний час немає дієвих методів і технічних засобів для оперативного трасування геодинамічних зон і оцінки величини геодинамічного впливу [4-7]. Проведений попередній аналіз і дослідження показують, що дана проблема може знайти ефективне вирішення у поєднанні підходів електромагнітних геофізичних методів та рішень в галузі технічної діагностики трубопровідних систем [8-10].

З постановкою великих експериментальних досліджень сучасних рухів земної кори на геодинамічних полігонах різного призначення були виявлені інтенсивні локальні аномалії вертикальних і горизонтальних рухів, приурочені до зон розломів різного типу і порядку. Ці аномальні рухи бувають високоамплітудними (до 50-70 мм/рік), короткоперіодичними (0.1-1 рік), просторово локалізованими (0.1-1 км), а також володіють пульсаційним характером і знакозмінною спрямованістю.

Впровадження диференціальних GPS-технологій в періодичному (дискретному) і безперервному варіантах моніторингу за зміщеннями та деформаціями дозволило виявити новий клас геодинамічних рухів в зонах розломів з періодами 30 – 60 сек., 40 – 60 хв. і підтвердити рух з періодами до року і більше. Усім цим рухам поряд з трендовою складовою властиві пульсаційний характер і знакозмінна спрямованість.

Аналізуючи циклічні знакозмінні і трендові рухи, можна зробити висновок, що основною властивістю геологічного середовища, особливо в зонах розломів, є знаходження його в безперервному русі. Місця прояву геодинамічних рухів в більшій мірі тяжіють до активних тектонічних структур (розломів) і безпосередньо прилеглих до них обсягів порід і ділянок земної поверхні. Експериментально в цих зонах встановлені великі амплітуди зміщень.

Якщо амплітуда знакозмінних деформацій перевищить допустимі деформації конструктивних елементів споруди, то в ньому виявляться порушення з відповідними аварійними наслідками. Якщо рівень деформацій нижче допустимих значень, то аварійні наслідки від дії залежать від прояву втомних ефектів. За виявленими в даний час частотам короткоперіодичних геодинамічних коливань найбільшу небезпеку в цьому плані становлять коливання з періодами близько однієї хвилини і близько однієї години, що створюють, відповідно 500000 і 9000 циклів навантаження на рік. Час руйнування під дією циклічних навантажень залежить від рівня амплітуди змінних деформацій щодо їх допустимих значень. Для трубопроводів різного призначення циклічне навантаження інтенсифікує процес корозії в десятки і сотні разів. На рис. 1 наведено приклад тектонічної схеми насувів з нанесеними зонами деформацій по трубопроводах.

Відзначається досить високий відсоток повторюваності аварійних подій на одних і тих же ділянках трубопроводів – повторюваність дворазових аварій на одному і тому ж локальній ділянці сягає 75-80%, а повторюваність трьох і більше кратних доходять до 95%. Основними причинами багатократних аварій і руйнувань трубопроводів є фактори, що призводять до зниження технологічних втомних властивостей сталі труб і залізобетонних конструкцій. За результатами внутрішньотрубних досліджень магістральних трубопроводів було визначено, що близько 70% всіх дефектів відносяться до категорії «втрати металу», яка включає в себе тріщини, каверни, корозію тощо. Також цікавий той факт, що на трубопроводах, виготовлених з більш пластичних матеріалів, тріщини з'являються тільки через 25 років експлуатації, тоді як на трубопроводах, виготовлених з високоміцних матеріалів, тріщини з'являються через 3-4 роки експлуатації [11-13]. Таким чином, можна припустити, що причиною більшості аварій на магістральних трубопроводах являються зрушення земної поверхні, які реалізуються по межах тектонічних блоків різного ієрархічного рівня.

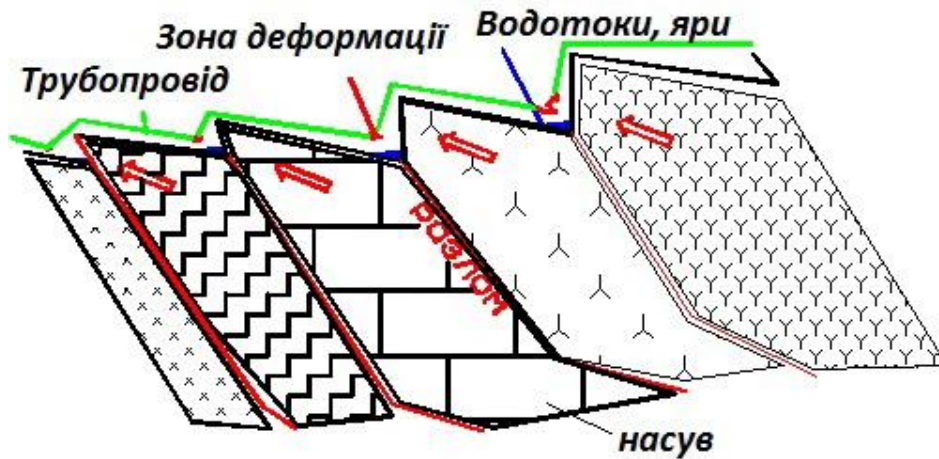


Рис. 1 – Тектонічна схема насувів з нанесеними зонами деформацій по трубопроводах

На рис. 2 наведено схему деформацій трубопроводів на зонах, у яких присутній розлом. При русі блоків по площині розлому, трубопровід з циліндра під дією здавлювання перетворюється в еліпсоїд. Приклади деформації металу трубопроводу під дією вказаних геодинамічних чинників наведено на рис. 3.



Рис. 2 – Схема деформацій трубопроводів на зонах розлому



Рис. 3 – Приклади деформацій стінок трубопроводів

Згідно проведених польових досліджень встановлено, що більшість корозійних ділянок трубопроводів сконцентровано в зонах розломів. Також встановлено за допомогою приладового обстеження, що в більшості випадків зовнішня корозія настає при пошкодженні поліетиленової ізоляції. В свою чергу, у більшості випадків стійка поліетиленова плівкова ізоляція пошкоджується при русі гірських блоків (щєбінки, валунів гранітів або інших порід) на розломах [13].

Усе це вказує на необхідність постійного моніторингу геодинамічних процесів, які відбуваються в земній корі. Для цього слід розробити спеціальну систему управління ризиками безпечної експлуатації підземних трубопровідних мереж за наявності геодинамічних впливів.

1. Геодинамика. Основы кинематической геодезии: монография / С.П. Войтенко, И.Л. Учитель, В.Н. Ярошенко, Б.Б. Капочкин. – Одесса: Астропринт, 2007. – 264 с.
2. Кузьмин Ю.О. Современная аномальная геодинамика асейсмичных разломных зон [Электронный ресурс] / Ю.О. Кузьмин // Электронный научно-информационный журнал «Вестник отделения наук о Земле РАН», - 2002.- № 1(20),- 27с., режим доступа: [URL:http://www.scgis.ru/russian/cp1251/h_dgggms/1-2002/scpub-13.pdf](http://www.scgis.ru/russian/cp1251/h_dgggms/1-2002/scpub-13.pdf)
3. Касьянова Н.А. Современная аномальная геодинамика недр и ее влияние на объекты нефтегазового комплекса / Н.А.Касьянова, Ю.О. Кузьмин.- М.: Геоинформмарк. – 1996. – 56 с.
4. Яворський А.В. Підходи до виявлення витоків газу з лінійної частини магістральних газопроводів в зонах геодинамічного ризику / Андрій Яворський, Олег Карпаш, Ігор Рибіцький // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2011. – №1. – С.113-119.
5. Ващишак С.П. Аналіз ризиків безпечної експлуатації інженерних споруд значної довжини та підходи до її оцінки / С.П. Ващишак, П.М. Райтер, А.В. Яворський // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2011. – №2. – С.54-58.
6. Диагностическое обеспечение безаварийной работы магистральных трубопроводов при наличии геодинамической активности / Яворский А.В., Ващишак С.П., Райтер П.Н., Рыбицкий И.В. // «Надежность и безопасность магистрального трубопроводного транспорта»: материалы VII Международной научно-технической конференции (Новополоцк, 22-25 ноября 2011 г.). – Новополоцк: ПГУ. – 2011. – С. 157-158.
7. Організація підготовки персоналу газотранспортних компаній для пошуку витоків та визначення втрат природного газу / Яворський А.В., Карпаш О.М., Карпаш М.О., Рибіцький І.В. // Шоста Міжнародна науково-технічна конференція і виставка «Сучасні прилади, матеріали і технології для неруйнівного контролю і технічної діагностики машинобудівного і нафтогазопромислового обладнання»: Збірник тез доповідей (29 листопада – 2 грудня 2011 р.). – Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. – 2011. – С. 171-176.
8. Мобильная система мониторинга геодинамической активности в зоне пролегания магистральных нефтегазопроводов / А.В. Yavorskyi, S.P. Vaschyshak, I.V. Rybitskyi, P.M. Raiter // Научни известия (Scientific Proceedings). – 2011. - №1 (121). – С. 89-92.
9. Remote monitoring system of main gas pipeline linear part sections position and condition / Andrii Yavorskyi, Oleg Karpash, Sergii Vaschyschak, Ihor Rybitskyi // Wiertnictwo, Nafta, Gaz (Drilling, Oil, Gas). – 2011. - №1-2 – Т.28. – С. 469-473.
10. Мобільний моніторинг геодинамічної активності для забезпечення безпечної експлуатації трубопровідних систем / Яворський А.В., Таһар Аіфа, Райтер П.М. та ін. // Шоста Міжнародна науково-технічна конференція і виставка «Сучасні прилади, матеріали і технології для неруйнівного контролю і технічної діагностики машинобудівного і нафтогазопромислового обладнання»: Збірник тез доповідей (29 листопада – 2 грудня 2011 р.). – Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. – 2011. – С. 185-191.
11. Гликман А.Г. Геоэкологические факторы аварийности нефтегазопроводов и насосных станций [Электронный ресурс] / А.Г. Гликман, режим доступа: [URL:http://www.newgeophys.spb.ru](http://www.newgeophys.spb.ru).
12. Оценка распределения дефектов магистральных газопроводов на основе структурного геодинамического картирования и морфометрического анализа / Асадуллин М.З., Касьянова Н.А., Селюков Е.И. и др. // Материалы Международной научно-технической конференции «Трубопроводный транспорт сегодня и завтра» (Уфа, 27-29 ноября 2002 г.). – Уфа. – 2002 г. – С. 128-130.
13. Кузьмин Ю.О. Современная геодинамика и оценка геодинамического риска при недропользовании / Ю.О. Кузьмин. – М.: Агентство экологических новостей. – 1999. – 220 с.

ВПЛИВ ПОЛІВ РОЗМАГНЕЧЕННЯ НА МЕХАНІЗМИ ГЕНЕРУВАННЯ МАГНЕТОПРУЖНОЇ АКУСТИЧНОЇ ЕМІСІЇ У ФЕРОМАГНЕТНИХ МАТЕРІАЛАХ

Є. П. Почапський, Н. П. Мельник, І. М. Коблан

Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів

Magnetoelastic acoustic emission (MAE) has been measured from a Ni bar and a steel bar of various thickness. The magnetizing field was produced by a c-core electromagnet, which was separated from the specimen surface by a nonmagnetic spacer layer various thickness. The generation of MAE is due to domain wall creation, motion and annihilation during the process of magnetization. Influence of the demagnetizing fields allows to separate these three processes.

Вступ. Для забезпечення надійного використання, визначення реальної дефектності конструкцій, що експлуатуються під великим навантаженням, необхідно постійно контролювати їх технічний стан. Серед сучасних методів неруйнівного контролю, які застосовують для технічного діагностування виробів, елементів конструкцій, обладнання більшості галузей промисловості перспективним є метод магнетопружної акустичної емісії (МАЕ). Він поєднує два фізичні принципи: перемагнення зовнішнім магнетним полем і реєстрацію пружних хвиль, які виникають під час стрибкоподібного переміщення доменних стінок у феромагнетику. Метод МАЕ дає можливість діагностувати об'єкт по усій товщині без прикладання додаткового механічного навантаження, адже останнє може спричинити руйнування об'єкта контролю.

Інформаційні параметри сигналу МАЕ (підсумковий рахунок, сума амплітуд) є чутливим до структурних змін матеріалу об'єкта контролю. Механізмами генерування сигналів магнетопружної акустичної емісії є незворотній рух не-180° доменних стінок, а також процеси утворення та анігіляції доменних стінок.

Мета роботи – дослідження особливостей магнетопружної акустичної емісії у феромагнетних матеріалах, зокрема залежностей форми та тривалості сигналів МАЕ від товщини досліджуваного феромагнетного зразка за різних значень полів розмагнення, зумовлених їх впливом на механізми генерування МАЕ.

Дослідження залежності магнетопружної акустичної емісії різних матеріалів від їх структурних змін, що спричинені деформаційними та температурними впливами, проводили протягом останніх десятиліть [1–8]. Для проведення експериментальних досліджень важливо розділити ділянки значень величини поля перемагнення, в яких відбувається утворення, переміщення та анігіляція не-180° доменних стінок. Вплив полів розмагнення на амплітуди сигналів МАЕ досліджували у працях [9–11].

Для суцільного тороїдного полікристалічного зразка, де відсутні поля розмагнення, виготовленого із залізо-ітрієвого гранату, що проявляє феромагнетні властивості, піки амплітуд сигналів МАЕ навколо «колін» петлі гістерезису і в околі коерцитивного поля розташовані дуже близько і в результаті на обвідній МАЕ формується один суцільний пік [9]. Для зразка зі щільною на кривій формується два піки і один мінімум, оскільки область великих значень амплітуд сигналів МАЕ зосереджена навколо «колін» петлі гістерезису і є мінімальною в околі коерцитивного поля. Отож, розмагнечувальне поле дозволяє розділити піки амплітуд в часі, та виділити окремі, які беруть участь у генерації сигналів МАЕ.

Вивчали МАЕ на балкових зразках виготовлених з нікелю та магнетом'якої сталі [10]. Магнетне поле генерували П-подібним електромагнетом, який був відокремлений від поверхні зразка немагнетним проміжним шаром. У нікелювому зразку обвідна сигналів МАЕ має одиничний пік за малих товщин розділювального шару. Зі збільшенням товщини з'являється другий пік, а потім і третій, що є свідченням того, що МАЕ спричиняють не лише процеси утворення та анігіляції доменних стінок, але і їх рух. У випадку сталевих зразка,

виявлено лише два піки, які все більше відділяються зі зростанням товщини немагнетного шару.

Центральний пік в Ni формується в результаті руху доменних стінок, що свідчить про те, що не-180° стінки в Ni легше відкріпити, ніж в сталі, тому процеси МАЕ відбуваються за низьких значень перемагнечуючого поля. У сталі лише 180° стінки можуть рухатись у низьких полях, але переміщення таких стінок не породжують МАЕ. Не-180° стінки менш рухливі і потребують більших полів, щоб здійснити рух.

У праці [11] оцінювали активність генерування сигналу МАЕ та особливості умов, коли домінуючий вплив на амплітуду сигналу МАЕ чинять механізми утворення та анігіляції доменних стінок, а також вплив процесів руху доменних стінок.

Залежність форми та тривалості сигналів магнетопружної акустичної емісії від величини поля розмагнечення. Досліджено вплив полів розмагнечення на форму обвідних сигналів МАЕ та їхню тривалість для зразків виготовлених з ніколу та сталі за різної товщини немагнетного прошарку l між П-подібним магнетом і поверхнею зразка (l змінювали від 0 мм до 4,7 мм).

Для ніколових зразків за відсутності розмагнечувального поля піки активності МАЕ в околі «колін» петлі гістерезису та коерцитивного поля розташовані дуже близько і в результаті на обвідних формується один суцільний пік (рис. 1). Зі збільшенням товщини немагнетного прошарку поле розмагнечення спричиняє збільшення тривалості сигналів МАЕ та зменшення їх амплітуди за сталого значення магнетної індукції зовнішнього поля перемагнечення.

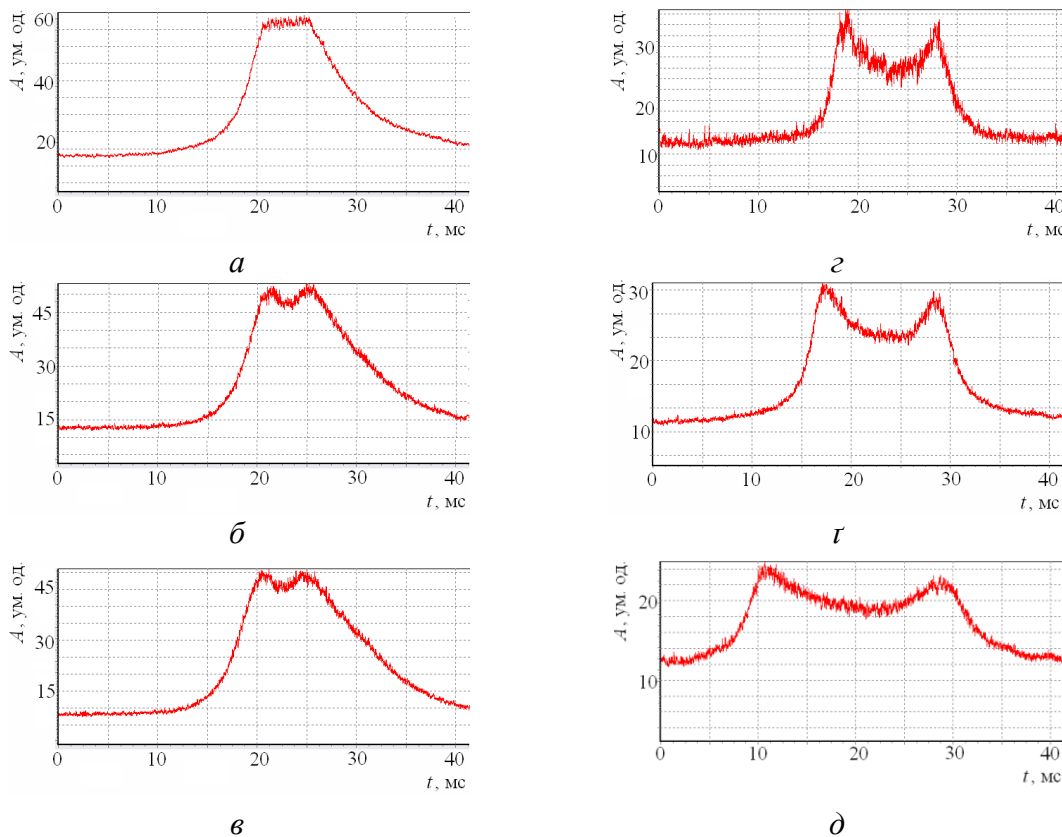


Рис. 1. Обвідні сигналів МАЕ: а-в – ніколовий зразок ($l = 0,05$ мм, 1,27 мм, 4,7 мм); г-д – сталевий зразок ($l = 0,05$ мм, 1,27 мм, 4,7 мм)

Обвідні МАЕ для сталі мають два піки, амплітуда яких зі збільшенням товщини прошарку зменшується, а вони віддаляються, тобто тривалість сигналів магнетопружної акустичної емісії збільшується. Відсутність центрального піку для сталі можна пояснити різною рухливістю не-180° доменних стінок у матеріалах та різним значенням сили їхнього закріплення f_p [12]

$$f_p = 2M_s A_p H_c, \quad (1)$$

де M_s – намагненість насичення, A_p – площа закріпленої стінки, H_c – значення коерцитивного поля. Матеріал з низькою намагненістю насичення M_s (наприклад, нікол) має меншу силу закріплення доменних стінок, ніж матеріал з високою M_s (наприклад, сталь), тому доменні стінки швидше рухаються в ніколі, ніж в сталі.

Експериментально підтверджено, що за сталого значення індукції поля перемагнення та зі збільшенням величини полів розмагнення тривалість сигналів магнетопружної акустичної емісії збільшується як для ніколу, так і для сталі. (рис. 2).

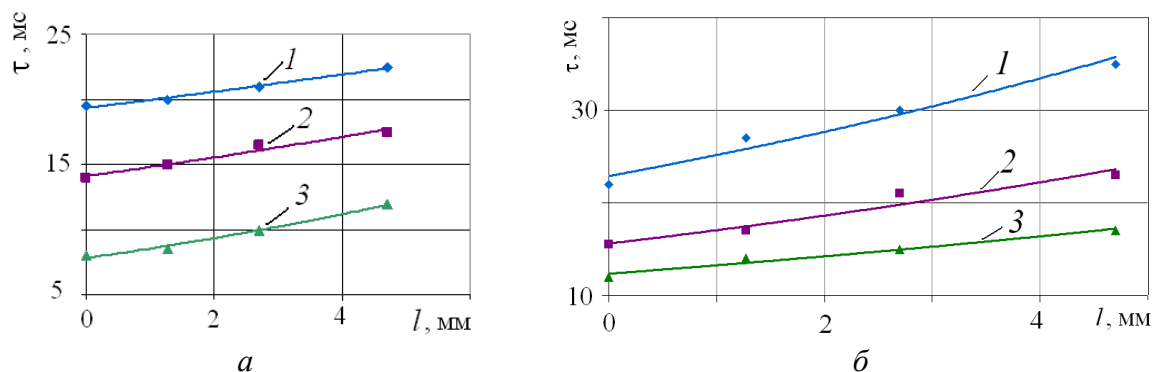


Рис. 2. Залежності тривалості сигналів МАЕ τ від товщини немагнетного прошарку: a – ніколова пластина (крива 1 – $B = 0,339$ Тл; крива 2 – $B = 0,652$ Тл; крива 3 – $B = 0,762$ Тл); b – сталева пластина (крива 1 – $B = 0,720$ Тл; крива 2 – $B = 1,220$ Тл; крива 3 – $B = 1,880$ Тл)

Залежність тривалості сигналу магнетопружної акустичної емісії від товщини досліджуваного феромагнетного зразка. Досліджено зміну форми обвідної магнетопружної акустичної емісії для зразків з ніколу та сталі товщини $h = 1$ мм; 2 мм; 5 мм за постійних значень поля розмагнення та магнетної індукції $B = 1,880$ Тл (рис. 3). Зі збільшенням товщини зразка піки на обвідній МАЕ розділяються і тривалість сигналу збільшується. Зі зменшенням товщини зразків розділення піків проявляється чітко та виразно. Це пов'язано з тим, що практично усі області зразка знаходяться в однаковій фазі перемагнення. Для товстіших зразків характерний більший зсув за фазою перемагнечувального поля для глибших шарів феромагнетного матеріалу.

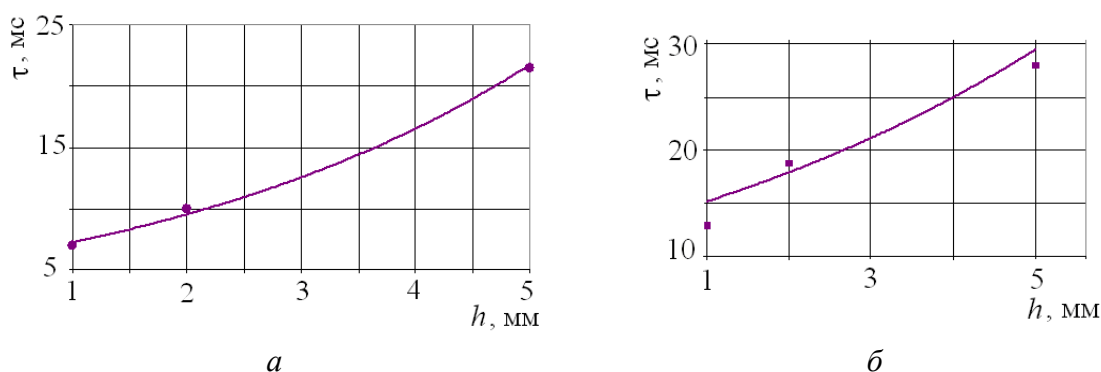


Рис. 3. Залежності тривалості сигналів МАЕ τ від товщини досліджуваного феромагнетного зразка: a – ніколова пластина; b – сталева пластина

Отримано, що зі збільшенням товщини досліджуваних зразків ніколу та сталі за сталого значення індукції поля перемагнення тривалість сигналів магнетопружної акустичної емісії збільшується.

Висновки. Для діагностування технічного стану об'єктів промисловості та визначення їхнього залишкового ресурсу необхідно застосовувати сучасні методики неруйнівного контролю. Перспективним для цього є використання методу магнетопружної акустичної емісії. Випромінювання пружних хвиль, спричинених ефектом Баркгаузена, тобто МАЕ, пов'язане із магнетострикційними деформаціями у ферромагнетик, які відбуваються у локальних областях тіла, де спостерігаються раптові зміни положення доменних стінок під впливом зовнішнього магнетного поля. Виникаючі пружні коливання мають досить широкий діапазон частот і можуть бути зареєстровані за допомогою п'єзоперетворювачів. Розмагнетчувальне поле дозволяє розділити процеси утворення, руху та анігіляції не-180° доменних стінок, які беруть участь у генерації сигналів МАЕ, проте для одержання кращих експериментальних результатів потрібно проводити дослідження на тонких зразках, де відсутній зсув за фазою перемагнетчувального поля, що характерний для глибших шарів ферромагнетного матеріалу. Внаслідок збільшення полів розмагнетчення тривалість сигналів магнетопружної акустичної емісії збільшується за сталого значення індукції поля перемагнетчення для ніколу та сталі.

1. Effect of stress on magneto-acoustic emission from mild steel and nickel / D. H. L. Ng, J. P. Jakubovics, C. B. Scruby, G. A. D. Briggs // *J. Magn. Magn. Mater.* – 1992. – V. 104. – P. 355–356.
2. An investigation on magnetoacoustic emission of ferromagnetic materials with 180° magnetic domain walls / X. Yuehuang, S. Gongtian, G. Ying, L. Jing, Y. Yuwu, D. Fengmu // *J. Magn. Magn. Mater.* – 1993. – V. 127. – Iss. 1–2. – P. 169–180.
3. Magnetoacoustic emission and Barkhausen noise of cobalt nickel oriented silicon steel and permalloy / Y. H. Xu, L. Ma, F. M. Du, X. Y. Ma, D. H. L. Ng // *J. Magn. Magn. Mater.* – 2000. – V. 219. – Iss. 2. – P. 166–172.
4. Impact of plastic deformation on magnetoacoustic properties of Fe–2%Si alloy / L. Piotrowski, B. Augustyniak, M. Chmielewski, F. J. G. Landgraf, M. J. Sablik // *NDT&E International.* – 2009. – V. 42. – P. 92–96.
5. Горкунов Э. С. Магнитоупругая акустическая эмиссия в ферромагнитных материалах. 2. Влияние упругих и пластических деформаций на параметры магнитоупругой акустической эмиссии / Э. С. Горкунов, Ю. Н. Драгошанский, В. А. Хамитов // *Дефектоскопия.* – 2001. – № 12. – С. 3–30.
6. Горкунов Э. С. Магнитоупругая акустическая эмиссия в ферромагнитных материалах. 3. Влияние структурных изменений на магнитоупругую акустическую эмиссию: Обзор / Э. С. Горкунов, А. И. Ульянов, В. А. Хамитов // *Дефектоскопия.* – 2002. – № 5. – С. 86–112.
7. Study on the applicability of the measurements of magnetoelastic properties for a nondestructive evaluation of thermally induced microstructure changes in the P91 grade steel / L. Piotrowski, B. Augustyniak, M. Chmielewski, J. Labanowski, M. Lech-Grega // *NDT&E International.* – 2012. – V. 47. – P. 157–162.
8. The influence of elastic deformation on the properties of the magnetoacoustic emission (MAE) signal for GO electrical steel / L. Piotrowski, M. Chmielewski, B. Augustyniak // *J. Magn. Magn. Mater.* – 2012. – V. 324. – P. 2496–2500.
9. Guyot M. The magneto-acoustic emission (invited) / M. Guyot, V. Cagan // *J. Appl. Phys.* – 1993. – 73 (10). – P. 5348–5353.
10. Ng D. H. L. The effects of demagnetizing and stray fields on magnetoacoustic emission / D. H. L. Ng, C. C. H. Lo, J. P. Jakubovics // *J. Appl. Phys.* – 1994. – 75 (10). – P. 7009–7011.
11. The dependence of magnetoacoustic emission on magnetizing frequency in nickel and mild steel / D. H. L. Ng, C. C. Yu, C-D. Qin et al. // *J. Appl. Phys.* – 1996. – 79 (8). – P. 6057–6059.
12. Gaunt P. Magnetic coercivity / P. Gaunt // *Can. J. Phys.* – 1987. – 65 (10). – P. 1194–1199.

ВПЛИВ СТРУКТУРИ РІЗНИХ ЗОН ПОЗДОВЖНІХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТРУБ НА ПАРАМЕТРИ СИГНАЛІВ МАГНЕТОПРУЖНОЇ АКУСТИЧНОЇ ЕМІСІЇ

Є. П. Почапський, Б. П. Клим, М. О. Рудак, П. П. Великий

Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України
вул. Наукова, 5, м. Львів, 79060, Україна

The microstructure of the steel 19H of oil pipes after long-term exploitation is investigated. Conformity to law of change of parameters of signals of magnetoelastic acoustic emission from the structure of the different zones of the weld joint is set. Influence of remaining stress after welding on the change of sum of the amplitudes of the signals of magnetoelastic acoustic emission is investigated.

Безпека експлуатації трубопроводів забезпечується у першу чергу контролем роботоздатності нафтогазопроводів та супровідних систем і їх діагностичними дослідженнями. Особливу увагу варто приділити зварним з'єднанням (ЗЗ), зважаючи на їх особливості, такі як структурна неоднорідність за перерізом ЗЗ, накопичення неметалевих включень у металі шва, наявність залишкових післязварювальних напружень, утворення гарячих та холодних тріщин у процесі формування ЗЗ [1]. У випадку довготривалого експлуатування ці чинники під впливом продукту, що транспортується, зміни робочих тисків та факторів зовнішнього середовища з часом можуть сприяти зародженню мікротріщин і, як наслідок, руйнування матеріалу.

Ефективним у локальному діагностуванні зварних феромагнетних елементів конструкцій є метод магнетопружної акустичної емісії (МАЕ), який ґрунтується на збудженні сигналів зовнішнім магнетним полем, яке ініціює стрибкоподібне переміщення стінок магнетних доменів (ефект Баркгаузена) [2,3]. Ці процеси мають деяку особливість в околі окремих дефектів чи їх скупчень там, де є суттєві зміни доменної структури матеріалу під впливом пластичних деформацій, напружень або водню.

У працях [4,5] проаналізували залежність магнетних властивостей матеріалу за зміни напружено-деформованого стану об'єкта дослідження, різних режимах термічної обробки, зміні хімічного складу металу та підвищення його твердості. Кожен з вищеперелічених факторів має місце за процесу утворення з'єднань методом зварювання. Основними проблемами після кристалізації ЗЗ залишаються наявність різної мікроструктури у всіх його зонах та внесення додаткових напружень внаслідок впливу високих температур.

Перевагами методу МАЕ за дослідження напруженого стану зварної конструкції у порівнянні з відомими методами діагностики є відсутність вимог до підготовки поверхні, створення додаткового навантаження, зупинки чи зміни робочого режиму елемента, що підлягає дослідженню.

Нижче досліджено мікроструктуру матеріалу поздовжнього зварного з'єднання труби нафтогону зі сталі 19Г діаметром 1020 mm, товщиною стінки 10 mm, після 48 років експлуатації, а також вплив структури металу різних зон ЗЗ на параметри сигналів МАЕ.

Методика досліджень випроб

Мікроструктуру металу труби досліджували у діаметральному її перерізі, використовуючи призматичні зразки розмірами 10×30×60 mm, вирізані з ділянки трубопроводу з поздовжнім швом. Зразки полірували та травили 2% розчином азотної кислоти. Застосовували оптичний мікроскоп NU-2. Вплив неоднорідності структури різних зон ЗЗ трубопроводу на параметри сигналів МАЕ вивчали на зразках розміром 240×10×3 mm, вирізаних з трьох основних зон поздовжнього ЗЗ (рис. 1). Використовували магнетоакустичну інформаційну систему МАЕ-3Л, призначену для відбору та опрацювання сигналів МАЕ [6]. Зразки

перемангнечували за допомогою накладного електромагнету (НЕМ) з 1260 витком з мідного дроту на кожній ніжці магнетопроводу. Амплітуду індукції магнетного поля в зразку міряли з допомогою котушки (300 витків) за активного опору 14 Ω .

Результати досліджень випроб та їх аналіз

Провівши металографічні дослідження, встановили, що досліджуваний матеріал належить до класу феритно-перлітних сталей (рис. 1). Для структури зварного шва (рис. 1, в) характерна більша дисперсність, ніж в основному металі (рис. 1, а), якому притаманна певна стрічковість структури внаслідок прокату. У ЗТВ основною є ділянка перегріву з грубозернистою феритно-перлітною структурою та наявним відманштетовим феритом (рис. 1, б).

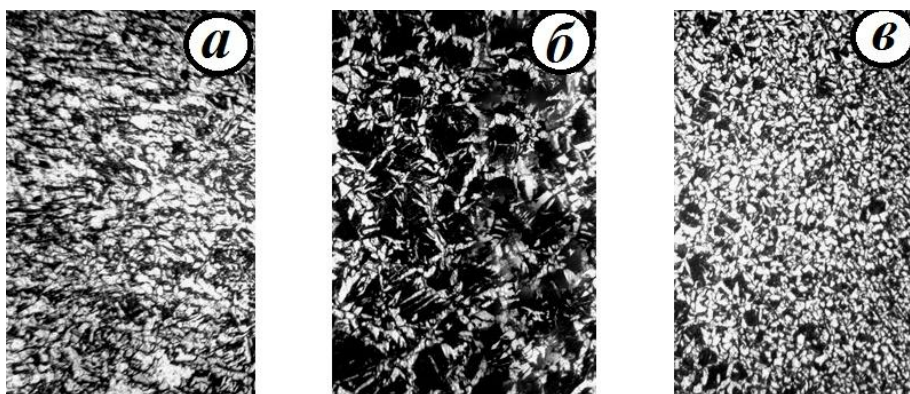


Рис. 1. Мікроструктура металу зварного з'єднання сталі 19Г ($\times 100$):

а – основний метал, б – зона термічного впливу, в – метал шва.

Автори праць [2,3] аналізують вплив різних мікроструктурних факторів на доменну будову матеріалу, тому, зважаючи на структурну неоднорідність за поперечним перерізом ЗЗ, було проведено ряд експериментальних досліджень по встановленню залежностей у зразках з різних зон ЗЗ за дослідження методом МАЕ. На рис. 2. зображено загальний вигляд зразків та місця їх вирізання.

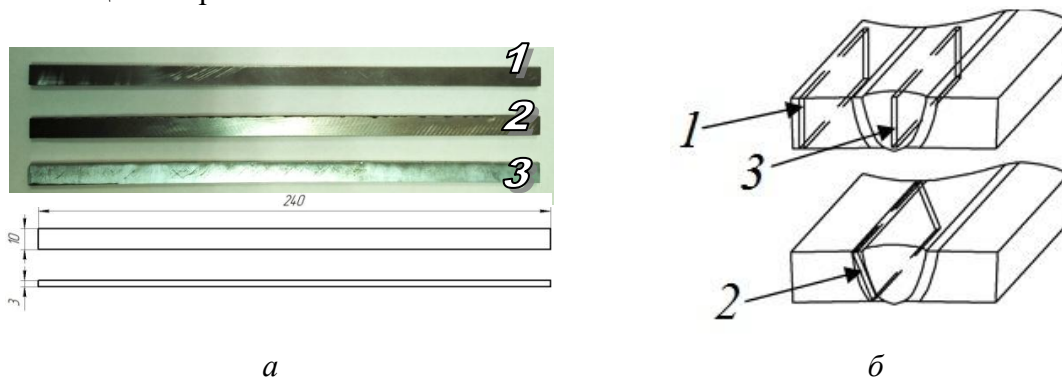


Рис. 2. Загальний вигляд досліджуваних зразків та їх розміри (а) і місця вирізання із фрагменту труби із поздовжнім ЗЗ (б): 1 – основний метал, 2 – зона термічного впливу, 3 – метал шва.

З побудованих за результатами експерименту залежностей (рис. 3) видно різницю між значеннями сум амплітуд сигналів МАЕ ΣA_i для зразків, вирізаних з трьох основних зон зварного з'єднання.

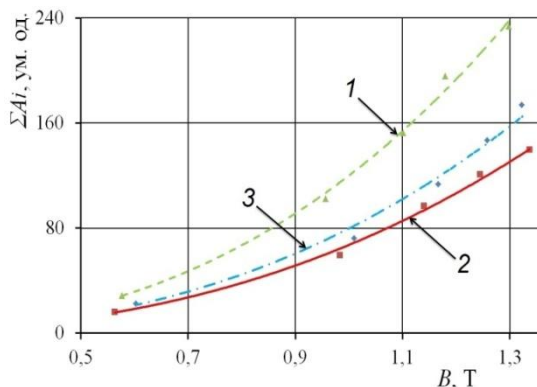


Рис. 3. Залежність суми амплітуд сигналів МАЕ від амплітуди індукції магнетного поля B для зразків із різних зон трубного 33 зі сталі 19Г: 1 – метал шва, 2 – зона термічного впливу, 3 – основний метал

Згідно літературних даних [7-10] 90° -ні доменні стінки, які є основним джерелом МАЕ, розташовуються по границях зерен. Отже за відсутності інших чинників у структурі металу з вищим ступенем дисперсності, і, відповідно, більшою загальною довжиною границь, зростатиме кількість сигналів МАЕ та, як результат, їх сума амплітуд.

За сталої амплітуди індукції перемагнечувального поля B найбільші значення суми амплітуд ΣA_i зареєстровано для зразків зі зварного шва (крива 1). У зразках із зони термічного впливу зафіксовано найнижчі значення ΣA_i (крива 3) Цей ефект пояснюється структурними перетвореннями у феромагнетик у впливом високих тем-ператур під час зварювання, які зумовлюють зміну доменної структури матеріалу [3].

Висновки

Дослідження показали, що метод МАЕ є достатньо чутливим при дослідженні зварних елементів феромагнетних конструкцій після певного періоду експлуатування. Показано, що розмір зерна структури металу 33 впливає на параметри сигналів МАЕ: вища дисперсність підвищує інтенсивність та суму амплітуд.

Література

1. Фрактографічні ознаки експлуатаційної деградації зварних з'єднань магістральних нафтогонів / Кречковська Г.В., С. Р. Яновський, О. З. Студент, Г. М. Никифорчин // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2015. – **51**, №2. – С.21–27.
2. Shibata M., Ono K. Magnetomechanical acoustic emission – a new method for non-destructive stress measurement. // NDT International. – 1981. – **14**, №5. – Р. 227–234.
3. Назарчук З. Т., Андрейків О. Є., Скальський В. Р. Оцінювання водневої деградації феромагнетиків у магнетному полі. – К.: Наук. думка, 2013. – 272 с.
4. Мельгуй М. А. Магнитный контроль механических свойств сталей. – Минск: Наука и техника, 1980. – 184 с
5. Михеев М.Н., Горкунов Э.С. Магнитные методы структурного анализа и неразрушающего контроля. – М.: Наука, 1993. – 252 с.
6. Назарчук З. Т., Скальський В. Р., Почапський Є. П. Технології відбору та опрацювання низькоенергетичних діагностичних сигналів. – К.: Наук. думка, 2014. – 304 с.
7. Guyot M. The magneto-acoustic emission (invited) / M. Guyot, V. Cagan // J. Appl. Phys. – 1993. – 73 (10). – Р. 5348–5353.
8. Ng D. H. L. The effects of demagnetizing and stray fields on magnetoacoustic emission / D. H. L. Ng, C. C. H. Lo, J. P. Jakubovics // J. Appl. Phys. – 1994. – 75 (10). – Р. 7009–7011.
9. The dependence of magnetoacoustic emission on magnetizing frequency in nickel and mild steel / D. H. L. Ng, C. C. Yu, C-D. Qin et al. // J. Appl. Phys. – 1996. – 79 (8). – Р. 6057–6059.
10. Є. П. Почапський. Оцінювання переміщень доменної стінки у феромагнетних матеріалах за дії зовнішнього магнетного поля / Є. Почапський, Н. Мельник // Вісник ТНТУ. – Тернопіль. – 2015. – 3 (79). – С. 102–109.

МЕХАТРОННИЙ КОМПЛЕКС ДІАГНОСТУВАННЯ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

С.П. Шевчук, С.В. Зайченко, О.О. Вовк, В.В. Вапнічна

Національний технічний університет України "Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського" пр. Перемоги, 37, м. Київ, Україна

Abstract. To diagnose pipeline stresses, it is proposed to use a mobile mechatronic complex. An analysis of techniques for the positioning of mechatronic systems revealed that in order to determine position of the complex using the microelectronic systems, it is necessary to employ six components: three displacements Δx , Δy , Δz and three Euler angles $\Delta \varphi$, $\Delta \psi$, $\Delta \theta$. These parameters allowed us to establish a change in the position of the complex and pipeline.

1. Вступ. Сучасний етап розвитку засобів визначення властивостей і діагностування геотехнічних об'єктів характеризується застосуванням останніх досягнень механіки, інформаційних технологій, електротехніки і теорії керування. Застосування таких напрямів розвитку науки і техніки в поєднанні з географією і геологією дозволило створити якісно нові напрями технічного прогресу: геоінформатику (геоінформаційні системи), телеметрію свердловин, внутрішньотрубну дефектоскопію та ін. Дані системи представляють собою інтегровані комп'ютерні системи, що знаходяться під управлінням спеціалістів-аналітиків, які здійснюють збір, зберігання, маніпулювання, аналіз, моделювання та відображення просторово-співвіднесених даних [1]. З причини наявності характерних ознак, таких як ІТ-технології, електронні системи, системи керування, різні типи датчиків, механічних, оптичних та інших систем збору інформації, дані системи можливо класифікувати як мехатронні [2]. З метою створення автоматизованих систем діагностування трубопроводів виникає необхідність створення вітчизняного мехатронного внутрішньотрубного комплексу багатопільового призначення. Основним призначенням даного комплексу є встановлення дійсного положення трубопроводів (трасування). Встановлення дійсного положення трубопроводу дозволяє встановити дефекти, пов'язані із зміною проектного положення трубопроводу, його деформації і напруження. Подібні роботизовані геоінформаційні комплекси успішно зарекомендували себе в дослідженнях, при яких присутність людини ускладнена: розвідування вулканів, свердловин, пустель, морського дна, нафто-газосховищ та інші [3–7].

Принцип дії мехатронного комплексу для діагностування трубопроводів подібний засобам діагностування нафтопроводів – внутрішньотрубним профілометрам, які містять одометр, спайдер, блок живлення, датчик повороту труби і ущільнюючі манжети. Пряме застосування внутрішньотрубного профілометра при діагностуванні газопроводів неможливе з ряду причин. Переміщення діагностичних комплексів в більшості випадків відбувається за рахунок енергії потоку продукту, що транспортується. Позиціонування датчиків відносно осі трубопроводу відбувається шляхом безпосереднього контакту конічних ущільнюючих манжет з внутрішньою периферією контуру [8]. Також застосування внутрішньотрубних профілометрів даної конструкції накладає певні вимоги до трубопровідної арматури і радіусів повороту. Для переміщення діагностичного комплексу уздовж осі підземної споруди пропонується колісний привід візка, на якому розташовано комплекс датчиків з реєструючим обладнанням, що дозволить пересуватись комплексу самостійно. При русі уздовж трубопроводу відбувається реєстрація його положення. Для отримання дійсних даних відносно геометрії трубопроводу необхідне перетворення даних з врахуванням дійсного положення датчиків відносно початкової системи відліку. Для проведення перетворень, які б узгоджували вільний просторовий рух діагностичного комплексу з початковою системою відліку, необхідно розробити послідовність перетворень. Вони здійснюються на основі існуючих закономірностей позиціонування елементів мехатронних систем. Це дозволить визначати дійсний профіль внутрішнього контуру виробки з врахуванням особливостей геотехнічного моніторингу гірничої виробки. Тому створення алгоритму роботи

мехатронного комплексу для діагностування трубопроводу на основі аналітичних залежностей, які враховують зміну положення системи відносно початкової системи координат являється актуальною науковою задачею.

2. Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Одним з головних показників, які визначають належну надійність трубопроводів, являється дійсне положення трубопроводу. Встановлення різниці між проектним початковим станом трубопроводу і оперативними даними дозволяє контролювати, діагностувати і прогнозувати напружено-деформований стан споруди [9, 10]. В залежності від задач, що вирішуються, для знаходження дійсного положення використовується два види обладнання – наземне і внутрішньотрубне [11]. Використання наземних методів діагностування трубопроводів часто обмежено наявністю перешкод у вигляді наземних об'єктів [12]. В свою чергу внутрішньотрубне діагностичне обладнання розділяється за заповненням профілю трубопроводів на повнопрофільні і неповнопрофільні. Використання повнопрофільних діагностичних комплексів супроводжується застосуванням складної системи приводу, що зменшує можливість використання для складних ділянок і значно збільшує вагу [13, 14]. Для проходження складних ділянок трубопроводів використовують мобільні неповнопрофільні діагностичні комплекси [15]. Останні мають ряд переваг, які полягають у мобільності комплексів за рахунок малих габаритів і маси. Проте головним призначенням даних малогабаритних комплексів є телеінспекція і пошук дефектів, пов'язаних з несучільністю елементів конструкції трубопроводів.

Для отримання даних уздовж конструкцій використовують мобільні роботи з лазерними датчиками відстані, що дозволяють отримувати дані з високою швидкістю [3]. Для переміщення комплексу апаратури уздовж виробки серед можливих різних варіантів (гусеничної і пневмоколісної платформи), найбільшого призначення знайшли чотирьохколісні і шестиколісні [16]. Застосування пневмоколісних платформ дозволяє мінімізувати енергетичні витрати при переміщенні обладнання. Для визначення складнонапруженого стану прилеглих до контуру масивів необхідно визначити геометричні параметри системи. Для цього можливо використати 3-D карти [17]. Створення 2-D і 3-D карт здійснюється шляхом використання метода попарної реєстрації [18]. Це дозволить визначити положення, порівнюючи дані з декількох датчиків, в умовах, де неможливо використати систему глобальної навігації. Використання даних систем потребує використання апаратурної надмірності і застосування складних математичних перетворень для середовищ, які містять циклічні структури.

Особливу складність при визначенні положення мехатронних систем викликає визначення положення центра системи відліку (Δx , Δy , Δz) за показниками акселерометра шляхом подвійного інтегрування отриманих значень прискорень за часом [19-21]. В наслідок шумів і спотворень даних пов'язаних з вібрацією, зміною положення і таруванням датчика, що призводить до значної похибки вимірювань (до 20 м).

Спрощення системи збору і переробки інформації з підвищенням точності отриманих даних здійснюється шляхом використання сучасних мікроелектронних систем (можливо використавши залежності перетворювання координат точки в просторі при переході від різних систем координат: початкової і поточної).

3. Мета та задачі дослідження. Метою роботи є визначення алгоритму дії і створення промислово-експериментального зразка мехатронного комплексу діагностування магістральних трубопроводів для встановлення дійсного профілю підземної споруди, що дозволяє провести аналіз його напруженого стану у випадку зміни проектного положення.

Для досягнення поставленої мети сформульовані наступні завдання:

- аналіз існуючих методів визначення геометричних параметрів трубопроводів;
- аналіз способів позиціонування елементів мехатронних систем;
- розробити основи функціонування мехатронного комплексу, що дозволять визначити задачі і область використання пристроїв даного класу;

4. Розробка головних підходів і алгоритму роботи геомехатронного комплексу для моніторингу внутрішньої поверхні підземної виробки. При русі діагностичного

комплексу уздовж трубопроводу виробки положення датчиків постійно змінюється внаслідок нерівності поверхні контакту колес. Площадка з розташованими датчиками відстані і гіроскопом, рухаючись зі швидкістю V , зміщується відносно початкового положення і повертається на кути навколо осей початкової системи координат OX , OY , OZ (рис. 1).

Для опису положення площадки комплексу в тривимірному просторі необхідно 6 параметрів. В якості параметрів, які описують положення площадки, обрано переміщення Δx , Δy , Δz і кути Ейлера $\Delta\phi$, $\Delta\psi$, $\Delta\theta$ (рис. 2).

Серед різноманітних систем кутів Ейлера, які описують орієнтацію тіла відносно початкової системи координат, обрано систему, вектори обертання якої колінеарні осям OX_0 , OY_0 , OZ_0 . Дані напрями обертання носять назву кутів крену ϕ , тангажу θ і ристання ψ . Перевага даної системи полягає у застосуванні сучасних мікроелектронних систем при контролі руху апаратів

Для усунення похибок, пов'язаних з використанням акселерометрів для визначення положення діагностичного (Δx , Δy , Δz), запропоновано використати дані гіроскопа і довжини шляху (траєкторії) L (рис. 2).

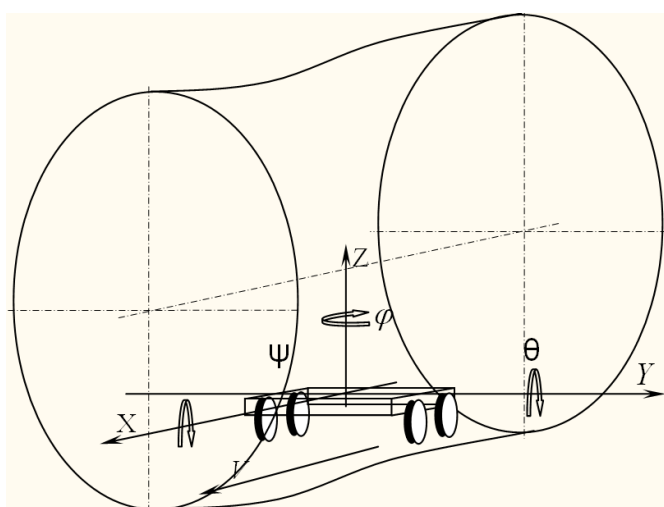


Рис. 1. Схема руху мехатронного комплексу

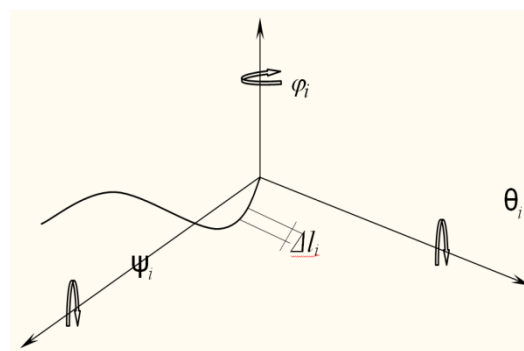


Рис. 2. Схема визначення положення мехатронного комплексу

Координати центра системи відліку Δx_n , Δy_n , Δz_n з певною точністю можливо представити як суму проекції елементарних переміщень Δl на осях OX , OY , OZ :

$$\begin{cases} \Delta x_n = \sum_{i=1}^n \Delta l \cos \Delta\theta_i \cos \Delta\phi_i, \\ \Delta y_n = \sum_{i=1}^n \Delta l \cos \Delta\phi_i \cos \Delta\psi_i, \\ \Delta z_n = \sum_{i=1}^n \Delta l \cos \Delta\theta_i \cos \Delta\psi_i, \end{cases}$$

де n – кількість кроків.

Отриманий масив даних представляє собою траєкторію руху діагностичного комплексу, яка у випадку забезпечення нижнього положення з врахуванням радіального зміщення буде відповідати трьохвимірній трасі трубопроводу.

Література

1. Koshkarev, A., Burkov, V. (1998). Neoinformatyka. Tolkovanye osnovnykh terminov. M.: NYS-Assotsyatsiya, 213s.
2. Ysyu, Kh., Ynouэ, Kh., Symoiama Y. (1988). Mekhatronyka. M.: Myr, 318 s.
3. Siegwart, R., Nourbakhsh, I. R., & Scaramuzza, D. (2011). Introduction to autonomous mobile robots. MIT press.

4. Bares, J. E., & Wettergreen, D. S. (1999). Dante II: Technical description, results, and lessons learned. *The International Journal of Robotics Research*, 18(7), 621-649.
5. Durrant-Whyte, H., Majumder, S., Thrun, S., De Battista, M., & Scheding, S. (2003). A bayesian algorithm for simultaneous localisation and map building. In *Robotics Research* (pp. 49-60). Springer Berlin Heidelberg.
6. Parcheta, C. E., Pavlov, C. A., Wiltsie, N., Carpenter, K. C., Nash, J., Parness, A., & Mitchell, K. L. (2016). A robotic approach to mapping post-eruptive volcanic fissure conduits. *Journal of Volcanology and Geothermal Research*, 320, 19-28.
7. Zaichenko S. Development of a geomechatronic complex for the geotechnical monitoring of the contour of a mine working, S Zaichenko, V Shalenko, N Shevchuk, V Vapnichna - *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2017
9. Filatov, AA, Nikonenko, AD, Veliyulin, II, Polyakov, VA, Alexandrov, DV, & Veliulin, EI (2015). Formation of the strained-deformed state of the pipeline underwater transition of MG at the repair stages by the method of "replanting". *The gas industry*, (S), 6-9.
10. Марущак, П. О., & Коноваленко, И. В. (2010). Измерение деформации материалов путем анализа цифровых изображений поверхности. *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*, 76(6), 55-61.
11. ВРД 39-1.10-026-2001. Методика оценки фактического положения и состояния подземных трубопроводов. – М.: ОАО “Газпром”, ООО “ВНИИГАЗ”, 2001. – 106 с.
12. Mitrokhin, M. Yu., Spirin, VA, & Alexandrov, VA (2008). In-line diagnostics of hard-to-reach parts of the linear part of the MG. *The gas industry*, (6), 72-74.
13. Егоров, И. Н., & Кадхим, Д. А. (2011). Применение мобильных роботов при внутритрубной диагностике трубопроводов с переменным поперечным сечением. *Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело*, (3), 73-85.
14. Голубкин, И. А., & Щербатов, И. А. (2014). Система управления мобильным колесным роботом для внутритрубной инспекции газопроводов. *Информатика и системы управления*, (4), 129-140.
15. Voronchikhin, S. Yu., Samokrutov, AA, & Sedelev, Yu. A. (2016). Assessment of the technical condition of the technological pipelines of compressor stations of PJSC Gazprom using robotic scanners. *Scientific and technical collection of the News of Gas Science*, (3), 120-130.
16. Schmuck, P., Scherer, S. A., & Zell, A. (2016). Hybrid Metric-Topological 3D Occupancy Grid Maps for Large-scale Mapping. *IFAC-PapersOnLine*, 49(15), 230-235.
17. Yamanaka, S., & Morioka, K. (2012). Mobile robot navigation using hybrid simplified map with relationships between places and grid maps. *IFAC Proceedings Volumes*, 45(22), 616-621.
18. Hradetskyi V., Veshnykov V., Kalynychenko S., Kravchuk L. (2001). *Upravliaemoe dvyzhenye mobylnykh robotov po proyzvolno oryentirovannym v prostranstve poverkhnostiam*. М.: Nauka, 360 s.
19. Liu, J., Zhong, L., Wickramasuriya, J., & Vasudevan, V. (2009). uWave: Accelerometer-based personalized gesture recognition and its applications. *Pervasive and Mobile Computing*, 5(6), 657-675.
20. Jang, I. J., & Park, W. B. (2003, October). Signal processing of the accelerometer for gesture awareness on handheld devices. In *Robot and Human Interactive Communication, 2003. Proceedings. ROMAN 2003. The 12th IEEE International Workshop on* (pp. 139-144). IEEE.
21. Kozlov A.V. , I. Y. Sazonov, N.B. Vavilova, N.A. Parusnikov. Calibration of an Inertial Measurement Unit on a Low-grade Turntable with Consideration of Spatial Offsets of Accelerometer Proof Masses / 20th St. Petersburg International Conference on Integrated Navigation Systems, St. Petersburg, CSRI Elektropribor, 2013, pp.126-129.

ПОЛІПШЕННЯ ПЛАСТИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ВИСОКОМІЦНИХ ДВОФАЗНИХ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ ЗА РАХУНОК УДАРНО-КОЛИВАЛЬНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

М.Г. Чаусов¹, П.О. Марущак², А.П. Пилипенко¹

¹Національний університет біоресурсів і природокористування України

²Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

It is established experimentally that dynamic non-equilibrium processes (DNP) with self-organizing structure occur under impact-oscillatory loading in high-strength two-phase titanium alloys VT22 and VT23. Under the repeated static tension of alloys, DNPs cause significant changes in the initial plasticity of the alloys. For investigated alloys, the optimal modes of impact-oscillatory loading are substantiated, which ensure a maximum increase in their plastic deformation after the implementation of DNP.

Ключові слова: ударно-коливальне навантаження, динамічний нерівноважний процес, високоміцні двофазні титанові сплави, зміна пластичних властивостей.

Вступ. Згідно досліджень брюссельської наукової школи на чолі із І. Пригожином показано, що за умов нелінійної динаміки (хаотичної динаміки) в будь-яких фізико-хімічних системах структура самоорганізується з появою нових властивостей речовини, за значних відхилень від рівноваги.

На кафедрі механіки НУБіП України вперше розроблено і апробовано просту та ефективну методику механічних досліджень для створення динамічних нерівноважних процесів в об'ємі матеріалу ударно-коливальним навантаженням за кімнатної температури [1, 2].

Аналіз отриманих авторами результатів з випробування матеріалів різних класів в умовах ударно-коливального навантаження свідчить, що за перехідних режимів навантаження, при коротких імпульсах силового підвантаження, коли є перенесення маси, а дисипація енергії в класичному сенсі (перетворення механічної енергії в тепло) ще не почалась, дійсно можливі процеси самоорганізації матеріалів з утворенням нових дисипативних структур, фізичні і механічні властивості яких суттєво відрізняються від властивостей вихідних [3-11]. Експериментально підтверджено, що за навантаження матеріалів коротким силовим імпульсом за кімнатних температур, енергія введена в полікристалічне середовище не встигає розсіятись, оскільки дифузійні механізми є уповільненими. Тому, вона переходить з макроскопічного рівня на певний проміжний мезоскопічний рівень і витрачається на утворення нових дисипативних структур. На нашу думку, цей процес відбудеться, якщо тривалість навантаження і час утворення дисипативних структур (внутрішній час) будуть однаковими або близькими за значенням.

Титанові високоміцні двофазні $(\alpha+\beta)$ -сплави VT22, VT23 широко поширені в перспективних конструкціях авіаційної, ракетної, космічної й спеціальної техніки. Порівняно з високоміцними закордонними β -сплавами, в титанових $(\alpha+\beta)$ -сплавах VT22 і VT23 є менша кількість дорогих і дефіцитних легуючих елементів. Вони мають вищі механічні і експлуатаційні властивості основного матеріалу та особливо зварених з'єднань, а також підвищені характеристики тріщиностійкості.

Титанові сплави також застосовуються у виробках спеціальної техніки, зокрема для захисних пластин сучасних бронезилетів, які виготовляють зі сплаву VT23. Проте, їх «типовим» недоліком є відносно невисока вихідна пластична деформація. На практиці для зміни вихідних механічних властивостей двофазних титанових сплавів використовують різні методи, котрі можна об'єднати у дві основні групи.

Методи першої групи пов'язані з термоциклічним обробленням за різних температур і відповідних часових витримок. Методи другої групи містять термосилові навантаження титанових сплавів, як за простих схем монотонного навантаження: розтяг, усадка, кручення,

розтяг з одновісним крученням, так і за складних режимів термосилового впливу, так званих методів інтенсивного пластичного деформування (ІПД): рівноканалне кутове (РКК) пресування, кручення під тиском, всебічне кручення та ін. Їх наслідком є зміни вихідної структури і, відповідно, підвищення пластичності і в'язкості титанових сплавів. Однак, застосування цих методів потребує використання дороговартісного технологічного обладнання і складних технологічних процедур термосилового навантаження.

Розробка ефективного технологічного методу збільшення вихідної пластичності титанових сплавів за ударно-коливального навантаження, при кімнатній температурі, який можна реалізувати на будь-якій гідравлічній випробувальній машині, в десятки разів здешевлює процедуру випробувань. Причому, є важливим те, що суттєвого зростання вихідної пластичності двофазних високоміцних титанових сплавів досягається без помітного зниження міцнісних властивостей сплавів.

Метою даного дослідження є обґрунтування оптимальних режимів ударно-коливального навантаження, високоміцних двофазних титанових сплавів VT22 і VT23 для забезпечення максимального зростання їх пластичності.

Методики досліджень. З використанням розробленої і апробованої методики реалізації ДНП за ударно-коливального навантаження [1-11] випробували зразки з листових двофазних високоміцних сплавів VT22 і VT23, товщиною 3 мм (рис.1) при кімнатній температурі. Механічні властивості сплавів VT22 і VT23 подані в таблиці 1.

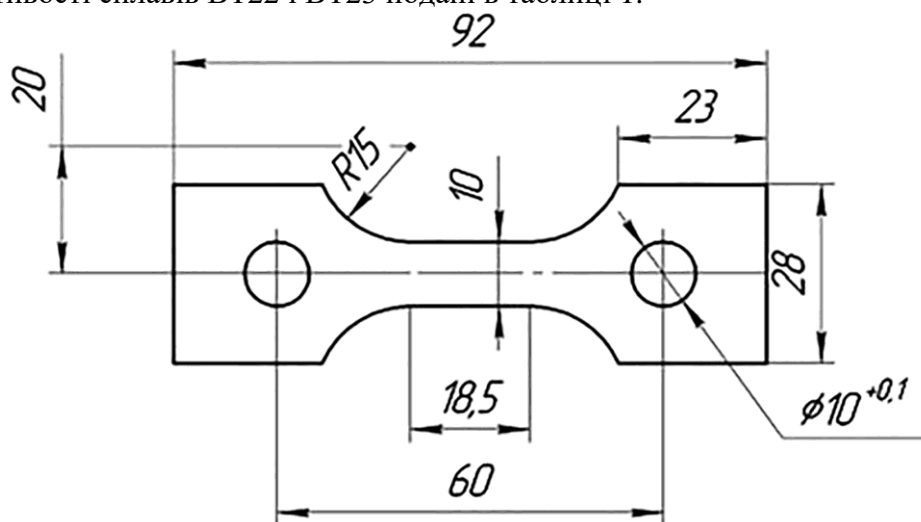


Рис.1. Зразок для випробувань

Таблиця 1 - Механічні властивості досліджуваних титанових сплавів

Марка матеріалу	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_g , МПа	δ , %
VT22	980-1180	1080-1280	6-8
VT23	950 -1100	1100-1200	10-13

При ударно-коливальному навантаженні самовільна самоорганізація структури відбувається таким чином, щоб забезпечила інтенсивніший механізм передачі енергії через матеріал. Очевидно, формування дисипативних структур не лише «зливає» енергію в наявні та свіжо сформовані пошкодження матеріалу, але й внаслідок їх накопичення модифікує його на межах цих пошкоджень.

Тому один і той самий імпульсний вплив на матеріал, залежно від ступеня його попереднього деформування статичним розтягом (і, відповідно, пошкодження його вихідної структури), буде спричиняти різні наслідки. Аналогічно суттєвим буде вплив на зміну механічних властивостей і самої інтенсивності силового імпульсу.

Таким чином, для обґрунтування оптимальних режимів ударно-коливального навантаження титанових сплавів, за яких виникає максимальне зростання їх пластичності,

слід, як мінімум, змінювати два параметра: ступінь попереднього деформування сплавів статичним розтягом і інтенсивність силового імпульсу.

Необхідно звернути увагу на ще один дуже важливий момент. Результати дифрактометричного дослідження показали, що в титановому сплаві VT22 β -фаза займає 30,3% ваги, α -фаза – 69,7%; в титановому сплаві VT23 β -фаза займає 43% ваги, α -фаза – 57%. Тобто первісно в титановому сплаві VT23 більше пластичнішої β -фази. Крім того, розкид вихідних розмірів зерен β -фаз в сплаві VT22 (35...125 мкм) є значно більшим порівняно зі сплавом VT23.

В даній роботі реалізовано два режими випробувань. За першим режимом серії зразків із сплавів VT22 та VT23 спочатку статично розтягували до початкового навантаження 2...4 кН і далі послідовно піддавали впливу зростаючим силовим імпульсом $F_{imp.} = 45...156$ кН. При імпульсному введенні енергії в сплави фіксували проскоки деформацій $\varepsilon_{imp.}$. Після реалізації ДНП зразки повністю розвантажували та повторно навантажували статичним розтягом до руйнування. За величиною параметру $\varepsilon_{imp.}$ визначали вплив імпульсного введення енергії на збільшення пластичної деформації сплавів порівнянні з вихідним станом.

За другим режимом навантажування, серії зразків із сплавів VT22 і VT23 спочатку навантажували статичним розтягом до початкового навантаження 8 кН і вище з кроком 2 кН. При цих фіксованих значеннях статичних навантажень зразки піддавали впливу заданим імпульсним підвантаженням $F_{imp.} = 45...50$ кН. Подальша процедура випробувань була аналогічної першого режиму.

Результати досліджень. На рис. 2 подано криві деформування сплаву VT22 після реалізації ДНП. При цьому, загальні напруження від дії попереднього статичного розтягу та імпульсного введення енергії не перевищували межі текучості сплаву.

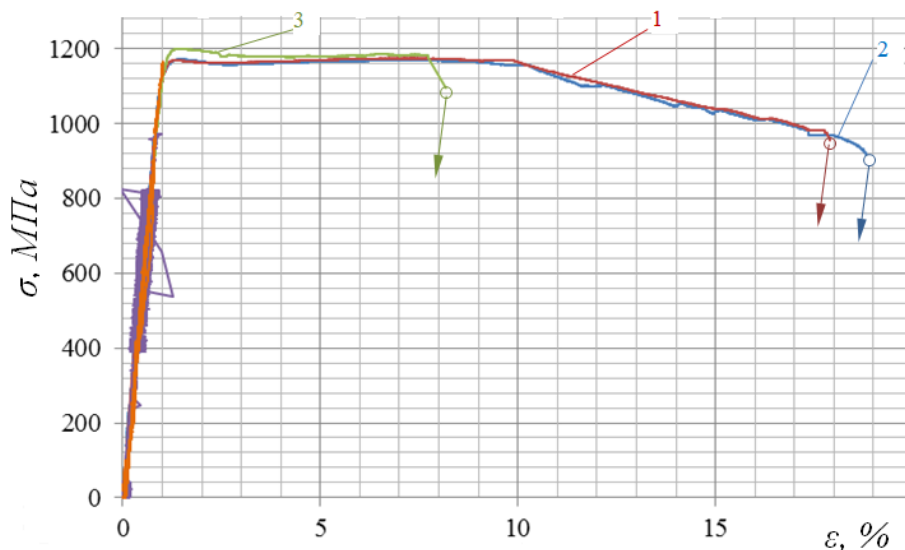


Рис. 2. Діаграми деформування титанового сплаву VT22: 1 – ДНП1; 2 – ДНП2; 3 – статичний розтяг

Слід відзначити, що подані на рис. 2 дві криві деформування за ДНП (ДНП1 і ДНП2) відображають однакове зниження межі міцності сплаву (від 1200 МПа до 1160 МПа) та значне зростання довжини ділянки рівномірного пластичного деформування (від 7,6% до 10%). Однак особливо вагомий вплив спостерігали на спадній ділянці діаграми деформування - зростання пластичної деформації до 18,0 % (ДНП1) та 19,0 % (ДНП2).

На нашу думку, режими складного навантажування ДНП1 і ДНП2 активують певні дислокаційні джерела, які були заблоковані протягом статичного деформування. Це поєднується з фрагментацією структури сплаву, зумовленою суперпозицією імпульсного підвантаження та високочастотного високоамплітудного циклічного навантажування. Цей процес особливо активується на рівні умовної межі текучості, коли кристалічна ґратка металів втрачає механічну стійкість.

Значне покращення пластичної деформації сплаву VT22 після реалізації ДНП опосередковано свідчить про наявність значних позитивних структурних змін в сплаві як на мікро- так і на макрорівнях. Отже, їх вплив слід враховувати при побудові моделей поведінки матеріалів за таких складних режимів навантаження та оцінюванні коефіцієнтів запасу міцності.

Аналіз отриманих експериментальних результатів на зразках зі сплаву VT23 виявив, що максимальний ефект від введення імпульсної енергії в сплав проявляється тоді, коли в процесі імпульсного введення енергії в сплав проскоки пластичної деформації сягають значень $\varepsilon_{imp} = 3,0 \dots 3,5 \%$. При цьому, пластична деформація сплаву при повторному статичному розтягу зростає на $30 \dots 35 \%$. На рис. 3 подано експериментально отриману криву залежності ε_{plast} від ε_{imp} для сплаву VT23.

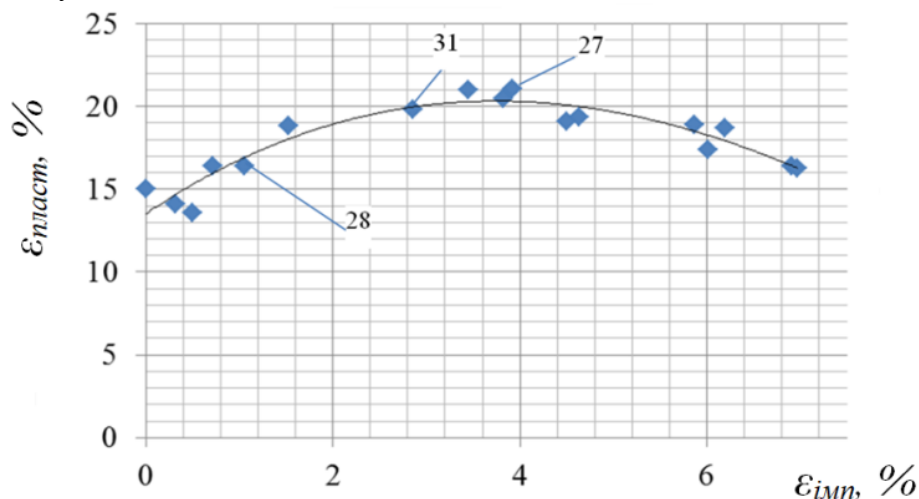


Рис. 3. Крива залежності пластичної деформації зразків із титанового сплаву VT23 при повторному статичному розтягу від проскоків деформації за імпульсного введення енергії

На рис. 4 подано деякі результати подібних експериментальних досліджень, де цифрами позначені номери випробуваних зразків (тут зразок №19 відповідає діаграмі деформування за статичного розтягу, а зразки №27, 28, 31 після реалізації ДНП).

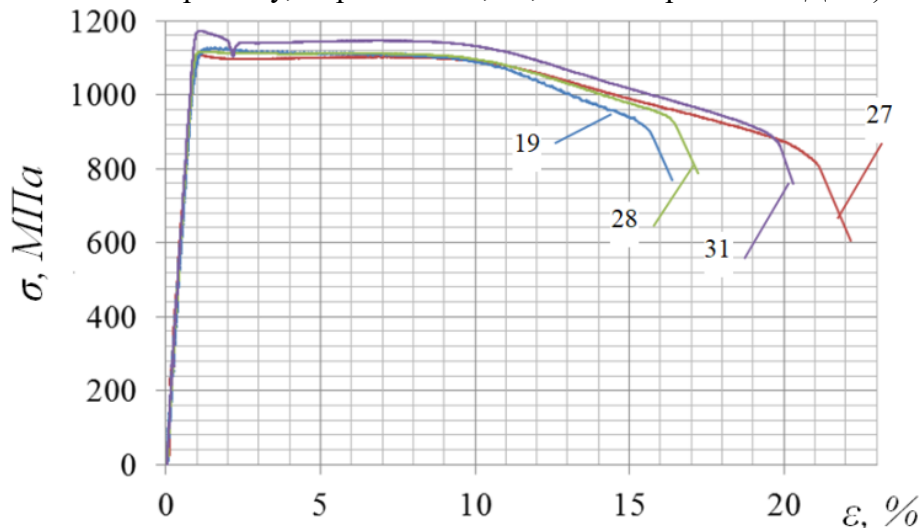


Рис. 4. Діаграми деформацій досліджених зразків із сплаву VT23 (пояснення подано в тексті)

З рис. 4 помітно, що імпульсне введення енергії в сплав VT23 також значно збільшує пластичну деформацію сплаву. Причому, слід підкреслити, що в деяких випадках міцнісні властивості сплаву теж покращуються (див. криву 31 на рис.4).

Висновки

Вперше досліджено вплив ударно-коливального навантаження із частотою навантажування 1...2 кГц на зміну пластичних властивостей високоміцних двофазних титанових сплавів VT22 і VT23.

Обґрунтовано оптимальний режим складного навантаження (попередній статичний розтяг – ударно-коливальне навантаження) для максимального підвищення вихідної пластичності листового двофазного високоміцного титанового сплаву VT22. Показано, що коли за імпульсного введення енергії в сплав сумарні напруження від дії попереднього статичного розтягу і імпульсного введення енергії не перевищують межі текучості сплаву, то пластична деформація сплаву при повторному статичному розтягу збільшується в 2.5 рази.

Виявлено оптимальний режим складного навантаження (попередній статичний розтяг – ударно-коливальне навантаження) для максимального підвищення вихідної пластичності листового двофазного високоміцного титанового сплаву VT23. Показано, що коли за імпульсного введення енергії в сплав проскоки пластичної деформації сягають $\varepsilon_{lim} = 3,0\% \dots 3,5\%$, то пластична деформація сплаву при повторному статичному розтязі зростає на 30,0...35,0 %. На основі отриманих експериментальних результатів можна зробити попередній висновок, що за імпульсного введення енергії можна значно поліпшити пластичні властивості тих титанових сплавах, які мають значну дисперсію розмірів зерен β -фази. Процентний вміст β -фази в сплаві, в дослідженому випадку мав менший вплив.

Література

1. Setup for testing materials with plotting complete stress–strain diagrams / N.G. Chaousov, D.G. Voityuk, A.P. Pilipenko, A.M. Kuz'menko // *Strength Mater.* – 2004. – Vol. 36(5). – P. 532-537.
2. Chaousov N.G., Pilipenko A.P. Influence of dynamic overloading on fracture kinetics of metals at the final stages of deformation / N.G. Chaousov, A.P. Pilipenko // *Mechanika.* – 2004. – Vol. 48. – P. 13-18.
3. Особенности деформирования пластичных материалов при динамических неравновесных процессах / Н.Г. Чаусов, Е.Э. Засимчук, Л.И. Маркашова и др. // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов.* – 2009. – Т.75. – №6. – С. 52-59.
4. Strain field evolution on the surface of aluminum sheet alloys exposed to specific impact with oscillation loading / M.G. Chaousov, V.B. Berezin, A.P. Pylypenko and V.B. Hutsaylyuk // *J. Strain. Anal.* - 2014. - 50 – P.61-62.
5. Enhancing plasticity of high-strength titanium alloys VT 22 under impact-oscillatory loading / M. Chaousov, P. Maruschak, A. Pylypenko, and L. Markashova // *Philosophical Magazine.* – 2017. – 97. – P. 389-399.
6. Influence of combined loading on microstructure and properties of aluminum alloy 2024-T3 / E. Zasimchuk, L. Markashova, O. Baskova, T. Turchak, N. Chaousov, V. Hutsaylyuk, and V. Berezin // *J. Mater. Eng. Perform.* – 2013. – 22(11). – P. 3421-3429.
7. Influence of dissipative structures formed by impulse loads on the processes of deformation and fracture / V. Hutsaylyuk, M. Chaousov, V. Berezin, et al. // *Key Engineering Materials.* – 2014. – 577-578. – P. 273-276.
8. Effect of high-force impulse loads on the modification of mechanical properties of heat-resistant steel after service / M. Chaousov, P. Maruschak, A. Pylypenko et al. // *Estonian J. Eng.* – 2012. – Vol. 18. – P. 251-258.
9. Structural transformations in metallic materials during plastic deformation / E. Zasimchuk, T. Turchak, A. Baskova, et al. // *Journal of Materials Engineering and Performance.* – 2017(26). – P. 1293-1299.
10. Influence of impact-oscillatory loading upon the mechanical properties of the vt-22 titanium alloy sheet / M.G. Chaousov, A.P. Pylypenko, V.B. Berezin, et al // *J. of Mater. Eng. and Perfom.* – 2016. – Vol. 25. – P. 3482-3492.
11. Structural self-organization of titanium alloys under impulse force action / M.G. Chaousov, P.O. Maruschak, A.P. Pylypenko, et al. // *Materials Testing.* – 2017. – Vol. 59. – P. 567-569.

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ КІН ТА КІНЕТИКИ ФОРМИ ПОВЕРХНЕВИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН В ОДНОРІДНОМУ ПОЛІ НАПРУЖЕНЬ ТА В ЗОНІ КОНЦЕНТРАТОРІВ

І.М. Підгурський, І.Б. Окіпний, М.Я. Сташків, І.В. Кенс

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

The modeling of semi-elliptical surface crack in the prismatic sample under tensile pressure was carried out based on the finite element method. A three-dimensional model of the sample with the global elements mesh, as well as the model of crack area with a local mesh with tetrahedral elements were developed. The values of SIF K_1 along the contour of the semi-elliptical surface crack, well correlated with the known solutions, were obtained. The authors present the results of the study of stress intensity factors along the front of surface crack under uniaxial tension of finite size plate with stress concentrator and without it based on the finite element method. The development of shape of fatigue surface cracks are set.

Значна частина елементів машин і споруд мають конструкційні і технологічні концентратори напружень, які в умовах експлуатації можуть накопичувати пошкодження. Одним, з найрозповсюдженіших дефектів, що обмежують терміни безпечної роботи конструкцій є поверхневі півеліптичні тріщини. Особливо важливою ця проблема є для зварних конструкцій [1].

Для опису поведінки об'єктів, що мають поверхневі дефекти в зонах конструктивних концентраторів напружень необхідно враховувати сукупність таких факторів, як розподіл напружень по товщині елемента, форма дефекту та значення коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) по контуру поверхневого дефекту.

Відомо, що КІН дозволяє встановити взаємозв'язок між умовами навантаження матеріалу у вершині тріщини, а також з геометрією та напруженим станом тіла, що містить тріщину [2].

Досить мало даних про зміну форми поверхневих тріщин, що розвиваються в зонах концентраторів напружень, та про критерії, що описують цю кінетику. Зокрема, особливістю втомних пошкоджень зварних з'єднань є суттєве сповільнення швидкості розповсюдження розвитку наскрізної тріщини в глибину матеріалу при виході її вершини із зони концентрації напружень [3].

Похибки при встановленні конфігурації контуру суттєвим чином впливають на точність визначення КІН для тріщин з викривленим контуром і, як наслідок, на оцінку довговічності елементів конструкцій на стадії розповсюдження тріщин [4, 5].

У зв'язку з цим метою роботи є оцінка КІН в зонах концентраторів напружень у результаті моделювання елементів конструкцій з поверхневими тріщинами методом скінчених елементів (МСЕ).

Дослідження проводилися за методикою [6,11]. Застосовували спеціалізований програмний пакет "ANSYS Workbench" [7].

Моделювали зразки товщиною $t=20$ мм та шириною 80 мм з низьколегованої сталі 09Г2С з $\sigma_T=380$ МПа (рис. 1). Коефіцієнт Пуассона при пружному деформуванні $\nu=0,3$. Напруження розтягу склали 168 МПа. Валік представляє собою півциліндр радіусом 10 мм. Тріщина, що моделюється розташована на відстані 1,5 мм від основи концентратора.

Створено тривимірну модель зразка з глобальною сіткою елементів та модель області тріщини з локальною сіткою тетраедричних елементів. Розмір елементів глобальної сітки становить 2-3 мм, локальної 0,1 мм.

Скінчено-елементна модель півеліптичної тріщини в однорідному полі напружень представлена на рис. 2.

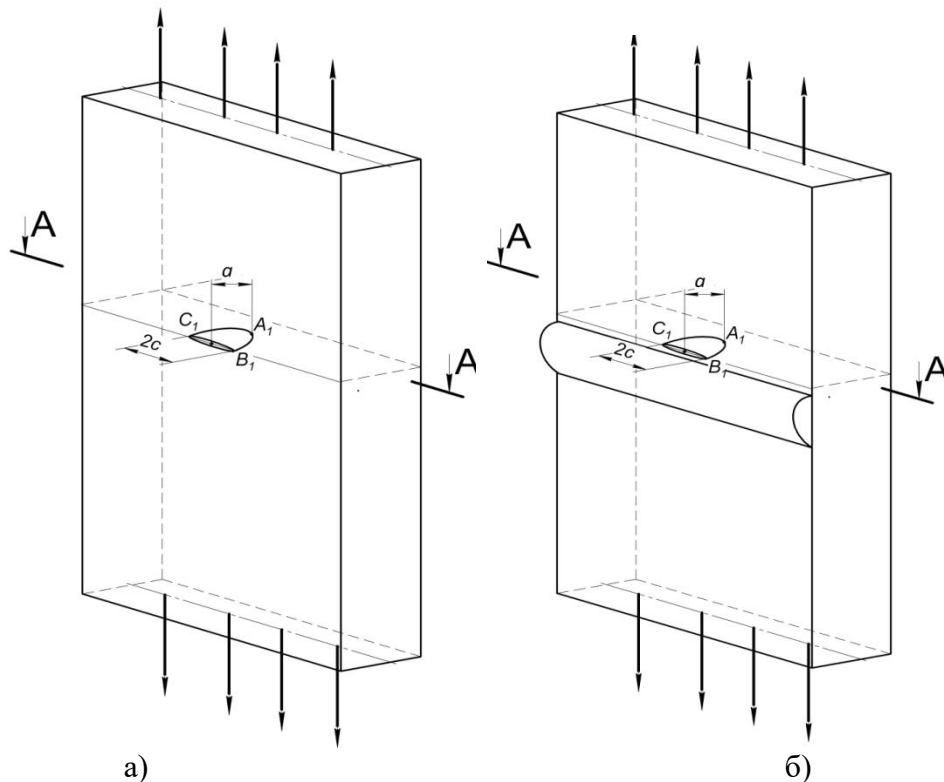


Рис. 1. Поверхнева півеліптична тріщина у пластині скінчених розмірів: а) в однорідному полі напружень; б) в зоні концентратора

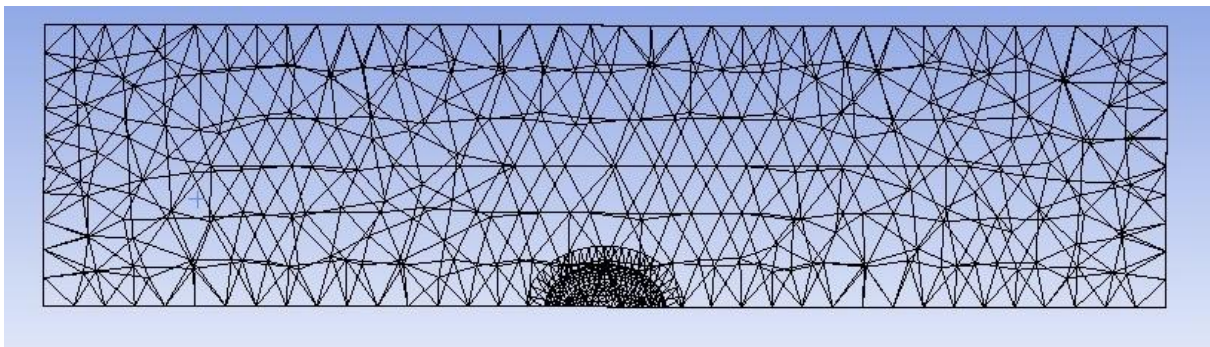


Рис. 2. Скінчено-елементна модель поверхневої півеліптичної тріщини в однорідному полі напружень.

У результаті обчислення МСЕ отримано значення КІН вздовж контуру поверхневої тріщини. На рис. 3 представлено результати моделювання поверхневої тріщини з півдіагоналями $a=3\text{мм}$; $c=4,3\text{ мм}$; $a/c=0,7$; $a/t=0,15$, що розташовані в однорідному полі напружень (рис. 4,а) та в зоні концентратора (рис. 4, б).

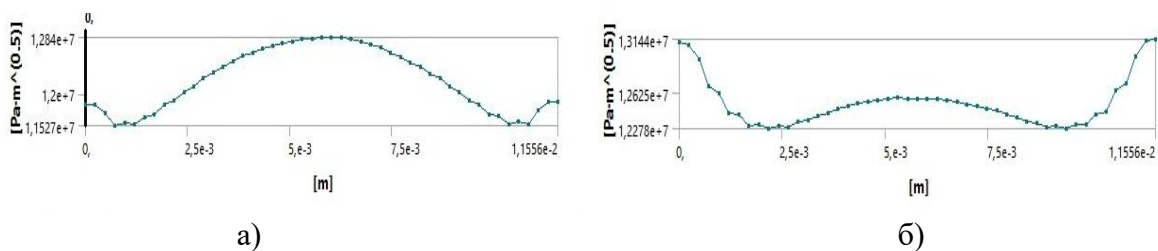


Рис. 3. Розрахунок КІН вздовж контуру поверхневої півеліптичної тріщини: $a=3\text{мм}$; $c=4,3\text{ мм}$: а) в однорідному полі напружень; б) в зоні впливу концентратора.

Результати обчислених КІН для найглибших точок $K_{1,A}$ поверхневих півеліптичних тріщин та точок на поверхні зразка ($K_{1,B}$ та $K_{1,C}$) в однорідному полі напружень та в зоні концентратора представлено в табл. 1.

Табл. 1. КІН для характерних точок поверхневих півеліптичних тріщин в однорідному полі напружень та в зоні концентратора.

	σ_n , МПа	a , мм	c , мм	a/t	КІН, МПа·м ^{1/2}	
					$K_{1,A}$	$K_{1,B}$
Тріщина в однорідному полі напружень	168	3,0	4,30	0,15	12,84	11,84
Тріщина в зоні концентрації напружень	168	3,0	4,30	0,15	12,57	13,14

Порівнюючи результати оцінки КІН для характерних точок поверхневої півеліптичної тріщини, отриманими при моделюванні МСЕ (рис. 3, а, табл. 1) з даними, отриманими за залежностями Ньюмена-Раджу [8], варто зазначити, що для найглибшої точки розташованої на півдіагоналі a , відносна похибка значення КІН становить 0,93%, а для точок, розташованих на поверхні відносна похибка значення КІН не перевищує 1,82%. Порівняння отриманих даних свідчить про побудову якісної скінчено-елементної моделі поверхневої тріщини.

Порівняння значень КІН для найглибшої точки поверхневої тріщини та точок на поверхні для ідентичних поверхневих тріщин, розташованих в зоні концентрації напружень (рис. 3, б) та в однорідному полі напружень (рис. 3, а) свідчать, що для найглибшої точки контуру значення КІН є меншими на 2,10% але на поверхні зразка значення КІН для тріщини в зоні концентратора напружень є суттєво вищими – на 11,1%. Перевищення КІН у поверхневих точках тріщин в області концентраторів зберігається і при більших за розмірами поверхневих тріщинах.

Для оцінки КІН для поверхневих тріщин в зонах концентраторів застосовують, як правило, рівняння Ньюмена-Раджу [8], у які вводяться поправки, що враховують розподіл напружень в зонах концентраторів. Модифіковані рівняння для КІН при розтягу елемента з поверхневою тріщиною набувають вигляду [10]:

$$K_{I,A} = K_A \cdot K_{Si} \cdot M_K = \sigma_n \cdot \sqrt{\pi a} \frac{M}{\Phi} \cdot K_{Si} \cdot M_K, \quad (1)$$

$$K_{I,B} = K_B K_{Si} = \sigma_n \cdot \sqrt{\pi a} \frac{MS}{\Phi} \cdot K_{Si}, \quad (2)$$

де K_A, K_B – КІН, що визначаються за залежностями [8];

K_{Si} – коефіцієнт, що враховує концентрацію напружень в зоні концентратора;

M_K , – коефіцієнт, що враховує розподіл нелінійних напружень по товщині елемента.

Зазначимо, що для досліджуваних співвідношень $a/t \geq 0,15$ похибки оцінки КІН для тріщин при їх моделюванні для такого типу концентраторів не перевищують 4 %.

Оскільки значення КІН визначальним чином впливають на формування контуру поверхневої тріщини в процесі циклічного навантаження, проведеного експериментальні дослідження з оцінки росту тріщин в гладкому зразку та з концентратором напружень.

На рис. 4 наведено результати експериментальних досліджень зміни форми фронту поверхневої тріщини для випадків її розвитку у гладких зразках (однорідному полі напружень) – крива I та в зоні зварного з'єднання (неоднорідне поле напружень) – крива II. В обох випадках поверхневі тріщини ініціювались від штучного надрізу глибиною дисковою фрезою товщиною 0,13мм при циклічному навантаженні розтягом, що виникли у перетинах

зразків напруження $\sigma_n=(0,45\div 0,5) \sigma_T$. Коефіцієнт асиметрії циклу навантаження $R=0,25\div 0,3$. Зразки виготовлені зі сталі 09Г2С товщиною 20мм. Зварні з'єднання виконувалися вручну, електродами УОНИ-13/55.

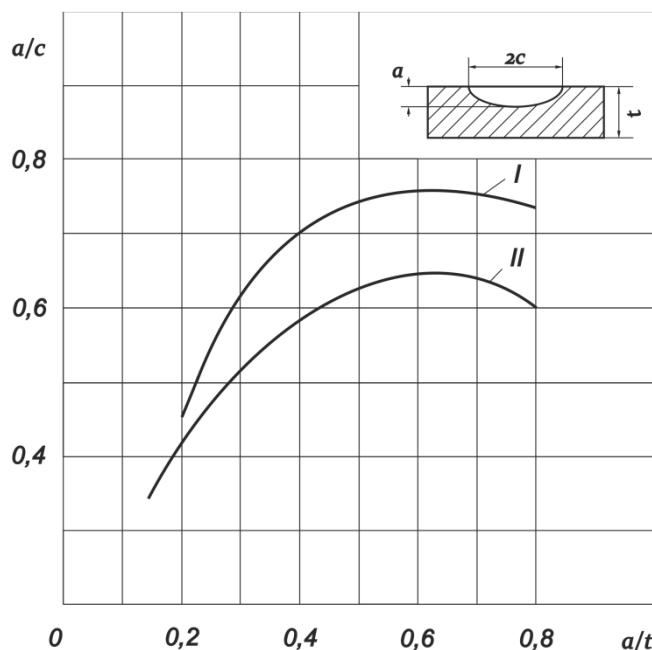


Рис. 4 – Кінетика форми поверхневих втомних тріщин: I – однорідне поле напружень; II – зварне з'єднання

Аналіз кінетики форми поверхневих тріщин в зоні концентратора напружень вказує на зменшення співвідношення півдіагоналей a/c до 18%. Це свідчить про суттєвий вплив неоднорідного напруження деформівного стану в зонах концентраторів напружень на форму поверхневої тріщини та живучість елемента конструкції в цілому.

ЛІТЕРАТУРА.

1. Махненко В. И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: Наук. думка, 2006. — 618 с.
2. Механика разрушения и прочность материалов: Справочное пособие : в 4-х т. /Под общ. ред. Панасюка В. В. – Киев: Наук. думка. – т. 2: Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами / Саврук. М. П. – 1988. – 620 с.
3. Карзов Г.П., Леонов В.П., Тимофеев Б.Т. Сварные сосуды высокого давления. – Л.: Машиностроение, 1982. – 287 с.
4. Fatigue strength of HSS steel butt-welded joints. Effects of microdefects and failure life predictions / Buirette C., Degallaix G., Claeys J., Menigault J. // Welding in the world, 1999. – vol. 43. – №3. – P. 27-37.
5. Особенности расчета коэффициентов интенсивности напряжений для поверхностных трещин, развивающихся у сварных швов / Підгурський Н. И., Барановский В. Н., Ляхов В. В., Підгурський И. Н. // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії: зб. наук. пр. – Краматорськ., 2012. – №3(28). – С. 211-215.
6. Дослідження КІН двох взаємодіючих поверхневих півеліптичних тріщин методом скінченних елементів / П. Ясній, І. Підгурський // Вісник Тернопільського національного технічного університету. – 2014. – № 2. – С. 15-25.
7. Морозов Е.М., Муйземнек А.Ю., Шадский А.С. ANSYS в руках инженера: Механика разрушения – М.: ЛЕНАНД, 2014. – 456 с.
8. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений. В 2-х томах / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – 1016с.
9. Панасюк В. В., Сушинский А. И., Кацов К. Б. Разрушение элементов конструкций с несквозными трещинами – Киев: Наук. думка, 1991. – 172 с.
10. T. Wang, J.G. Yang†, X.S. Liu, Z.B. Dong, H.Y. Fang Stress intensity factor expression for butt joint with single-edge crack considering the effect of joint shape. – Materials & Design. V. 36, 2012 – P. 748-756.
11. І.М. Підгурський Вплив конструктивних концентраторів напружень на величину коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контурів модельованих півеліптичних поверхневих тріщин // Вісник ДДМА. : зб. наук. пр. – Краматорськ., 2016. – №2(38). – С. 191-195.

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО – ДЕФОРМІВНОГО СТАНУ СТІНКИ-ПЕРЕМИЧКИ ПЕРФОРОВАНОЇ БАЛКИ З КРУГЛИМИ ОТВОРАМИ

М. І. Підгурський, В. В. Слободян, Ю.А. Рудяк*

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна
*Тернопільський державний медичний університет імені І.Я. Горбачевського, Україна

Cellular beams were modeled using Finite Element Method in the SolidWorks2013 software suite and imported into ANSYS Workbench 15.0. The considered distribution of stresses in the wall-jumper of a cellular beams is considered. Studies have shown that in the jumper wall there is a curvilinear distribution of normal stresses.

Перфоровані балки – легкі і ефективні металеві конструкції. Завдяки нескладним операціям розпуску стінки двотавра по ламаній лінії, розсування отриманих частин з наступним зварюванням їх по виступах дозволяє значно збільшити висоту балки у порівнянні з вихідним профілем. Несуча здатність таких перфорованих балок в 1,3 – 1,5 рази перевищує несучу здатність початкових профілів за рахунок збільшення моментів інерції в 1,5 ÷ 2,0 рази. Ці якості, у поєднанні з компактністю, високим ступенем транспортабельності, пристосованістю до автоматичного виготовлення, роблять такі балки конкурентоздатними з решітчастими конструкціями [1].

Варто зазначити, що наявність отворів в стінці прокатних двотаврів дозволяє розмістити інженерні комунікації в межах висоти балки перекриття. Таким чином, може бути зменшена висота будівлі і знижені експлуатаційні витрати [2].

Недоліками перфорованих балок є концентрація напружень в зварних швах і в області наскрізних отворів, а також наявність ослаблених зон в зонах отворів, які можуть втратити стійкість [3].

Найбільш небезпечним буде переріз, ослаблений перфорацією, тому розподіл напружень в цій зоні представляє найбільшу зацікавленість. Дослідженням розподілу напружень в перерізі ослабленому отвором, займалися багато авторів, результати досліджень приведені в численних публікаціях.

Питанням розподілу напружень в стінці балки присвячено значно менше теоретичних і експериментальних досліджень. Однак великі значення нормальних і дотичних напружень в цих зонах, що викликані періодичною зміною перерізу балки по довжині та збільшення висоти стінки можуть призвести до втрати стійкості стінки перемички.

Незважаючи на те, що в нинішній час накопичений значний досвід в експлуатації та проектуванні перфорованих балок, питання місцевої стійкості стінки-перемички та оцінки концентрації напружень залишаються доволі актуальними і практично не висвітленими в нормах проектування [4].

У роботі [5] було розглянуто розподіл нормальних напружень в перемичці при відносній висоті отвору (0,7 ... 0,8) висоти балки. Розрахунки показали, що розподіл напружень в перерізі посередині перемички між шестикутними отворами в балці при двох варіантах завантажень (дві зосереджені сили і рівномірно розподілена) є практично ідентичним.

У даній роботі розглянуто розподіл напружень у стінках перфорованих балок з круглими отворами, які часто застосовують у будівництві.

Досліджувався напружено-деформівний стан в стінці шарнірно закріпленої балки з однорядною перфорацією, прольотом 12м, з рівномірно розподіленим навантаженням в 600кН на всю довжину балки. Моделювання проводилось в програмному комплексі SolidWorks, а розрахунки в Ansys Workbench 15.0 методом скінчених елементів, з розміром елементів сітки тетраєдрів 20 мм.

Розглянута балка виготовлена з низьколегової сталі 09Г2С класу С345 (прокатний двотавр №60Б2 (рис.1)).

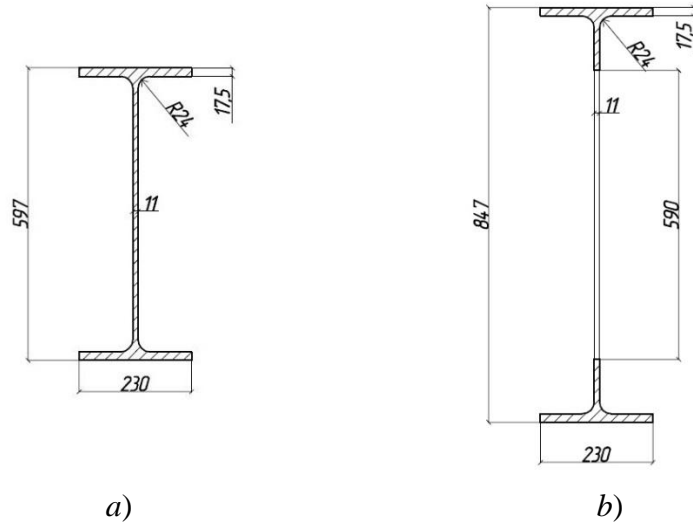


Рис. 1 – Перерізи балок: а) прокатної двотаврової балки №60Б2; б) перфорованої балки з висотою отвору 590 мм.

Проектна балка мала наступні геометричні параметри $c=270\text{мм}$, $d=590\text{мм}$, $b=240\text{мм}$, $S=830\text{мм}$, $H=847\text{мм}$, $h=597\text{мм}$, $h_1=173,5\text{мм}$, $h_2=423,5\text{мм}$ (рис. 2, а).

Нормальні напруження σ_z оцінювались посередині прольоту в чотирьох перерізах стінки-перемички 1-1, 2-2, 3-3, 4-4 (рис. 2, б).

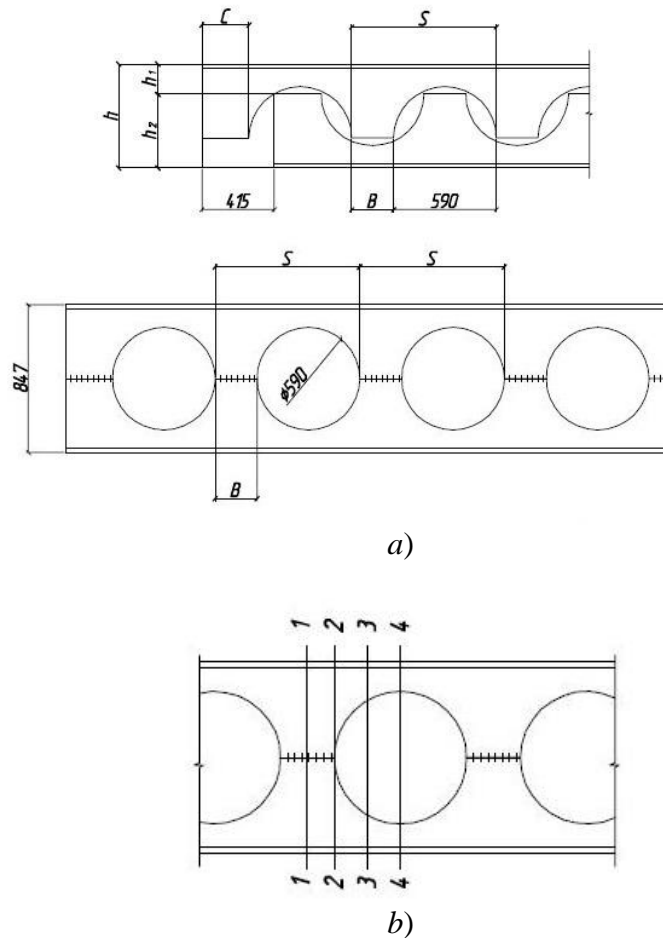


Рис. 2. Схема різання (а), схема перерізів для оцінки напружень σ_z (б).

По висоті стінки поділена на характерні точки з кроком 3,82см. Результати розрахунку МСЕ для розглянутої перфорованої балки показано на рисунку 3.

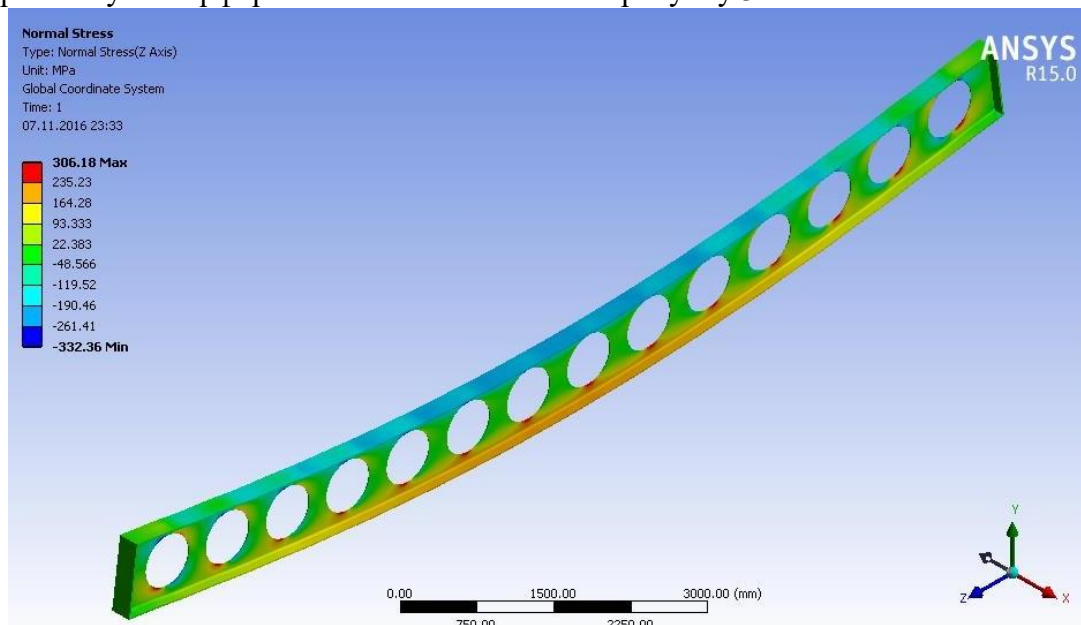


Рис. 3. Нормальні напруження у розглянутій перфорованій балці.

У таблиці 1 представлено значення напружень в кожному досліджувальному перерізі.

Таблиця 1.

Значення нормальних напружень у характерних перерізах стінки-перемички перфорованої балки

Характерні точки по висоті стінки	Координата висоти характерної точки, см	Значення напружень в перерізі 1-1, МПа	Значення напружень в перерізі 2-2, МПа	Значення напружень в перерізі 3-3, МПа	Значення напружень в перерізі 4-4, МПа
1	38,2	-178,9	-179,7	-187,6	-205,2
2	34,38	-142,2	-144,7	-168,3	-217,3
3	30,56	-106,4	-108,3	-140,7	-272,2
4	26,74	-72,5	-70,9	-98,6	
5	22,92	-42,4	-35,6	-30,2	
6	19,1	-18,4	-7,7		
7	15,28	-2,6	7,3		
8	11,46	5,4	8,5		
9	7,64	6,5	3		
10	3,82	3,3	0,3		
11	0	1,6	0		
12	3,82	-6,4	-1,2		
13	7,64	-9,7	-4,9		
14	11,46	-8,7	-11,1		
15	15,28	-0,8	-11		
16	19,1	15,5	3,9		
17	22,92	39,8	32,4	23,7	
18	26,74	70,4	68,5	95,7	
19	30,56	104,8	106,6	139,9	282
20	34,38	141,4	143,9	167,8	219,7
21	38,2	179,2	179,8	187,2	205,6

На основі отриманих результатів побудовано епюри нормальних напружень у перерізах 1-1, 2-2, 3-3, 4-4 (рисунок 4).

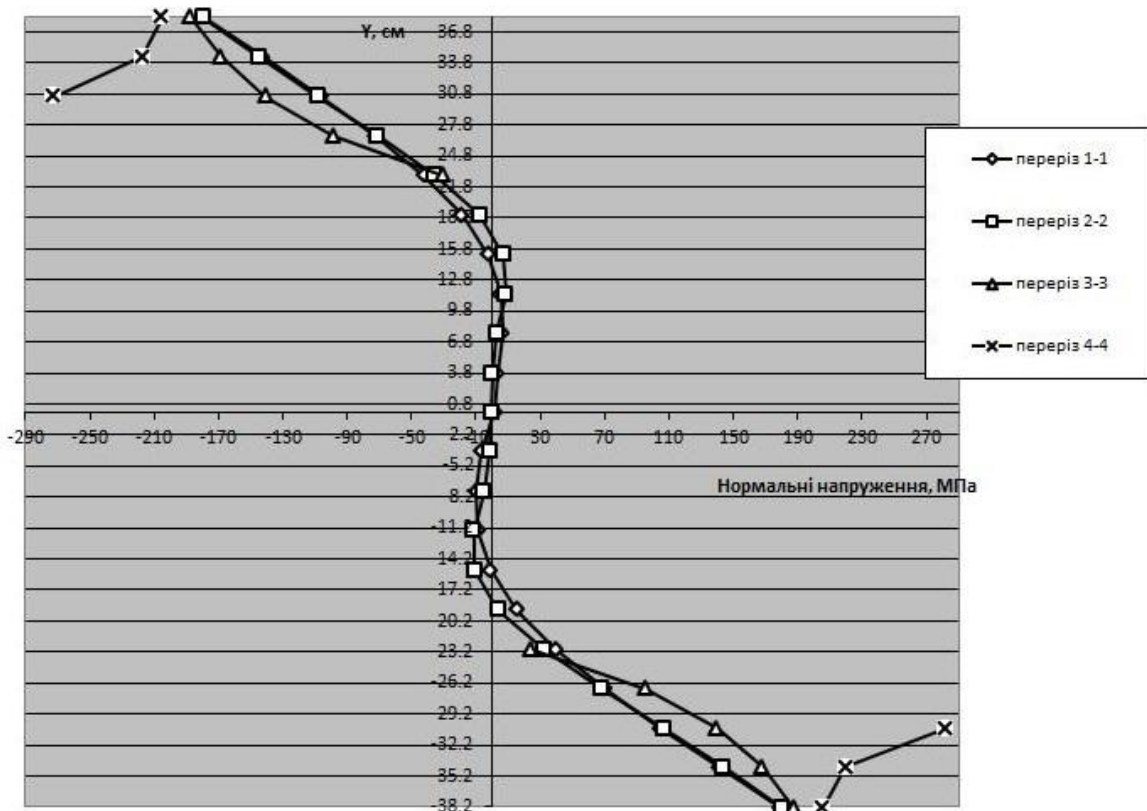


Рис. 4. Епюри нормальних напружень σ_z .

Аналізуючи наведені вище результати, можна дійти висновку, що в перерізах 1-1, 2-2, 3-3 епюри напружень співпадають. Слід зазначити, що в перерізі 4-4 спостерігається зростання значення напружень ближче до отвору, що є наслідком зміни перерізу стінки. Варто зазначити, що розподіл напружень є криволінійним і відрізняється від звичайного, розрахованого за формулами опору матеріалів, де напруження змінюються за лінійним законом. Отримані результати є важливими для оцінки НДС перфорованих балок з круглими отворами.

Література

1. Скляднєв А. І. Пути підвищення ефективності применения перфорованих балок / А. І. Скляднєв // Изв. Вузів. Строительство и архитектура №10 – 1981. – С. 11-15.
2. Пименов А. С. Оптимальное проектирование перфорованих балок / А. С. Пименов, И. С. Холопов, А. В. Соловьев // Транспортное строительство. Вестник транспорта Поволжья, 2009. – №1. – С. 69-74.
3. Підгурський М. І. Дослідження напружено–деформівного стану підсилених перфорованих балок з круглими отворами / М. І. Підгурський, В. В. Слободян, // Зб. тез доповідей ХІХ наукової конференції Тернопільського національного технічного університету імені Івана Пулюя, (Тернопіль, 18-19 травня 2016р.), Терн. націон. техн. ун-т ім. І. Пулюя [та ін]. – Тернопіль : ТНТУ, 2016. – С.149-150.
4. Добрачев В. М. Распределение напряжений в стенке-перемычке перфорованной балки / В. М. Добрачев, Е. В. Литвинов // Изв. Вузів. Строительство №10 – 2002. – С. 124-128.
5. Притыкин А. И. Разработка методов расчета и конструктивных решений балок с однорядной и двухрядной перфорацией стенки.: дис. ... доктора техн. наук : 05.23.01 / Притыкин А. И. – К., 2011. – 331 с.

ПОКАЗАТЕЛИ РИСКА И ДИАГНОСТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ПРИ ВНЕЗАПНЫХ ОТКАЗАХ

Белодеденко С.В., Гречаный А.Н., Ибрагимов М.С.

Национальна металлургическая академия Украины

Abstract. The method of the resource safety index is justified. It is used to assess reliability, with both gradual and sudden failures. A model of the periodicity of emissions for mechanical systems of industrial production is developed. **Key words:** safety index, failure.

Подходы к трактовке статистического запаса. В теории надежности обычно фигурирует представление вероятности отказа пропорционально площади перекрытия под правой ветвью графика плотности распределения показателя действующего повреждающего процесса $f(y)$ и под левой ветвью такого же графика показателя сопротивляемости системы $f(Y)$. Исходя из этого вероятность отказа Q определяется через статистический запас γ и функцию Лапласа Φ :

$$Q = \Phi(\gamma). \quad (1)$$

Для нормально распределенных независимых показателей y и Y (при $Y > y$) имеем:

$$\gamma = \frac{\bar{Y} - \bar{y}}{\sqrt{S_Y^2 + S_y^2}}, \quad (2)$$

где \bar{Y} и \bar{y} , S_Y и S_y - соответственно, медианные значения и среднеквадратические отклонения (СКО) показателей y и Y .

Статистический запас в данной формулировке, называемый в литературе индексом безопасности Корнелла (Cornell's safety index) [1], можно интерпретировать как минимальное расстояние от центра O до линии, соответствующей уравнению $\varepsilon = Y - y$, которая разделяет работоспособное состояние (safe) от неработоспособного (failure, рис.1). Положение центра O определяется безразмерными показателями технического состояния $\gamma_y = \bar{y}/S_y$ и $\gamma_Y = \bar{Y}/S_Y$, которые являются обратными к коэффициентам вариации величин y и Y . Знаменатель формулы (2) является СКО величины ε . Метод статистического запаса (в литературе его называют first-order second-moment method [2,3]) получил развитие на ситуацию многомерной надежности, когда объект находится под действием мультидеградационных процессов, каждый из которых имеет индекс безопасности γ_i , полученный по (2). Тогда формула (1), определяющая вероятность предельного состояния, преобразуется в $Q = \Sigma \Phi(\gamma_i)$ [4]. Это подтверждает правомерность применения правила суммирования рисков системы.

Описанный подход годится для внезапных отказов; для постепенных отказов он достаточно условен, а для оценки усталостных отказов – малоэффективен. Придав индексу безопасности и статистическому запасу ресурсную трактовку, появляется возможность использовать формулу (1) для постепенных отказов. В этом случае вероятность отказа представляется посредством сравнения функций распределения наработки t_p и ресурса T_p , а в общем случае - посредством сравнения распределения показателей u_p и Y_p (рис.2). Для ее определения используется область положительных квантилей u_Q для графика t_p и u_p и область отрицательных квантилей - u_Q для графиков T_p и Y_p . Вероятность отказа в виде ее квантиля будет соответствовать точке пересечения этих графиков (рис.2). В этом же месте индекс

безопасности $\beta_{\Sigma R}$ становится равным нулю. Учитывая, что наклон графиков t_p и T_p определяется СКО наработки и ресурса S_t и S_T , при таком подходе статистический запас будет:

$$\gamma = \frac{\bar{Y} - \bar{y}}{S_Y + S_y} \quad (3)$$

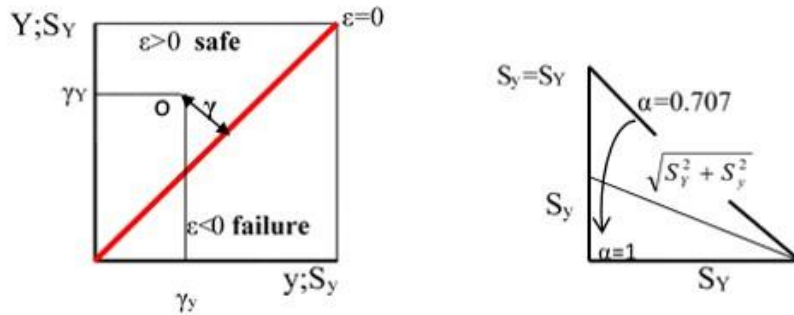


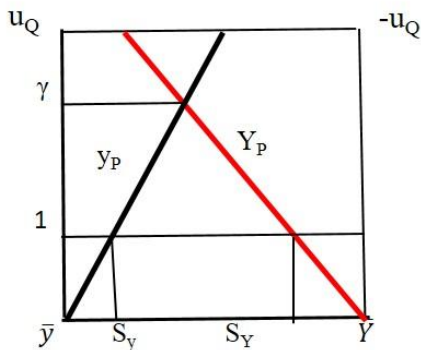
Рис.1. К определению статистического запаса (справа) и поправки α к нему (слева).

Данная зависимость по своей структуре аналогична индексу безопасности Корнелла, где используется нормальное распределение величины $\ln T$ [1,4]. Разница между двумя подходами в поиске вероятности отказа заключается в том, что при сравнении плотностей распределения $f(y)$ и $f(Y)$ для нахождения величины γ по (2) в ее знаменателе используется гипотенуза прямоугольного треугольника с катетами в виде СКО S_Y и S_y (рис.1). При сравнении же функций распределения показателей технического состояния в знаменатель (3) подставляется сумма катетов или СКО S_Y и S_y (рис.1, справа). Такая форма используется в алгоритме поиска общего запаса прочности по парциальным (partial) запасам факторов влияния [5]. При этом взаимосвязь между формулами (2) и (3) осуществляется посредством поправочной функции $\alpha(y/Y)$:

$$\sqrt{S_y^2 + S_Y^2} = (S_y + S_Y) \cdot \alpha(y/Y) \quad (4)$$

Ее значение заключено в диапазоне от 0.707 до 1.0. Если принять $\alpha=0.75$, то при запасе $Y/y=0.25-4.0$ расхождение между результатами, получаемыми по (2) и (3) не превысит 10% [6]. Значение $\alpha=0.707$ соответствует ситуации равенства СКО $S_Y = S_y$ (рис.1, справа). Тогда размер поправки можно устанавливать по зависимости, вытекающей из линейного вида функции $\alpha(y/Y)$:

$$\alpha = 1 - 0.293 \frac{S_y}{S_Y} \quad (5)$$



Отношение СКО здесь должно быть больше единицы. При $(S_y/S_Y) < 1$ следует принять в (5) обратное отношение СКО S_Y/S_y .

Рис.2. К определению статистического запаса при сравнении функций распределения диагностического параметра.

Таким образом, второй подход (метод ресурсного индекса безопасности $\beta_{\Sigma R}$) является более консервативным, способствуя снижению риска и обеспечению гарантированной безопасности. Такая трактовка вероятности отказа логично вытекает из определения индекса безопасности на основе запаса ресурса (точнее, запаса

долговечности, поскольку иногда под ресурсом понимают запас). Описанный принцип нахождения статистического запаса ресурса вполне оправдан, поскольку СКО долговечности значительно больше, чем СКО наработки: $S_T \gg S_t$.

Индекс безопасности при внезапных отказах. Один из путей повышения надежности связан со снижением доли внезапных отказов в их общем количестве. В стратегиях обслуживания по техническому состоянию, благодаря активному использованию средств технической диагностики, удастся обнаружить часть дефектов на ранней стадии, не давая им перерасти в отказ. За этот счет сокращается число постепенных отказов N_p , которые возникают в не диагностируемых объектах. В диагностируемых системах количество постепенных отказов N_{pd} зависит от закона вероятности выявления дефекта $P_d(t)$: $N_{pd} = N_p(1 - P_d(t))$. Общий уровень надежности и безопасности возрастает пропорционально доле постепенных отказов в их сумме с внезапными отказами.

Речь идет о трансформации отказов внезапного типа в отказы постепенного типа. Такая процедура осуществима, если есть возможность представить деградационный процесс как случайный. Тогда наработка t может выступать в качестве диагностического параметра, что очень удобно, поскольку она принадлежит к кругу естественных источников информации. Величина t как прямой диагностический признак используется для расчета индекса безопасности, который является комплексной характеристикой технического состояния при постепенных отказах. Следовательно, имеется предпосылка для гармонизации получения обобщенного показателя β_{SR} для технических систем.

Используя теорию выбросов, можно установить периоды осмотров объектов, если случайный деградационный процесс не ведет к потере работоспособности, а лишь является фактором дерегуляции. Процесс нагружения механических систем ведет к потере работоспособности, как от усталости (при его контроле – отказ постепенного типа), так и от статического разрушения при перегрузке. Собственно, перегрузка и является выбросом. Модель их поведения чрезвычайно сложно проследить экспериментально, поскольку появление перегрузок зависит от случайных факторов, которые не всегда известны. Помощь в решении этого вопроса оказывает информация об основном (проектном, штатном) процессе нагружения. К ней относится, прежде всего, эффективная частота процесса и СКО нормально распределенной нагрузки (напряжения) S_y в штатных условиях эксплуатации (А, рис.3). Величина перегрузки может измеряться посредством пик-фактора $\gamma = \bar{y}/S_y$, который является безразмерной величиной, распределенной в запроектной области эксплуатации экспоненциальным распределением Райса (В, рис.3) [7,8]:

$$P = \exp\left(-\frac{\gamma^2}{2}\right). \tag{6}$$

В области аварийно-экстремальных условий эксплуатации появление перегрузок подчиняется двойному

экспоненциальному распределению (С, рис. 3) [7]:

$$P = \exp(-\alpha_e \cdot \ln \gamma). \tag{7}$$

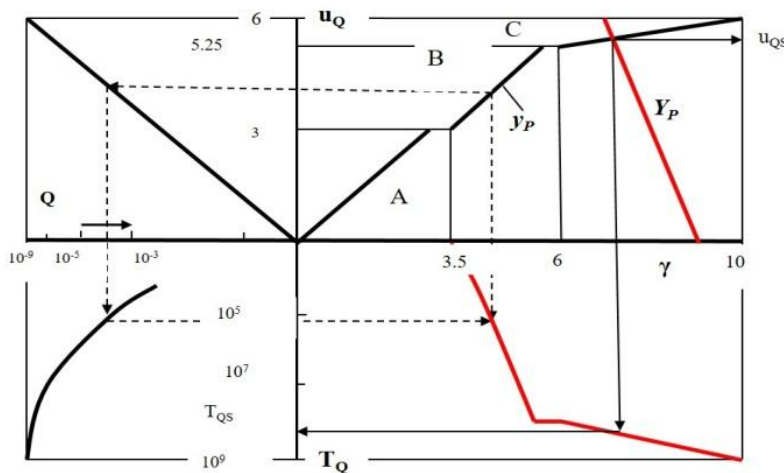


Рис.3.Схема формирования диаграммы периодичности выбросов T_Q (пунктирные стрелки) и нахождения долговечности при внезапном отказе T_{QS} (сплошные стрелки) по функциям распределения параметра γ и его допустимого

значения γ_P .

Принятое на уровне гипотезы значение $\alpha_e=9$ было подтверждено для процесса нагружения трубопрокатного стана путем фиксирования фактов разрушения предохранительных устройств от перегрузок. Данные уравнения можно аппроксимировать в координатах безразмерных показателей квантиль нормального распределения u_p – пик-фактор γ следующим образом:

$$u_p = -\frac{1}{2} + \gamma \quad \text{- область B: } 3 < u_p \leq 5.25, \quad 3.5 < \gamma \leq 6, \quad (8)$$

$$u_p = \frac{66}{16} + \frac{16}{3} \gamma \quad \text{- область C: } 5.25 < u_p \leq 6, \quad 6 < \gamma \leq 10. \quad (9)$$

Квантиль вероятности отказа, определяемый точкой пересечения графиков функций распределения нагрузки и прочности u_p и Y_p , для данной аппроксимации определяется так:

$$u_Q = \frac{\bar{Y} - \bar{y} - 0,5S_y}{S_y + S_Y} \quad \text{- область B,} \quad (10)$$

$$u_Q = \frac{\bar{Y} - \bar{y} + 22S_y}{5,33S_y + S_Y} \quad \text{- область C.} \quad (11)$$

Для аналитического или машинного расчета взаимосвязь квантиль u_Q - вероятность отказа Q можно производить посредством зависимости (II квадрант, рис.3) [9]:

$$Q = 0.65 \exp \left[-0.443(0.75 + u_Q)^2 \right]. \quad (12)$$

Переход от параметрически-силовой трактовки вероятности внезапного отказа к ресурсной осуществляется на основании того, что долговечность по однократному внезапному отказу (статическому разрушению) T_Q является обратной к вероятности отказа Q : $T_Q = Q^{-1}$ (III квадрант, рис.3).

При сравнении функций распределения нагрузки и прочности u_p и Y_p также определяется кинетика изменения вероятности отказа во времени (III квадрант, рис.3). Зависимость $Q(\lg T)$ показывает, как растет риск в процессе эксплуатации (чем больше квантиль u_Q , тем меньше вероятность отказа Q – шкала Q неравномерна и растет к началу координат). Данная зависимость – аналог функции надежности. Последнюю легко получить в явном виде $P(t)$, учитывая, что $P=1-Q$. В результате можно получить кривую периодичности выбросов $T(\gamma)$ (IV квадрант, рис.3), которая является аналогом кривой усталости. С ее помощью определяется долговечность при статическом разрушении T_{QS} (сплошные стрелки, рис.3), которая характеризует положение диаграммы безопасности, поскольку $\beta_{R0} = \lg T_{QS}$.

Алгоритм нахождения ресурсного индекса безопасности для внезапных отказов удобно разобрать на **примере**. Элемент механической системы эксплуатируется при нагружении, сопровождающемся периодическими перегрузками. Элемент разрушается при напряжении $\bar{\sigma}_f = 500 \text{ МПа}$, которое имеет смысл медианной величины сопротивляемости \bar{Y} . Коэффициент вариации этой нормально распределенной величины принят равным 10%, что соответствует СКО $S_Y = 50 \text{ МПа}$. Периодически-случайный процесс нагружения характеризуется средней величиной максимального напряжения цикла $\bar{\sigma}_{\max} = 50 \text{ МПа}$, которое в диагностическом

аспекте имеет смысл параметра \bar{y} . Вариация показателя σ_{\max} , который также нормально распределен, составляет 50%, тогда СКО будет $S_y=25MPa$. Эффективная частота процесса нагружения составляет 1Гц. Запас прочности равный $n_\sigma = \bar{Y} / \bar{y} = \bar{\sigma}_f / \bar{\sigma}_{\max} = 10$ не вызывает опасений, как и вероятность разрушения при штатном нагружении, найденная с помощью формулы (2). С учетом распределения перегрузок квантиль вероятности разрушения по (11) будет $u_Q=5.45$. Полученное значение больше, чем $u_Q=5.25$, что говорит о правильности использования данной формулы для экстремально-аварийных условий эксплуатации. Такой же результат будет для всех подобных сочетаний u_P и Y_P , то есть для всех $n_\sigma=10$ и указанных вариаций. Найденный квантиль по (12) соответствует вероятности отказа $Q=2.6 \cdot 10^{-8}$, что, в общем-то, находится в пределах приемлемого риска. Долговечность при статическом разрушении прогнозируется как $T_{QS}=3.8 \cdot 10^7$ циклов, что обеспечивает срок эксплуатации $T_{QS}=10555$ часов. Тогда исходный индекс безопасности будет $\beta_{R0}=\lg 10555=4.02$.

Если в результате жестких условий эксплуатации (коррозия, трещины) происходит деградация прочности и разрушающее напряжение снижается до $\bar{\sigma}_f = 300MPa$, а уровень нагруженности возрастет до $\bar{\sigma}_{\max} = 100MPa$ при вариации 20%, то результаты прогноза существенно изменятся. СКО становятся близки друг другу- $S_y=20MPa$, $S_Y=30MPa$. Поэтому есть основание принять во внимание поправку $\alpha=0.75$, получаемую по (5). Тогда для определения величины u_Q используется формула (100,) в виде: $u_Q=(300-100 \cdot 0.5 \cdot 20)/[(20+30) \cdot 0.75]=5.07$. В результате имеем: $Q=3.1 \cdot 10^{-7}$, $T_{QS}=400$ часов и $\beta_{R0}=2.95$.

Таким образом, оценка долговечности по появлению перегрузок актуальна при продлении срока службы оборудования длительного ресурса. Узлы ограниченного ресурса регулярно восстанавливаются, а базовые элементы механических систем, зачастую остаются без внимания, что нежелательно.

Литература

1. Cornell C. A. A Probability Based Structural Code // ACI-Journal.- № 12, Vol. 66.- 1969. – pp. 974-985.
2. Freudenthal A. M. Safety and the Probability of Structural Failure// Transactions, ASCE.- 1956.- Vol. 121.- pp. 1337-1397.
3. Freudenthal A. M. The Safety of Structures// Transactions, ASCE.-1947.- Vol. 112.- pp. 125-180.
4. Shinozuka M. Basic analysis of structural safety// Journal of Structural Engineering.-1983.- Vol. 109, No, 3.-pp.721-740.
5. Huther M. Probabilistic and semi- probabilistic format in fatigue ship classification rules/ M. Huther, S.Maherault, G.Parmentier, G.Cesarine // Fatigue testing and analysis under variable amplitude loading.-Mayfield, PA: ASTM, 2005.-P.535-543.
6. Ravindra M.K., Heaney A.C., Lind N.C. Probabilistic evaluation of safety factors.-1969.- 13P.- http://www.e-periodica.ch/bse-re-001_1969_4_63/.
7. Болотин В.В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций. – М.: Машиностроение, 1984. - 312с.
8. Белодеденко С.В. Оценка безопасной долговечности элементов конструкций при проектировании и эксплуатации технологического оборудования / Заводская лаборатория. Диагностика материалов.-2005.-№6.-с.40-46.
9. Надежность и эффективность в технике: Справочник. В 10 т. - М.: Машиностроение, 1989. - Т. 7. Качество и надежность в производстве / Под ред. И.В. Аполлонова. - 280 с.

ОЦІНКА ВТОМНОЇ ДОВГОВІЧНОСТІ З УРАХУВАННЯМ МІКРОСТРУКТУРИ, КОНЦЕНТРАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ ТА АСИМЕТРІЇ ЦИКЛУ НАВАНТАЖЕННЯ

О. Герасимчук, О. Кононученко

Інститут проблем міцності імені Г.С.Писаренка НАН України, Київ, Україна

Summary. A model is proposed for the fatigue life estimation of the material taking into account microstructure, stress concentration and asymmetry of constant load cycle. The model is tested for the results of fatigue testing specimens of Ti-6Al-4V titanium alloy condensate prepared by electron-beam physical vapor deposition method (EB PVD-method). The specimens had manufacturing defects, such as column defects of different diameters reaching the specimen surface. The model is also tested for the experimental fatigue data of Ti-6Al-4V titanium alloy taken from the literature for various asymmetries of load cycling. Comparison between results of calculation and experiment showed a good agreement. In order to fill the model, it is sufficient to have the results from monotonic tensile testing and characteristics of microstructure of the starting material.

Вступ. Ще до недавнього часу серед наукової спільноти, яка займається проблемами втоми матеріалів існувало стійке переконання, що неможливо розрахувати втомну довговічність чи криву втоми матеріалу без проведення випробувань на втому або втомну тріщиностійкість. Натомість останніми роками, завдяки врахуванню у втомному процесі мікроструктурних чинників, ця думка поступово змінюється. Процес втомного руйнування матеріалів та елементів конструкцій на сьогодні загально прийнято розділяти на дві стадії: стадію зародження тріщини і стадію її росту до руйнування. У роботі [1] було запропоновано оцінювати довговічність (тобто кількість циклів навантаження) до руйнування N_{total} як суму довговічностей до ініціювання тріщини N_i і під час її росту N_{FCG} :

$$N_{total} = N_i + N_{FCG} . \quad (1)$$

Для оцінки втомної довговічності до ініціювання тріщини глибиною в один розмір зерна d за регулярного циклічного симетричного одновісного навантаження гладких зразків з титанових сплавів у [1] було отримано наступне рівняння:

$$N_i = \beta^2 / (\sigma_a - \sigma_{-1})^2, \quad (2)$$

де

$$\beta = \frac{EM}{(1+\nu)^3 \sqrt{\pi(1-\nu)}}, \quad (3)$$

де M – середнє значення фактору Тейлора відносно напрямку дії σ_a , яке визначається з аналізу кристалографічної текстури вихідного матеріалу, E – модуль пружності і ν – коефіцієнт Пуассона, що визначаються з випробувань на короточасний розтяг, σ_{-1} – границя витривалості за симетричного циклу (параметр, що розраховується), σ_a – амплітуда прикладеного напруження, N_i – кількість циклів навантаження.

Границю витривалості можна визначити за отриманою в [2] феноменологічною залежністю σ_{-1} від розміру зерна d :

$$\sigma_{-1} = (E\sqrt{b}) / \sqrt{l_c}, \quad (4)$$

$$l_c = E^2 b \left(A + B \cdot \arctg \left(\left(E \sqrt{\frac{b}{4d}} - A \right) / B \right) \right)^{-2}, \quad (5)$$

де $A = (\sigma_f + \sigma_p) / 2$; $B = (\sigma_p - \sigma_f) / \pi$; $\sigma_f \cong ME[2(1 + \mu)]^{-1} \cdot 10^{-3}$ – напруження внутрішнього тертя в кристалічній ґратці; σ_p – границя пропорційності; b – модуль вектора Бюргерса.

Довговічність на другій стадії втомного руйнування N_{FCG} , тобто під час росту втомної тріщини від початкової глибини $l = d$ до кінцевої глибини $l = l_t$, розраховується наступним чином [1]:

$$N_{FCG} = \frac{1}{b} \left[\int_d^{l_i} \left(\frac{2K_{th,l}}{\sigma_a(Y_1 + Y_2)\sqrt{\pi l}} \right)^{m_l} dl + \left(\frac{K_{th}}{K_T} \right)^m \int_{l_i}^{l_t} \left(\frac{K_T}{\sigma_a Y_2 \sqrt{\pi l}} \right)^{m_1} dl \right] + \frac{1}{b} \int_{l_i}^{l_t} \left(\frac{K_{th}}{\sigma_a Y_2 \sqrt{\pi l}} \right)^m dl, \quad (6)$$

де

$$l_i = l_s (\sigma_{-1} / \sigma_a)^2, \quad (7)$$

$$l_s = \frac{8^2 \cdot \pi (1 + \nu)^2 h}{12 \cdot M^2 b} \cdot d, \quad (8)$$

$$K_{th,l} = K_{th,d} \frac{Y_2}{Y_1} \left(\frac{l}{d} \right)^{m'}, \quad (9)$$

$$m' = \frac{1}{2} \cdot \log \left(\frac{l_s}{d} \right) / \log \left(\frac{l_s \cdot \sigma_{-1}^2}{d \cdot \sigma_a^2} \right), \quad (10)$$

$$K_{th,d} = \sigma_{-1} Y_1 \sqrt{\pi d}, \quad (11)$$

$$m_l = 3 \frac{\log(E\sqrt{b}) - \log K_f}{\log K_{th,l} - \log K_f}, \quad (12)$$

$$\log K_f = \frac{1}{3} (3 \log E + \log \sqrt{b} - 5), \quad (13)$$

$$K_{th} = \sigma_{-1} Y_2 \sqrt{\pi l_s}, \quad (14)$$

$$K_T = \sigma_p \sqrt{12 \cdot \pi d}, \quad (15)$$

$$m_1 = \left(m'_d \cdot \log \frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}} - m \cdot \log \frac{K_T}{K_{th}} \right) / \log \sqrt{\frac{d}{l_i}}, \quad (16)$$

$$l_i' = 12 \cdot d (\sigma_p / (Y_2 \sigma_a))^2, \quad (17)$$

m розраховується за формулою (12), підставляючи K_{th} (пороговий КІН для довгої тріщини (ДТ)) замість $K_{th,l}$ (пороговий КІН для фізично малої тріщини (ФМТ)); m'_d розраховується за (12), підставляючи $K'_{th,d}$ (пороговий КІН для мікроструктурно короткої тріщини (МКТ)) замість $K_{th,l}$, а $K'_{th,d}$ – за формулою (11), підставляючи Y_2 замість Y_1 ; l_t – кінцева глибина тріщини, що приймається за критерій руйнування від втоми; h – відстань між сусідніми паралельними площинами ковзання у кристалічній ґратці залежно від того, яка система ковзання активується відповідно до визначеного фактора Тейлора; Y_1 та Y_2 – це геометричні фактори для найглибшої точки фронту плоскої напівкруглої поверхневої тріщини: $Y_2 = 0,73$ (для ДТ і ФМТ), Y_1 (для МКТ) залежно від M розраховується за формулою [3]:

$$Y_1 = Y_2 \left(2\sqrt{1/(d/l_s + 1)} - 1 \right) \quad (18)$$

Рівняння (6) являє собою суму довговічностей під час росту тріщини на трьох етапах її росту і отримано в результаті інтегрування відповідних рівнянь швидкості росту на кожному етапі. Перший етап – це ріст ФМТ уздовж площин ковзання окремих зерен від глибини d (кінцевий розмір МКТ) до глибини l_i , яка визначається за рівнянням (7). На цій глибині відбувається зміна механізму подальшого росту тріщини, і починається другий етап – ріст ФМТ у площині, перпендикулярній напрямку дії прикладеного напруження розтягу σ_a , до глибини l_i' , яка визначається за формулою (17). Тріщину такого розміру l_i' вже можна вважати довгою, виходячи з умови, що розмір циклічної пластичної зони попереду її вістря досягне розміру зерна d , при цьому прикладений КІН у її вістрі досягне значення K_T (формула (15)), і починається третій етап – ріст ДТ до кінцевої глибини l_t . Детальне описання рівнянь швидкості росту на цих етапах росту представлено у [3].

Наведена вище модель для оцінки довговічності була перевірена на експериментальних втомних даних для восьми різних двофазних титанових сплавів з трьома різними типами структури і отримано задовільний збіг розрахованих кривих втоми до руйнування з експериментальними даними. Результати такого порівняння представлено у [1].

Метою даної роботи є застосування запропонованого вище підходу для випадку, коли втомна тріщина ініціюється і росте від вершини концентратора напружень, а також за наявності асиметрії циклу навантаження, що, як правило, відбувається в елементах конструкцій, які працюють в умовах змінних навантажень.

Концентрація напружень. З рівнянь (2) і (3) видно, що довговічність до ініціювання втомної тріщини N_i визначається через характеристики пружності: E та ν та характеристику кристалографічної текстури M , а σ_a являє собою амплітуду прикладених напружень, що у випадку наявності концентратора прикладена на відстані від концентратора, тобто являє собою амплітуду номінальних напружень, прикладених у небезпечному перерізі. Звідси впливає важливий висновок, що такі чинники, як розмір зерна і концентрація напружень, повинні враховуватися під час розрахунку N_i параметром, що являє собою границю витривалості. Таким чином, для оцінки довговічності (або кривих втоми) за наявності вище перелічених чинників необхідно вміти оцінювати границю витривалості з їхнім урахуванням.

Вплив концентрації напружень на границю витривалості зазвичай представляється ефективним коефіцієнтом концентрації K_f , що визначається відношенням границі витривалості гладких зразків $\sigma_{-1,e}$ до границі витривалості зразків з концентратором $\sigma_{-1,K}$. Лукаш і Клесніл у [4] запропонували емпіричну формулу для визначення K_f в наступному вигляді:

$$K_f = K_t / \sqrt{1 + 4,5 \cdot l_c^* / \rho}, \quad (19)$$

де K_t – теоретичний коефіцієнт концентрації напружень для концентратора радіусом ρ , l_c^* – критична відстань. Ця формула добре працює для так званих «тупих і мілких» концентраторів ($K_t \leq 4$), зокрема для круглих або еліптичних отворів, що найчастіше зустрічаються на практиці. Критична відстань l_c^* у формулі (19) – це відстань від вершини концентратора (в напрямку перпендикулярному σ_a), на якій локальне напруження досягає рівня $\sigma_{-1,e}$ під час дії номінального нетто-напруження σ_a , що дорівнює $\sigma_{-1,K}$. Різними авторами давалися різні визначення l_c^* під час виведення аналогічної (19) формули,

підганяючи таким чином формулу (19) до кращого збігу з експериментальними результатами. Загалом, вони пов'язували l_c^* з введеним свого часу Ель Хаддадом [5] додатковим розміром l_s до розміру короткої тріщини для того, щоб застосовувати апарат лінійно-пружної механіки руйнування під час аналізу коротких тріщин, і який визначався з формули (14), підставляючи експериментально встановлені K_{th} та σ_{-1} . Однак ці параметри, l_c^* та l_s , мають різний фізичний зміст. Так l_c^* , окрім зазначеного вище визначення, відображає відстань від вершини концентратора, на якій крива пружно-пластичного розподілу локальних напружень в околі концентратора досягає максимуму [6]. Натомість параметр l_s , як було показано у [3], визначає глибину ФМТ від поверхні гладкого зразка, на якій досягається максимальний рівень ефекту закриття тріщини і відбувається зміна механізму її подальшого росту, при цьому КІН у її вістрі досягає порогового значення для ДТ, K_{th} , під час дії номінального бруто-напруження σ_a , максимально наближеного до $\sigma_{-1,e}$. Як показують розрахунки, для деяких матеріалів l_s може дорівнювати l_c , але цей збіг є випадковим і залежить від розміру зерна, d . Так для сплавів з ГЦУ кристалічною ґраткою $l_s \approx (12...13)d$, а для сплавів з ОЦК і ГЦК кристалічними ґратками $l_s \approx (6...8)d$. Натомість l_c для дрібнозернистих матеріалів (отже, високоміцних) може дорівнювати l_s або перевищувати його, а для матеріалів з великим зерном (отже, більш пластичних) l_c може навіть не перевищувати розмір одного зерна. При цьому за абсолютною величиною розмір l_c для дрібнозернистих матеріалів значно менший ніж для крупнозернистих.

Аналізуючи класичну залежність границі витривалості від K_t [7], яка показує, що за $K_t > 4$ границя витривалості не залежить від K_t , можна зробити висновок, що зразки з концентратором за низьких K_t ($K_t < 4$) поведуться подібно гладким зразкам. Іншими словами, якщо в гладких зразках на рівні їхньої границі витривалості можуть виникати тріщини, що не перевищують за розміром розмір зерна, тобто МКТ, як це стверджується у [8], то у зразках з тупими і мілкими концентраторами на рівні їхньої границі витривалості можуть утворюватись тріщини такого самого розміру. А у зразках з глибшими і гострішими концентраторами, тобто за $K_t > 4$, на рівні їхньої границі витривалості будуть виникати тріщини, що не розповсюджуються, вже більших розмірів, тобто ФМТ, що зумовлені ефектом закриття тріщини та градієнтом локальних напружень, і втомна міцність стає незалежною від K_t та визначається, залежно від глибини концентратора, пороговим напруженням σ_{th} для ФМТ та ДТ. Виходячи з указанного вище, було зроблено припущення, що параметри l_c^* з рівняння (19) і l_c з рівняння (4) є однаковими за таких малих K_t . Таким чином, враховуючи (4) і (19), формула для розрахунку границі витривалості зразків з тупими і мілкими ($K_t < 4$) концентраторами матиме наступний вигляд:

$$\sigma_{-1} = \frac{E\sqrt{b}}{K_t} \sqrt{1/l_c + 4,5/\rho}, \quad (20)$$

де l_c розраховується за формулою (5).

Після того, як тріщина ініціювалась у вершині концентратора, вона спочатку росте в так званій «зоні піка» локальних напружень, обмеженій критичною відстанню l_c , на якій прикладене напруження можна вважати постійним, що дорівнює

$$\sigma_a(l_c) = \sigma_a K_t / \sqrt{1 + 4,5 \cdot l_c / \rho}, \quad (21)$$

а потім – у зоні градієнту локальних напружень допоки не вийде з цієї зони. Прикладене локальне напруження $\sigma_a(l)$ на цій ділянці зменшується до рівня номінального σ_a за рівнянням

$$\sigma_a(l) = \sigma_a K_t / \sqrt{1 + 4,5 \cdot l / \rho}. \quad (22)$$

Отже, довговічність під час росту втомної тріщини від вершини концентратора буде розраховуватись за таким же рівнянням (6), що і для гладких зразків, тільки на три характерні ділянки росту накладатиметься ще одна ділянка залежно від її розміру l_c відносно межі характерної ділянки l_i , де замість номінального напруження σ_a потрібно підставляти $\sigma_a(l_c)$, визначене за рівнянням (21), а для решти ділянок підставляти $\sigma_a(l)$, визначене за рівнянням (22).

Для підтвердження достовірності запропонованої вище моделі для оцінки довговічності з урахуванням концентрації напружень було використано результати випробувань на втому в умовах симетричного згину зразків «конденсат/підкладка» з титанового сплаву Ti-6Al-4V [9], які містили концентратори напружень у вигляді дефектів від технології виготовлення конденсату. У результаті дослідження втомних зламів зразків було виявлено, що в усіх зразках (окрім трьох) ініціювання тріщини відбувалося на межі концентратор/матриця, на поверхні конденсату. У трьох зразках втомна тріщина ініціювалася на поверхні підкладки. Тому останні вважали такими, що являють собою «умовно бездефектний» конденсат, або іншими словами, гладкими зразками. Найтиповіші втомні злами представлено на рис. 1.

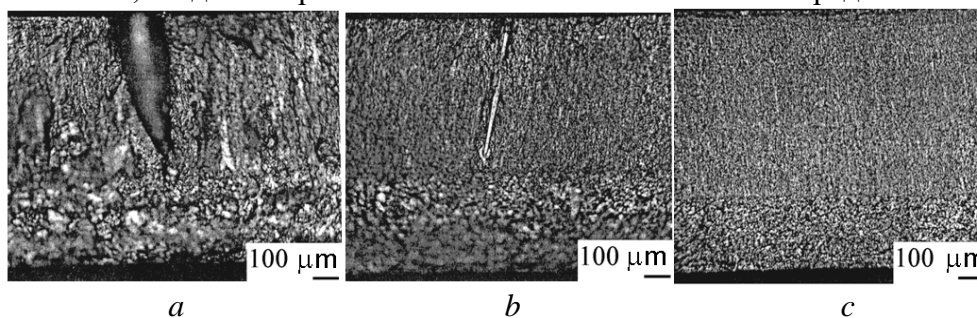


Рисунок 1. Типові втомні злами зразків «конденсат/підкладка» зі сплаву Ti-6Al-4V: *a* – руйнування від концентратора ($2\rho \cong 200$ мкм); *b* – руйнування від концентратора ($2\rho \cong 20$ мкм); *c* – руйнування ініціювалося на поверхні підкладки.

Для розрахунку довговічності зразків із конденсату сплаву Ti-6Al-4V за розробленою моделлю було використано наступні вихідні дані: $E = 1,25 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0,3$, $\sigma_p = 820$ МПа, $d = 3,5$ мкм [9]. За результатами текстурного аналізу конденсату було зроблено висновок, що ковзання і відповідно ініціювання втомної тріщини відбувалося в призматичних площинах кристалів ГЦУ α -фази. Тому було прийнято, що параметр b буде дорівнювати $2,5 \cdot 10^{-10}$ м, а $h = b\sqrt{3} = 4,33 \cdot 10^{-10}$ м [3]. На підставі встановленого кристалографічного орієнтування α -зерен, а також враховуючи, що в кожному α -кристалі є по три напрямки в призматичних площинах, можна припустити, що на поверхні зразка уздовж периметра досліджуваних концентраторів ($2\rho = 20 \dots 300$ мкм) завжди знайдеться хоча б одне зерно ($d = 3,5$ мкм) з найсприятливішим для ковзання орієнтуванням. Таким чином, було прийнято $M = 2$, тобто найменше можливе значення цього параметру. Теоретичні коефіцієнти концентрації K_t для кожного випробуваного зразка з відповідним діаметром концентратора 2ρ були розраховані за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ). При цьому концентратор імітувався наскрізним отвором.

На рис. 2 наведено розраховані за допомогою МСЕ пружні розподіли локальних напружень від вершини концентратора уздовж напрямку, перпендикулярному $\sigma_a = \sigma_{-1}$, для

довільних діаметрів концентратора. При цьому σ_{-1} для кожного діаметра 2ρ розраховано за формулою (20). Горизонталь відповідає границі витривалості гладких зразків $\sigma_{-1,e}$, розрахованій за формулою (20) за умов $K_t=1$ і $\rho=\infty$. Середнє арифметичне абсцис перетину $(l_c^*)_m$ відповідних кривих локальних розподілів з горизонталлю, що дорівнює 13,72 мкм, добре збігається з $l_c=13,8$ мкм, визначеним за формулою (5), що підтверджує правильність зробленого припущення про ідентичність цих параметрів критичної відстані. В ідеалі, криві розподілу локальних напружень для різних ρ і горизонталь $\sigma_a = \sigma_{-1,e}$ (тобто для $\rho = \infty$) повинні перетинатися в одній точці. Проте насправді, як видно з рис. 2, цього не відбувається, оскільки криві розподілу отримано чисто теоретично, а границі витривалості розраховано за рівнянням (20), яке має емпіричний характер.

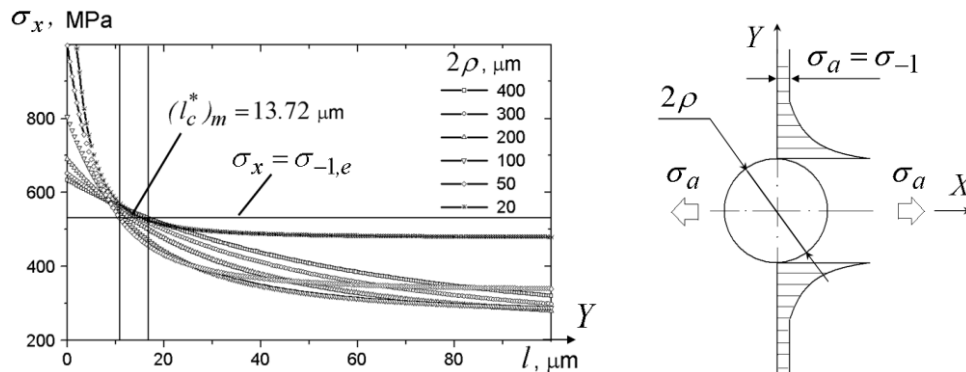


Рисунок 2. Пружні розподіли локальних напружень від вершини концентратора.

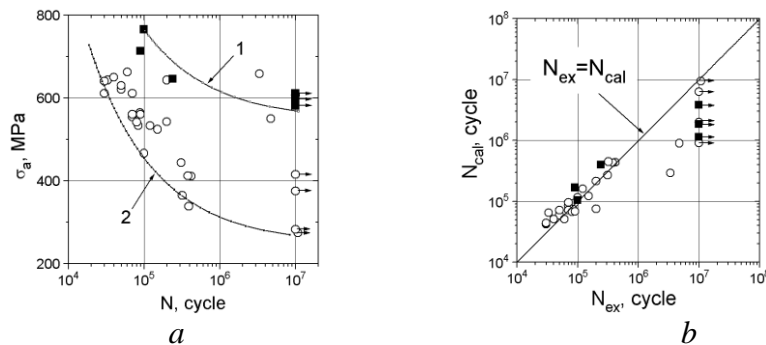


Рисунок 3. Порівняння результатів розрахунку і експерименту: *a* – розраховані криві втоми: крива 1 для умовно бездефектного конденсату ($\rho = \infty$, $K_t = 1$), крива 2 для конденсату з концентратором у вигляді наскрізного отвору діаметром $2\rho = 300$ мкм ($K_t = 2.913$); *б* – порівняння розрахованих N_{cal} довговічностей з експериментальними N_{ex} . \circ , \blacksquare – експериментальні дані; \circ – руйнування ініціювалося від дефекту в конденсаті, \blacksquare – руйнування ініціювалося від поверхні підкладки.

На рис. 3,*a* наведено результати випробувань на втому до руйнування за встановленим критерієм $l_t = 0,1$ мм зразків (конденсат / підкладка) зі сплаву Ti-6Al-4V в координатах: амплітуда номінальних напружень σ_a проти числа циклів навантаження N . Там же нанесено розраховані за запропонованою моделлю криві втоми до руйнування для умовно бездефектного конденсату і для конденсату з найбільшим виявленим концентратором. Як видно з рис. 3,*a*, практично всі експериментальні точки (не зафарбовані символи), що представляють зразки з дефектами різного діаметру, лежать в області, обмеженій цими кривими. Зафарбовані символи представляють зразки, руйнування в яких починалося з боку підкладки, що свідчить про вищу втомну міцність бездефектного

конденсату порівняно з матеріалом підкладки. Тому той факт, що ці точки лежать трохи нижче розрахованої кривої, є цілком виправданим. На рис. 3,б представлено порівняння розрахованих та експериментально встановлених довговічностей до руйнування для кожного випробуваного зразка, з якого видно задовільний збіг розрахунку з експериментальними даними.

Асиметрія циклу. Для оцінки втомної довговічності за асиметричного циклу навантаження пропонується такий самий підхід, як і для випадку наявності концентратора напружень. Тобто вплив асиметрії циклу напружень враховується у рівнянні довговічності до ініціювання тріщини через вплив середнього напруження циклу на границю витривалості. На сьогодні втомна міцність за асиметричного циклу навантаження визначається розмахом напружень $\Delta\sigma_R$ або максимальним напруженням циклу $\sigma_{\max,R}$, як степеневою емпіричною функцією границі витривалості за симетричного циклу і середнього напруження циклу [10]:

$$\Delta\sigma_R = \Delta\sigma_{-1} \left(1 - (\sigma_m / \sigma_L)^n \right), \quad (23)$$

де σ_m – середнє напруження циклу, σ_L – гранична умова, якою може бути або границя міцності σ_B , або напруження текучості $\sigma_{0,2}$. Для титанових сплавів припускається, що $n=1$ і $\sigma_L = \sigma_{0,2}$. Тоді, враховуючи, що $\Delta\sigma_{-1} = 2\sigma_{-1}$, $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ і $\sigma_m = (\sigma_{\min} + \sigma_{\max}) / 2$, з (23) отримаємо вираз для оцінки границі витривалості за різних асиметрій R :

$$\Delta\sigma_R = \frac{2\sigma_{-1}}{1 + (\sigma_{-1}(1+R)) / (\sigma_{0,2}(1-R))} \quad (24)$$

та

$$\sigma_{\max,R} = \Delta\sigma_R / (1 - R). \quad (25)$$

Тоді рівняння довговічності до ініціювання тріщини з урахуванням асиметрії циклу для титанових сплавів матиме наступний вигляд:

$$N_i = \beta^2 / (\sigma_{\max} - \sigma_{\max,R})^2 \quad (26)$$

або

$$N_i = (1 - R)^2 \beta^2 / (\Delta\sigma - \Delta\sigma_R)^2, \quad (27)$$

де β визначається за формулою (3).

На стадії росту тріщини використовується рівняння (6) без змін, оскільки ключовий параметр l_s (див. рівняння (8)), що визначається відношенням порогового КІН до границі витривалості, є постійною величиною для окремого матеріалу і не залежить від асиметрії (див. рівняння (14)). Тільки в формулах (7) – (16) замість σ_{-1} потрібно підставляти $\sigma_{\max,R}$, а замість σ_a підставляти σ_{\max} .

Для підтвердження достовірності запропонованого підходу було використано експериментальні дані втомних випробувань за різних асиметрій зразків із титанового сплаву Ti-6Al-4V з бімодальною мікроструктурою, взяті з літературних джерел [11]. У розрахунках використано наступні вихідні дані: $E = 1,1 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0,3$, $\sigma_{0,2} = 915$ МПа, $\sigma_p \cong 0,75 \cdot \sigma_{0,2} = 686$ МПа, $d = 20 \cdot 10^{-6}$ м і $M = 2,174$ (взято з [11]), $b = 2,5 \cdot 10^{-10}$ м, $h = 4,5 \cdot 10^{-10}$ м (взято з [3]). Оскільки у [11] вказано, що випробування на втому проводились за одновісного навантаження (розтяг-стик) зразків діаметром 3 мм до повного руйнування, за критерій руйнування у розрахунках кривих втоми до руйнування було прийнято кінцеву глибину напівкруглої тріщини 2 мм, припускаючи при цьому, що 1 мм прийшлося на остаточний (миттєвий) долом зразка.

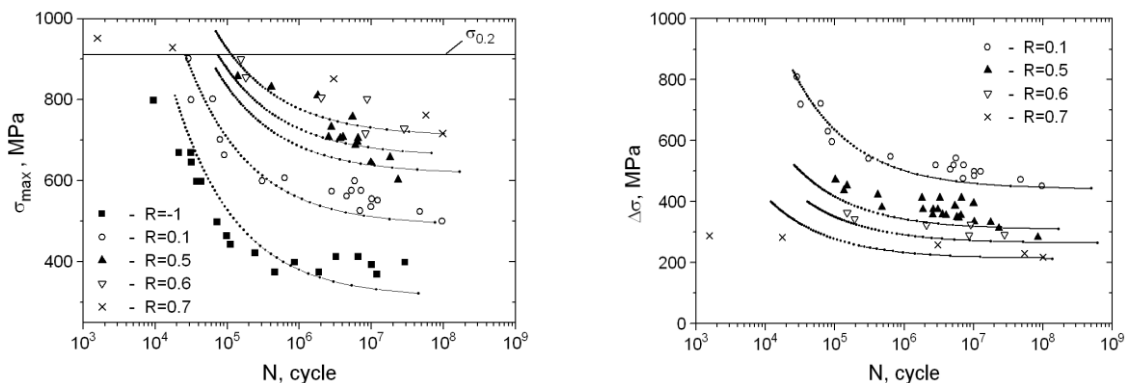


Рисунок 4. Порівняння розрахованих кривих втоми до руйнування з експериментальними даними за різних R для титанового сплаву Ti-6Al-4V. Експериментальні дані взято з [11].

На рис. 4 наведено розраховані криві втоми до руйнування за критерієм $l_t = 2$ мм у порівнянні з експериментальними даними, які показують загалом задовільний збіг розрахунку і експерименту, що таким чином підтверджує достовірність запропонованого підходу. Натомість окремі експериментальні дані, що представляють результати втомного руйнування за доволі високих значень прикладеного напруження, $\sigma_{\max} > \sigma_{0,2}$, показують на порядок менші довговічності ніж розраховані. Це свідчить про те, що запропонована модель для оцінки довговічності до ініціювання тріщини (рівняння (2) та (26) з урахуванням (3)) може використовуватись тільки для умов багатоциклової втоми, тобто, коли прикладене напруження циклу σ_{\max} знаходиться у межах пружної області статичної діаграми деформування.

Висновки.

1. Запропонований підхід може бути використаний для експрес-оцінки характеристик опору втомному руйнуванню на етапі розробки нових матеріалів, а також для оцінки залишкового ресурсу елементів конструкцій, без застосування коштовних і довготривалих випробувань на втому та втомну тріщиностійкість.

2. Для наповнення розробленої моделі довговічності з урахуванням мікроструктури, концентрації напружень і асиметрії циклу навантаження необхідно проведення:

- випробувань на короткочасний розтяг з метою визначення характеристик статичної міцності: модуля пружності E , коефіцієнта Пуассона ν , границі пропорційності σ_p , напруження текучості $\sigma_{0,2}$;

- аналізу мікроструктури і текстури вихідного матеріалу з метою визначення: розміру елемента мікроструктури, відповідального за втомну міцність даного матеріалу (розміру зерна) d , фактору Тейлора M , вектора Бюргерса b і відстані h між сусідніми паралельними площинами ковзання у кристалічній ґратці залежно від того, яка система ковзання активується відповідно до визначеного фактору Тейлора. Теоретичний коефіцієнт концентрації напружень K_t для відповідного радіуса ρ вершини концентратора необхідно розрахувати, використовуючи МСЕ або спрощені відповідні формули з довідників.

3. Запропонована модель для розрахунку втомної довговічності до ініціювання тріщини може бути застосовна: – в області багатоциклової втоми; – за регулярного одновісного циклічного навантаження; – для металів і сплавів з плоским ковзанням; – за наявності мілких і тупих поверхневих концентраторів напружень ($K_t < 4$); – для випадку транскристалітного зародження тріщини на поверхні матеріалу.

4. Такі фактори, як розмір зерна, концентрація напружень і асиметрія циклу навантаження під час розрахунку втомної довговічності до ініціювання тріщини враховуються в параметрі, що представляє границю витривалості.

Conclusions.

1. The approach proposed can be applied for the express-evaluation of fatigue resistance characteristics in the new materials development, and also for the remaining life evaluation of the structures without using of cost and long-term fatigue and fatigue crack growth tests.

2. To fill the model, it is necessary to determine the elasticity characteristics, such as elastic modulus, E , Poisson's ratio, ν , the proportional limit, σ_p , and the yield stress, $\sigma_{0.2}$, from monotonic tensile tests of standard specimens of this alloy, and the mean grain size, d , mean value of the Taylor factor, M , the magnitude of the Burgers vector, b , the distance between neighboring parallel slip planes in the lattice, depending on which slip system is activated relative to the tension direction, h , from the analysis of microstructure and texture of the starting material. The theoretical stress concentration factor, K_t , for the corresponding radius ρ at the notch tip needs to be calculated using FEM or simplified proper formulas taken from handbooks.

3. The model proposed for calculating the fatigue life to crack initiation is applicable: to the field of high-cycle fatigue at a regular cyclic uniaxial loading; to planar slip metals and alloys; in the presence of shallow and blunt notches ($K_t < 4$); for the case of transgranular crack nucleation on the surface of material.

4. In the calculation of the fatigue life to crack initiation, the factors, such as grain size, stress concentration and asymmetry of load cycle, are taken into account in the parameter representing the fatigue limit.

Список використаних джерел

1. Herasymchuk O. M. Calculating the fatigue life of smooth specimens of two-phase titanium alloys subject to symmetric uniaxial cyclic load of constant amplitude / O. M. Herasymchuk, O. V. Kononuchenko, P. E. Markovsky, V. I. Bondarchuk. // Int. J. Fatigue. – 2016. – №83. – С. 313–322.
2. Herasymchuk O. M. Nonlinear relationship between the fatigue limit and quantitative parameters of material microstructure / O. M. Herasymchuk. // Int. J. Fatigue. – 2011. – №33. – С. 649–659.
3. Herasymchuk O. M. Microstructurally-dependent model for predicting the kinetics of physically small and long fatigue crack growth / O.M.Herasymchuk. // Int. J. Fatigue. – 2015. – №81. – С.148–161.
4. Lukas P. Fatigue limit of notched bodies / P. Lukas, M. Klesnil. // Mater. Sci. Eng. – 1978. – №34. – С. 61–66.
5. El Haddad M. H. Prediction of non propagating cracks / M. N. El Haddad, T. H. Topper, K. N. Smith. // Eng Fract Mech. – 1979. – №11(3). – С. 573–584.
6. Ostash O. P. Fatigue process zone at notches / O. P. Ostash, V. V. Panasyuk. // Int. J. Fatigue. – 2001. – №23. – С.627–636.
7. Frost N. E. Fatigue tests on notched mild steel plates with measurements of fatigue cracks / N. E. Frost, D. S. Dugdale. // J. Mechs Phys Solids. – 1957. – №5. – С. 182–190.
8. Chapetti M. D. Fatigue propagation threshold of short cracks under constant amplitude loading / M. D. Chapetti. // Int. J. Fatigue. – 2003. – №25. – С. 1319–1326.
9. Herasymchuk O. M. Fatigue strength of an ($\alpha + \beta$)-type titanium alloy Ti-6Al-4V produced by the electron-beam physical vapor deposition method / O. M. Herasymchuk, G. A. Sergienko, V. I. Bondarchuk, A.V. Terukov, Yu. S. Nalimov, B. A. Gryaznov. // Strength of Materials. – 2006. – №38(6). – С. 651–658.
10. Sadananda K. A two-parameter analysis of S-N fatigue life using $\Delta\sigma$ and σ_{\max} / K. Sadananda, S. Sarkar, D. Kujawski, A. K. Vasudevan. // Int. J. Fatigue. – 2009. – №31. – С. 1648–1659.
11. Peters J. O. On the application of the Kitagawa–Takahashi diagram to foreign-object damage and high-cycle fatigue / J. O. Peters, B. L. Boyce, X. Chen, J. M. McNaney, J. W. Hutchinson, R. O. Ritchie. // Engineering Fracture Mechanics. – 2002. – № 69. – С. 1425–1446.

Р.С. Грабовський, М.П. Мазур, В. Хабінський, А.В. Грицанчук

Івано-Франківський національний технічний університет нафти та газу

Abstract

For long-term operation of main oil and gas pipeline steels the technique of deterring the critical crack growth resistance of pipeline steels by investigation using experimentally obtained diagram of "force-deflection" samples destruction was suggested. The sizes of through critical cracks have been calculated and the initial sizes and the shape of crack-like defects for the investigated main gas and oil pipelines were evaluated. The obtained data can serve as a basis for the interpreting detected crack-like defects during technical diagnostics

Аналіз масштабних аварій, які виникали на магістральних газопроводах України у 2003–2007 роках, засвідчив, що характерною причиною таких руйнувань було утворення тріщиноподібних дефектів довжиною 0,45 – 0,65 м та глибиною 6 – 12 мм за механізмом корозійного розтріскування під напругою (стрес-корозії) внаслідок пошкодження захисного покриття труб, високої корозійної активності ґрунтів та порушення режимів електрохімічного захисту на аварійних ділянках траси [1].

Так, у квітні 2003 р. на магістральному газопроводі “Уренгой–Помари–Ужгород” (ділянка КС “Ставище”– КС “Іллінці”) діаметром 1420 мм стався розрив газопроводу. Згідно з висновком Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона руйнування магістрального газопроводу відбулося внаслідок корозійного розтріскування під напругою (стрес-корозії) металу труби, яке сталося вперше в практиці експлуатації газопроводів в Україні. Причиною руйнування була тріщина глибиною 8 мм та довжиною 650 мм. Для відновлення магістрального газопроводу було замінено понад 80 м труби.

Незважаючи на проведені значні комплексні обстеження, на магістральному газопроводі “Уренгой–Помари–Ужгород” у травні 2007 р. у районі КС “Ставище” внаслідок корозійного розтріскування під напругою (стрес-корозії) металу труби сталася аварія з розривом трубопроводу. У цьому випадку причиною руйнування була тріщина глибиною 6,8 мм та довжиною 470 мм. Причиною аналогічної аварії, що трапилася у грудні 2007 р. в районі КС “Іллінці” (рис. 1), була тріщина глибиною 11,8 мм та довжиною 600 мм [1].

Аналіз аварійних ситуацій, що виникають у процесі експлуатації газопроводів, засвідчує можливість реалізації двох сценаріїв . У першому випадку спостерігається розгерметизація труби, другий випадок характеризується катастрофічним (лавинним) руйнуванням трубопроводу, яке інколи сягає від кількох десятків метрів до декількох кілометрів [**Помилка! Джерело посилання не знайдено.**]. Визначальною умовою реалізації одного з двох сценаріїв є критичний розмір наскрізного тріщиноподібного дефекту, який залежить від багатьох факторів (робочого тиску, розмірів труби, низької температури транспортованого продукту, наявності залишкових напружень, термічного та деформаційного старіння, характеру зовнішнього середовища, тощо).

У зв’язку з цим, визначення критичних розмірів наскрізних тріщиноподібних дефектів та прогнозування умов неконтрольованого руйнування дефектних труб магістральних газопроводів є актуальною науково-технічною проблемою.

Метою даної роботи є оцінка умов руйнування магістрального газопроводу тривалої експлуатації, що ґрунтується на підходах механіки руйнування.

Методика передбачала реалізацію двох етапів дослідження. На першому етапі експериментально визначали критичну тріщиностійкість досліджуваної трубної сталі. Другий етап передбачав розрахункову оцінку можливої реалізації катастрофічного руйнування газопровідної труби з наявною наскрізною тріщиною.

Слід зауважити, що трубні сталі характеризуються високою пластичністю [2], тому для визначення їх опору поширення тріщини використовувати методи лінійної механіки руйнування не коректно.

Оцінюючи цілісність трубопроводу з наскрізною тріщиною, слід однак мати на увазі, що початок розповсюдження наскрізної тріщини у стінці труби необхідно оцінювати за енергетичним критерієм руйнування: тріщина починає рости, якщо інтенсивність енергії J , що звільнилася, досягає критичної величини J_c ,

$$J_* = J_c. \quad (1)$$

Критичну тріщиностійкість J_{lc} визначали дослідним шляхом згідно з методикою визначення характеристики тріщиностійкості матеріалів при згині зразків з прямокутним перерізом, використовуючи експериментально одержану діаграму руйнування зразків “зусилля-прогин”, за умови коли зусилля навантаження досягає максимальної величини і фіксується підростання тріщини.

Для визначення критичної статичної тріщиностійкості металу трубної сталі використовували балкові зразки прямокутного перерізу товщиною $t = 10$ мм, висотою $b = 14$ мм та довжиною $l = 150$ мм. При цьому коректність застосування J -інтегралу визначалась умовою

$$b > \frac{25 \cdot J_{lc}}{0,5 \cdot (\sigma_{0,2} + \sigma_B)}. \quad (2)$$

Випробування проводили на універсальній розривній машині FP-100/1. Швидкість навантаження зразка становила 1 мм/хв і залишалася постійною протягом усіх випробувань.

Експериментальну процедуру починали із заміру вихідних розмірів робочого перерізу зразка і відстаней між опорами ($L = 4,5 \cdot h$). Зразок встановлювали на навантажуючий пристрій і закріплювали давачі прогину. Здійснивши балансування вимірювальної апаратури, навантажували зразок до втрати ним несучих властивостей із одночасним записом діаграми руйнування (рис. 3). Після експерименту проводили заміри зламу поверхні деформування (руйнування) зразка та визначали її площу S (рис. 4) згідно з рівнянням

$$S = (h - l^*) \cdot b. \quad (3)$$

За даними експерименту визначали роботу руйнування (заштрихована область діаграми на рис. 2)

$$A = \int_0^{f_{max}} P(f) df. \quad (4)$$

Величину J_{lc} визначали як роботу A , витрачену на деформування зразка з наведеною тріщиною, як елемента конструкції, при якій він вичерпує свої несучі властивості, віднесені до нетто площі деформованої поверхні зразка S (рис. 5)

$$J_c = \frac{A}{S}.$$

Крім того, обчислюючи критичний коефіцієнт інтенсивності напружень K_{Jc} , враховували ту обставину, що він має розмірність МПа $\cdot\sqrt{м}$. Оскільки розміри конструктивних елементів подавали у міліметрах, то при розрахунку K_{Jc} одержаний результат множили на $\sqrt{10^{-3}}$.

Характеристики критичної тріщиностійкості представили критичним коефіцієнтом інтенсивності напружень K_{Jc} , що визначали за допомогою рівняння [2], в якому досягнута умова маломасштабної плинності в умовах плоскої деформації

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J_c \cdot E}{(1 - \mu^2)}}, \quad (5)$$

де J_{lc} – критична тріщиностійкість; E – модуль Юнга ($E = 10^{11}$ Па);

μ – коефіцієнт Пуассона (для низьколегованих сталей $\mu = 0,3$).

Розрахункову оцінку можливої реалізації катастрофічного руйнування газопровідної труби з наявною наскрізною тріщиною провели використовуючи запропонований критерій [3, 4], за яким можна визначити критичні розміри $2a_c$ поздовжньої наскрізної тріщини (рис. 5, а):

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{Jc}}{F_1 \cdot \sigma_p} \right)^2, \quad (6)$$

де σ_p – максимальні розтягувальні напруження, $\sigma_p = \frac{P_{max} R}{t}$, $\lambda = \frac{a_{K_I}}{\sqrt{R \cdot t}}$; a_{K_I} –

півдовжина наскрізної тріщини;

$$F_1 = 1 + 0,072449 \cdot \lambda + 0,64856 \cdot \lambda^2 - 0,2327 \cdot \lambda^3 + 0,038154 \cdot \lambda^4 - 0,0023478 \cdot \lambda^5.$$

За умови коли розмір наскрізної тріщини рівний або більший від критичного розміру $2a_c$ поздовжньої наскрізної тріщини, виникають випадки аварійних ситуацій [1], коли тріщина, виходячи на поверхню труби, поширюється вздовж її осі та призводить до її подальшого розриву (рис. 5, б).

Цілісність газопроводу з наскрізною тріщиною (рис. 5, а) буде забезпечена за умови, коли розмір наскрізного дефекту менший від критичного розміру $2a_c$ поздовжньої наскрізної тріщини. У цьому випадку [5] можливе утворення свища – наскрізного отвору при якому відсутні умови для катастрофічного руйнування газопровідної труби, а можливий лише витік газу.

Матеріалом дослідження є фрагмент труби магістрального газопроводу “Шебелинка-Полтава-Київ” (720×14), яка експлуатувалася 41 рік. Хімічний склад досліджуваної сталі наступний: (0,16–0,22 % С; 0,20–0,40 % Si; 0,7–1,00 % Mn; ≤ 0,30 % Cr; ≤ 0,30 % Cu и ≤ 0,30 % Ni

Механічні характеристики тривало експлуатованої трубної сталі (табл. 2) визначались за стандартною процедурою випробувань п’ятикратних циліндричних зразків на розтяг.

Таблиця 2 – Механічні характеристики сталі 19Г

$\sigma_B,$ МПа	$\sigma_{0,2},$ МПа	$\delta,$ %	$\psi,$ %
481,5	328,0	22,7	57,3

Оцінку умов, за яких відбувається руйнування металу газопровідної труби, здійснювали, експериментально визначаючи величину J_c . Для цього з котушки труби магістрального газопроводу вирізали п’ять зразків розміром 150,0×10,0×14,0 мм (рис. 2).

При цьому визначали роботу A (площа під діаграмою деформування, рис. 5), витрачену на деформування зразка з попередньо утвореною тріщиною $l_{сер} = 0,45 \cdot h$ як елемента конструкції, при якій він втрачає свої несучі властивості, віднесену до нетто площі деформованої поверхні зразка S_f (рис. 4).

Характеристики критичної тріщиностійкості (табл. 3) у роботі представлені критичним коефіцієнтом інтенсивності напружень K_{Jc} , який обчислювали за допомогою рівняння (5).

За допомогою рівняння (6) визначено величину критичних розмірів $2a_c$ поздовжньої наскрізної тріщини ($2a_c = 344$ мм) для труби магістрального газопроводу “Шебелинка–Полтава–Київ”, що знаходиться в повітряному середовищі.

Аналіз результатів дослідження трубної сталі 17Г1С, представлених у роботі [Помилка! Джерело посилання не знайдено.], дає підставу стверджувати, що вплив ґрунтової води призводить до зменшення критичних розмірів поздовжньої наскрізної тріщини на ~15%.

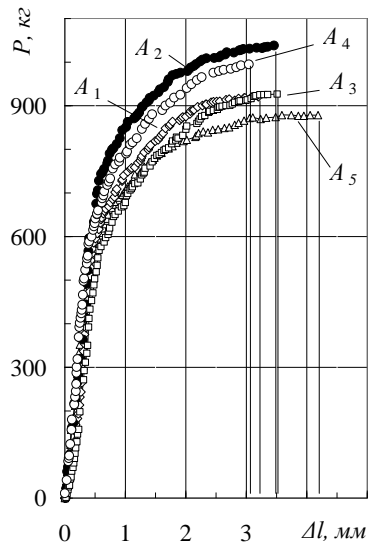


Рисунок 6 – Діаграма деформування $P-\Delta l$ зразків з фрагменту газопровідної труби

Таблиця 3 – Значення критичних коефіцієнтів інтенсивності напружень K_{Jc}

Зразок	$K_{Jc}, \text{МПа}\sqrt{\text{м}}$	$K_{Jc}^{сеп} \text{МПа}\sqrt{\text{м}}$
1	263,45	282,91
2	294,60	
3	279,37	
4	267,03	
5	310,09	

Таким чином, наскрізні дефекти довжиною понад 300 мм є потенційно небезпечні, оскільки можуть спричинити катастрофічне руйнування газопроводу в реальних експлуатаційних умовах.

Висновки: Запропоновано методику оцінювання умов катастрофічного руйнування тривало експлуатованого газопроводу, яка на базі експериментально одержаних діаграм руйнування зразків “зусилля-прогин” враховує процеси старіння та деградації в тривало експлуатованих трубопровідних сталях та за критерієм тріщиностійкості дозволяє розраховувати критичні розміри наскрізної тріщини ($2a_c$). Одержані числові дані можуть слугувати базою для інтерпретації тріщиноподібних дефектів, виявлених у процесі технічного діагностування тривало експлуатованих газопроводів.

1. Красовський А.Я. Оцінка залишкового ресурсу трубопроводу, ушкодженого стресс-корозією / А.Я. Красовський, І.В. Ориняк, І.В. Лохман // Трубопровідний транспорт. – 2011. – № 2 (68). – С. 18-21.
2. Крижанівський Є.І. Корозійно-воднева деградація нафтових і газових трубопроводів та її запобігання:: наук.-техн. посіб. у 3-х томах / Є.І. Крижанівський, Г.М. Никифорчин; під заг. ред. В. В. Панасюка. – Івано-Франківськ–Львів: Івано-Франківський націон. техн. ун-т нафти і газу, 2012. – Т. 3. – 434 с.
3. *Механіка руйнування і міцність матеріалів: довідн. посіб.* / За заг. ред. В.В. Панасюка. – Том 13: Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень / І.М. Дмитрах, Л. Тот, О.Л. Білий, А.М. Сиротюк. – Львів: СПОЛОМ, 2012. – 316 с.
4. Грабовський Р.С. До оцінки катастрофічного руйнування трубопроводу з тріщиноподібними дефектами / Р.С. Грабовський, В.С. Лужецький // Наукові нотатки: міжвуз. зб. – Луцьк: Луцьк. держ. техн. ун-т, 2006. – Вип. 19. – С. 56–63.
5. Смоляк Т. І. Розрахунок міцності газопроводів з корозійними дефектами / Т. І. Смоляк, І. І. Капцов, В. І. Холодов [та ін.] // Нафтова і газова промисловість. – 2005. – № 4. – С. 31-33.

СТОХАСТИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ МНОЖЕСТВЕННОГО РАЗРУШЕНИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

С.Р. Игнатович, В.С Краснопольский, А.Д. Кравченко

Национальный авиационный университет, Украина

Abstract. This paper proposes the model of crack length probability distribution, obtained on the basis of experimental data on the formation and growth of fatigue cracks. The density of this distribution corresponds to the Pareto's power law. It is shown that the Pareto distribution can be used to describe the accumulation of scattered defects in a wide range of cracking scale levels. Critical values of the Pareto's distribution exponent are validated. These values correspond to the limiting states of solids multiple destruction.

Введение. Соотношение между количеством и размерами дефектов сплошности является фундаментальной характеристикой поврежденности твердых тел при множественном разрушении. Данное соотношение в виде статистического распределения размера трещин широко используется для построения моделей разрушения и решения многих проблемных задач по прогнозированию несущей способности реальных конструкций.

В работах [1,2] установлено подобие эмпирических зависимостей количества дефектов n от их размера a в самом широком диапазоне масштабов повреждаемости – от микронного размерного уровня до масштабов разрушения земной коры. Например, стадийность поврежденности зоны пластической деформации перед вершиной растущей трещины характеризуется изменением распределения размеров рассеянных микродефектов от экспоненциального типа ($n \propto \exp(-a)$) к степенному $n \propto a^{-\gamma}$ [3]. На основании гипотезы о подобии множественного разрушения, показатель γ степенного (гиперболического) распределения микродефектов связывают с показателем b обобщенной функции Гуттенберга-Рихтера, описывающей зависимость числа сейсмических событий от их энергии [3,4]. Параметр b является диагностическим параметром тектонических событий – перед землетрясением его величина уменьшается. Такое же явление характерно разрушению металлических материалов с рассеянными трещинами [3].

С использованием статистического распределения размера дефектов решаются многие задачи, связанные с прогнозированием ресурса конструкций, вероятностной оценкой их прочности и надежности [5]. Информация о распределении размера дефектов позволяет решать задачи по оценке надежности их обнаружения при неразрушающем контроле конструкций [6], а также является базовой при прогнозировании объединения рассеянных на поверхности трещин в условиях множественного разрушения [7,8].

Экспериментальные данные. Воспользуемся данными экспериментального исследования усталостного разрушения плоских образцов с множественными концентраторами в виде отверстий [9]. Образцы нагружались циклическим растяжением ($R = 0$) с частотой 11 Гц при трех значениях максимального номинального напряжения цикла: 80 МПа; 100 МПа и 120 МПа.

Зависимости длины трещин a от числа циклов нагружения N в размерном диапазоне $1 \text{ мм} \leq a \leq 16 \text{ мм}$ описываются функцией вида

$$\ln a = p + hN, \quad (1)$$

где p и h – коэффициенты регрессии.

Для начальной трещины $a_0 = 1$ мм из (1) следует

$$p = -hN_0, \quad (2)$$

где N_0 – число циклов до образования начальной трещины.

Коэффициент h в (1) определяет скорость роста трещины ($da/dN = ha$) и является функцией действующего напряжения. Отметим, что экспоненциальный рост усталостных трещин на начальной стадии распространения характерен для авиационных конструкций из алюминиевых сплавов [10,11].

При фиксированном уровне действующего напряжения коэффициент h задает случайную траекторию роста трещины и, следовательно, является случайной величиной. Для статистических выборок исследуемых трещин на каждом уровне действующих напряжений распределение значений данного коэффициента удовлетворительно описывается равномерным законом с плотностью распределения

$$f(h) = \frac{1}{h_{\max} - h_{\min}}, \quad (3)$$

где h_{\min} и h_{\max} – границы интервала возможных значений коэффициента h .

Интенсивность образования трещин λ определяется по зависимостям количества накопленных трещин n от числа циклов нагружения. Для всех исследуемых режимов нагружения такие зависимости удовлетворительно описываются линейными функциями вида

$$n = \lambda N + c, \quad (4)$$

где c – коэффициент регрессии.

Модель размерной стохастичности длины трещин. Статистический разброс значений длины трещин при постоянном уровне циклического напряжения обусловлен двумя случайными факторами – образованием и ростом дефектов во времени.

Если предположить, что все трещины растут с одинаковой (детерминированной) скоростью, однако каждая трещина образуется в случайный момент наработки, то разброс значений их размеров будет обусловлен исключительно продолжительностью роста – ранее возникшие трещины будут иметь большую длину. С другой стороны, вполне очевидным фактом является наличие стохастичности траекторий роста трещин при постоянном режиме нагружения [11].

Введем параметр размера y , однозначно связанный с длиной трещины соотношением $y = \ln a$. Принимаем, что длина трещин a измеряется в миллиметрах, а их начальная длина $a_0 = 1$ мм. Согласно уравнению (1), запишем

$$y = p + hN, \quad (5)$$

Определим функцию распределения параметра y в фиксированный момент наработки $N' > N_{\min}$, где N_{\min} – пороговое значение числа циклов до образования трещин. Такая функция задает вероятность события $y < y'$, где y' – любое фиксированное значение параметра y при N' (рис.1).

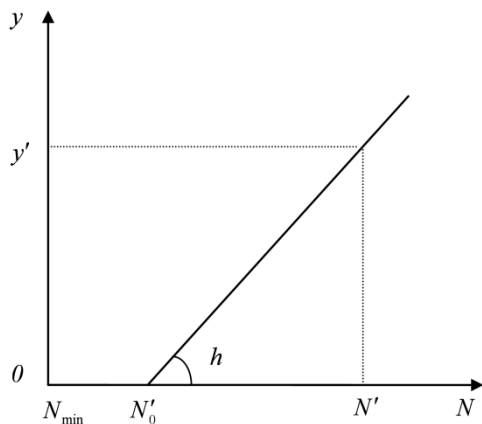


Рис. 1. Схема роста трещин.

Пусть все трещины растут с одинаковым значением параметра скорости h . Для некоторой трещины, скорость которой задается параметром h , а длина при наработке N' равна y' , число циклов до образования будет соответствовать значению N'_0 (рис.1). Вполне очевидно, что в данном случае событие $y < y'$ будет выполняться для всех трещин, которые образуются в интервале наработки $(N'_0, N']$. Условная функция распределения параметра y

определяется из соотношения

$$F(y; N|h) = P\{y < y'; N'|h\} = P\{N_0 \in (N'_0, N']|h\}, \quad (6)$$

где знак \wedge обозначает случайную величину; $P\{\cdot\}$ – вероятность события.

Полагаем, что образование трещин отвечает пуассоновскому потоку событий, обладающим свойствами ординарности и отсутствия последствий. Согласно экспериментально установленной зависимости (4), интенсивность образования трещин λ в соответствующих интервалах наработки является постоянной величиной. Тогда, вероятность образования трещины в интервале наработки $(N'_0, N']$ определится как

$$P\{N_0 \in (N'_0, N']|h\} = 1 - \exp[-\lambda(N' - N'_0)]. \quad (7)$$

С учетом того, что в (7) $N' - N'_0 = y'/h$ (рис.1), для любых значений N' и y' выражение (6) примет вид

$$F(y|h) = 1 - \exp(-\lambda y/h). \quad (8)$$

Формула (8) задает распределение параметра размера y с учетом только одного фактора – случайного образования дефектов. Влияние случайного роста трещин на распределение их длины можно описать случайной величиной параметра скорости h . Применяя формулу полной вероятности для условной функции распределения (8), получим безусловную функцию распределения параметра размеров дефектов y :

$$G(y) = \int_{H(h)} f(h)F(y|h)dh = 1 - \int_{H(h)} f(h)\exp(-\lambda y/h)dh \quad (9)$$

где $f(h)$ – плотность распределения параметра h ; $H(h)$ – область его определения.

С учетом полученного эмпирического распределения параметра скорости h (3), а также принимая во внимание соотношение $y = \ln a$ выражение (9) преобразуется к распределению длины трещины a в виде

$$f(a) = \frac{\lambda}{a(h_{\max} - h_{\min})} \left[E_1\left(\frac{\lambda \ln a}{h_{\max}}\right) - E_1\left(\frac{\lambda \ln a}{h_{\min}}\right) \right], \quad (10)$$

где $E_1(z) = \int_z^\infty u^{-1} \exp(-u)du$ – интегральная показательная функция.

Осуждение результатов. Расчеты, проведенные по формуле (10) с учетом экспериментальных значений параметров λ , h_{\min} и h_{\max} , указывают на гиперболический тип функции для плотности распределения длины трещин a :

$$f(a) \cong A/a^\gamma, \quad (11)$$

где A и γ – постоянные, экспериментальные значения которых для различных действующих напряжений в цикле связаны регрессионной зависимостью $A = 1,0036 \cdot \gamma - 1,0992$ (коэффициент корреляции 0,9937). С учетом естественных погрешностей аппроксимации можно принять $A = \gamma - 1$ и записать формулу (11) как

$$f(a) = (\gamma - 1)/a^\gamma. \quad (12)$$

Распределение (12) относится к типу степенных распределений, наиболее известными из которых являются распределение Парето (или Ципфа) для непрерывных величин и распределение Юла для дискретных [13]. Например, с использованием принятых обозначений, плотность распределения длины трещин по закону Парето имеет вид

$$f(a) = \frac{\gamma - 1}{a_{\min}} \left(\frac{a_{\min}}{a} \right)^\gamma. \quad (13)$$

где a_{\min} – минимальная длина трещин в выборке (в нашем случае $a_{\min} = 1$ мм).

Покажем, что формула (13), полученная для частного случая экспоненциального роста трещин, способна описывать общие закономерности множественного разрушения твердых тел. При этом показатель степени γ в (13) можно трактовать как диагностический параметр опасности множественного разрушения независимо от масштаба и ориентации трещин.

Обнаружено, что при развитии множественного разрушения металлических материалов показатель степени γ уменьшается до некоторого порогового значения. Например, при растяжении стали 20 окончательному разрушению соответствует значение $\gamma \approx 2$ для рассеянных микротрещин [3]. Аналогичная закономерность имеет место и при тектонических событиях, когда перед землетрясением показатель b обобщенной функции Гутенберга-Рихтера уменьшается до критического значения $b \approx 1$. Учитывая связь данного показателя с параметром γ : $\gamma = 2b + 1$ [4], получаем критическое значение $\gamma = 3$. Подобие этих проявлений множественного разрушения, которые отличающихся по масштабам на несколько порядков, объясняется особенностями (сингулярностью) для математического ожидания ($m[a]$) и дисперсии ($D[a]$) длины трещин по распределению Парето при $\gamma = 2$ и $\gamma = 3$. Так, из формулы для плотности распределения (12) следует

$$m[a] = \frac{\gamma - 1}{\gamma - 2}, \quad D[a] = \frac{\gamma - 1}{(\gamma - 2)^2 (\gamma - 3)}.$$

При $\gamma = 3$ разрушение реализуется за счет слияния части дефектов и формирования одной большой трещины, соизмеримой с характерным размером тела (критерий «хрупкого» множественного разрушения). При $\gamma \rightarrow 2$ реализуется массовое слияние рассеянных дефектов, их укрупнение и переход поврежденности на более высокий размерный уровень (критерий «вязкого» множественного разрушения).

Список литературы

1. Ботвина Л.Р., Баренблатт Г.И. Автомодельность накопления повреждаемости // Пробл. прочности. – 1985. – №12. – С. 17-24.
2. Ботвина Л.Р. Кинетика разрушения конструкционных материалов.–М.: Наука, 1989.– 232с.
3. Ботвина Л.Р. Разрушение: кинетика, механизмы, общие закономерности. – М.: Наука, 2008. – 334с.
4. Карпинтери А., Лачидонья Дж., Пуцци С. Прогноз развития трещин в полномасштабных конструкциях на основе анализа показателя b и статистики Юла // Физическая мезомеханика. – 2008. – 11.3. – С. 75 - 87.
5. Болотин В.В. Ресурс машин и конструкций. - М.: Машиностроение, 1990. - 448 с.
6. Ignatovich S.R., Bouraoui N.I. The reliability of detecting cracks during nondestructive testing of aircraft components // Russian journal of nondestructive testing. – 2013. Vol. 49, N.5. – P. 294–300.
7. Игнатович С.Р. Прогнозирование объединения рассеянных дефектов // Пробл. прочности. – 1992. – № 2. – С. 71-77.
8. Игнатович С.Р., Кучер А.Г., Якушенко А.С., Баишта А.В. Моделирование объединения рассеянных поверхностных трещин. Сообщение 1. Вероятностная модель объединения трещин // Там же. – 2004. – № 2. – С. 21-32.
9. Игнатович С.Р., Каран Е.В. Кинетика роста усталостных трещин в образцах алюминиевого сплава Д16АТ с множественными концентраторами // Пробл. прочности. – 2015. – № 4. – С. 91-101.
10. Barter S., Molent L., Goldsmith N., Jones R. An experimental evaluation of fatigue crack growth // Engineering Failure Analysis. – 2005. – V.12. – P. 99-128.
11. Molent L., Jones R., Barter S., Pitt S. Recent developments in fatigue crack growth assessment // Int. J. Fatigue. – 2006. – V.28. – P. 1759-1768.
12. Virkler D.A., Hillberry B.M., Goel P.K. The statistical nature of fatigue crack propagation // J. Eng. Mater. Technol. – 1979. – V. 101, No. 2– P. 148–153.

13. Newman M.E.J. Power laws, Pareto distributions and Zipf's law // Contemporary Physics. – 2005. – V.46, No. 5. – P. 323-351.

ВИЗНАЧЕННЯ ВІБРОДІАГНОСТИЧНИХ ПОКАЗНИКІВ НАЯВНОСТІ ТРІЩИНИ В ПЕРІ ЛОПАТКИ З ДИХАЮЧОЮ ТРІЩИНОЮ НОРМАЛЬНОГО ВІДРИВУ НА ВИХІДНІЙ КРОМЦІ ПРИ ОСНОВНОМУ, СУПЕР- ТА СУБГАРМОНІЧНОМУ РЕЗОНАНСАХ

Є.О. Онищенко, А.П. Зіньковський, В.О. Круц

Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка НАН України,
Київ, Україна

Abstract. The paper presents the results of numerical investigations on the determination of mechanisms of influence of the parameters of the breathing fatigue crack of the opening mode on the flexural vibration characteristics of the aircraft gas-turbine engine blade airfoil portion. The relations between the amplitudes of dominant harmonics of displacements and accelerations at principal, super- and subharmonic resonances are considered as the vibration diagnostic factors indicating the presence of a crack.

Робочі лопатки турбомашин працюють в жорстких умовах термосилового навантаження та навколишнього середовища, які з часом можуть бути причиною виникнення різного типу поверхневих пошкоджень, таких як забоїни, ерозійні та корозійні язви, тощо [1, 2], а також тріщин втоми.

Для діагностування тріщин в елементах конструкцій використовують різні методи досліджень. Стосовно лопаток турбомашин широко використовуються вібродіагностичні методи, які базуються на встановленні взаємозв'язку між параметрами пошкодження і зміною характеристик коливань, зокрема частоти коливань [3 - 5]. Однак, як показано в [4, 6 - 8], більш чутливими показниками наявності тріщин невеликих глибин в стрижневих елементах конструкцій є параметри, пов'язані з виникненням гармонік, кратних змушувальній частоті коливань, а також зі збудженням нелінійних резонансів, які обумовлені почерговим відкриттям-закриттям берегів тріщини в процесі циклічного деформування об'єкту дослідження.

Мета роботи полягає у визначенні вібродіагностичних показників наявності дихаючої тріщини нормального відриву в пері лопатки авіаційного газотурбінного двигуна при основному, супер- та субгармонічному резонансах.

Об'єкт дослідження - лопатка турбіни середнього тиску авіаційного газотурбінного двигуна АГТД Д 18-Т (рис. 1, а), яка виготовлена з жароміцного сплаву ЖС 26 – ВІ. Його фізико-механічні характеристики такі: модуль пружності $E = 1,9 \cdot 10^{11}$ Па; густина $\rho = 8570$ кг/м³; коефіцієнт Пуассона $\mu = 0,3$; декремент коливань матеріалу $\delta = 0,003$.

Визначення характеристик вимушених коливань лопатки здійснювалося з використанням методу скінченних елементів (МСЕ). Відомо, що першим етапом в цьому випадку є створення СЕ моделі об'єкту дослідження. Зважаючи на те, що розв'язання таких задач для складних елементів конструкцій, як робочі лопатки, потребує великої кількості машинних ресурсів, в роботі розглядалася лише найменш закручена частина пера лопатки, довжина якої $L = 0,086$ м (рис. 1, б). Для побудови СЕ моделі пера лопатки були використані широко апробовані лінійні 8-ми вузлові елементи.

Тріщина нормального відриву була нанесена на вихідній кромці пера лопатки на відстані $x_T = 0,1L$ від торцевого перерізу лопатки зі сторони хвостовика (рис. 1, б). Вигляд тріщини в поперечному перерізі пера лопатки представлено на рис. 1, с більш темним кольором. При побудові моделі вона представляється у вигляді математичного розрізу, а

взаємне непроникнення її берегів забезпечується введенням поверхневих 4-х вузлових контактних елементів та розв'язанням контактної задачі.

Збудження коливань моделювали кінематичним переміщенням амплітудою $Q_0 = 10^{-5}$ м торцевих елементів пера лопатки вздовж осі Oy .

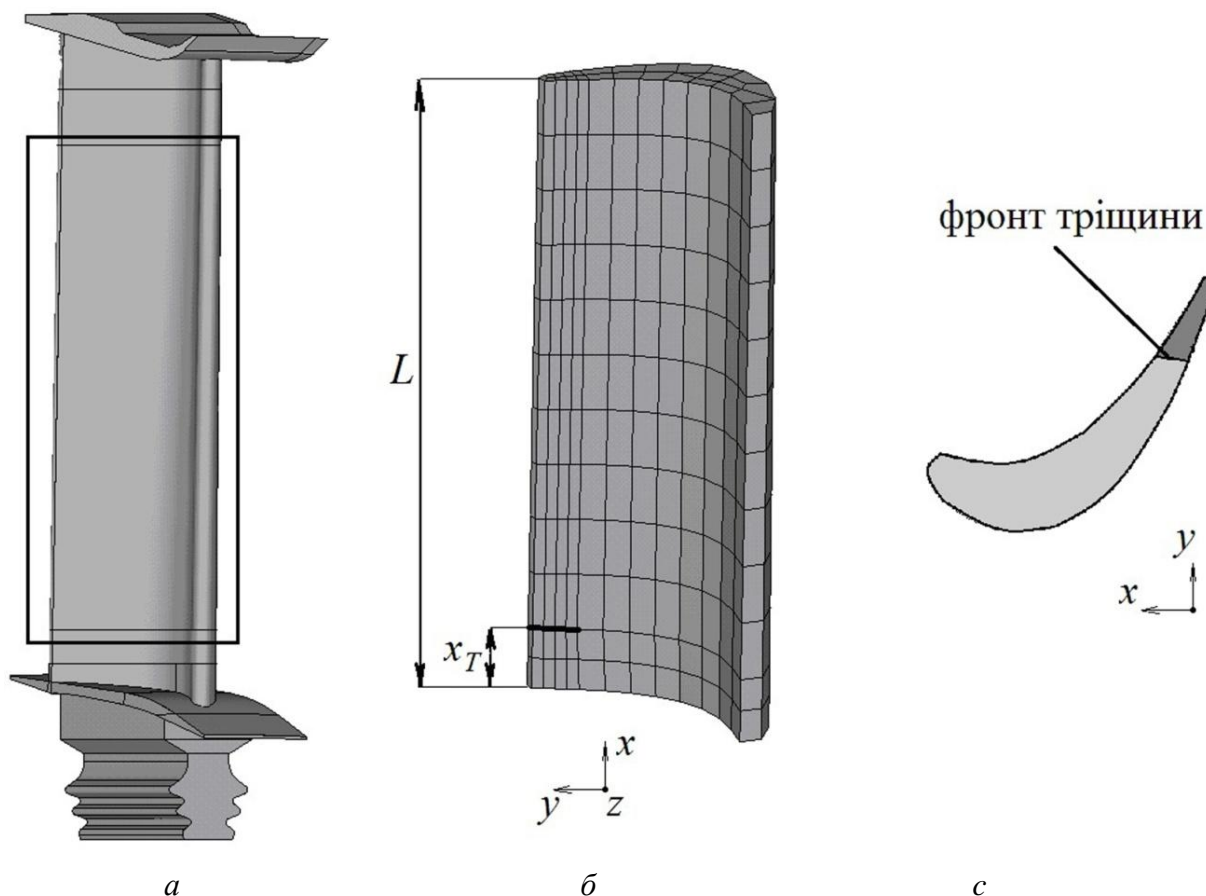


Рис. 1. Лопатка авіаційного газотурбінного двигуна АГТД Д 18-Т (а), СЕ модель досліджуваної частини пера лопатки (б) та її переріз з тріщиною (с)

Вимушені коливання СЕ моделі пера лопатки з дихаючою тріщиною описуються нелінійним диференціальним рівнянням:

$$[M]\{\ddot{u}\} + [D]\{\dot{u}\} + [C]\{u\} = \{Q(t)\}, \quad (1)$$

де $[M]$, $[D]$ та $[C]$ - інерційна, дисипативна та матриця жорсткості відповідно; $\{u\}$, $\{\dot{u}\}$, $\{\ddot{u}\}$ - вектор-стовпчики переміщення, швидкості і пришвидшення; $\{Q(t)\}$ - вектор-стовпчик зовнішнього гармонічного навантаження.

В процесі коливань об'єкту дослідження внаслідок контактної взаємодії берегів тріщини матриця жорсткості $[C]$ змінюється в часі та знаходиться з рівняння:

$$[C]\{u\} - \{F\} - \{F_1\} = 0, \quad (2)$$

де $\{F\}$ - вектор вузлових сил, а $\{F_1\}$ - вектор вузлових зусиль, які виникають в процесі контактної взаємодії поверхонь тріщини.

Розв'язок нелінійного рівняння (1) здійснювався інтегруванням в часі з використанням методу Ньюмарка [7].

Було проведено комплекс обчислювальних експериментів для двох значень розмірів тріщини, яка займала 5 та 10% площі поперечного перерізу лопатки відповідно. За їх результатами були отримані залежності переміщення вільного кінця пера лопатки від часу. Для усталеного режиму коливань з використанням процедури швидкого перетворення Фур'є (FFT) проводився гармонічний аналіз, на основі якого визначався спектр амплітуд. Як вібродіагностичні показники наявності тріщини використовувалися відношення амплітуд домінуючих гармонік переміщень та пришвидшень при основному (\bar{A}_2, \bar{A}_2^a), супер- ($\bar{A}_{2/1}, \bar{A}_{2/1}^a$) та субгармонічному ($\bar{A}_{1/2}, \bar{A}_{1/2}^a$) резонансах.

Розглянемо спочатку амплітудно-частотні характеристики (АЧХ) непошкодженого пера лопатки та при наявності тріщини при основному резонансі (рис. 2), де $\bar{\nu}$ - відношення частоти збудження до резонансної частоти непошкодженого пера, а \bar{A} - відношення амплітуди вимушених коливань до амплітуди коливань непошкодженого пера при основному резонансі.

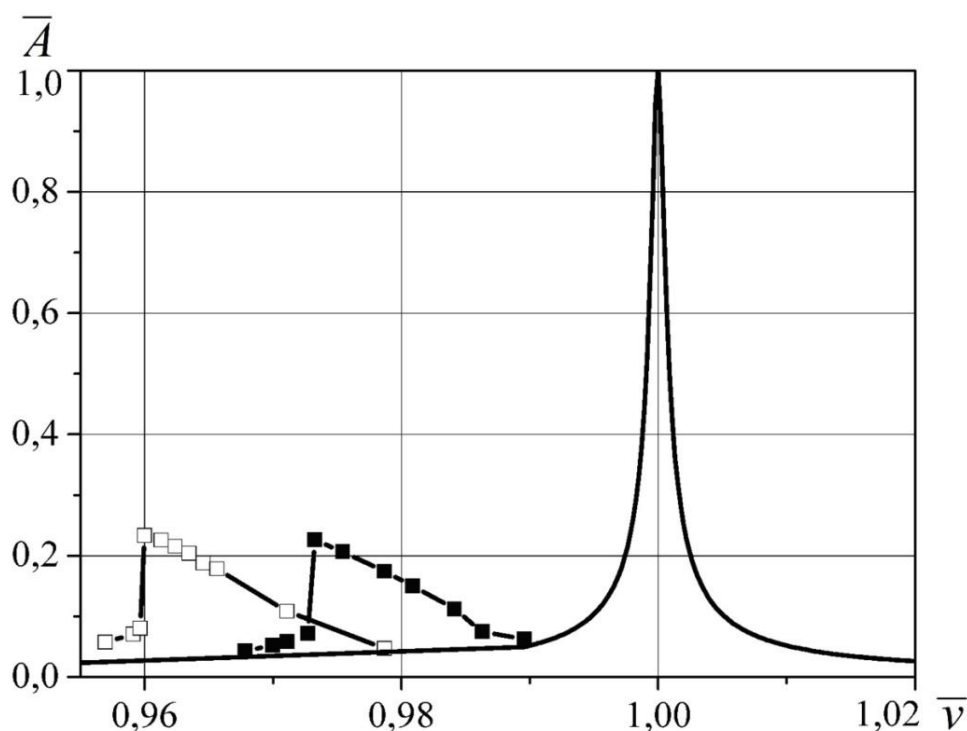


Рис. 2. Амплітудно-частотні характеристики при основному резонансі непошкодженого пера лопатки (штрихова лінія) та з тріщиною на вихідній її кромці, яка займає 5 (■) та 10% (□) площі поперечного перерізу лопатки

Як видно з представлених даних, ширина резонансного піку пера лопатки з тріщиною вибраних розмірів значно більша ніж для непошкодженого пера, що свідчить про суттєве збільшення розсіювання енергії в системі при наявності пошкодження.

Отримані АЧХ також дозволили встановити основну частоту коливань пера лопатки з тріщиною та визначити частоти супер- і субгармонічного резонансів. Знаючи вказані частоти коливань, були проведені обчислювальні експерименти з визначення вибраних вібродіагностичних показників наявності тріщини при основному, суб- та супергармонічному резонансах, значення яких наведені в табл. 1. Для порівняння в таблиці також

приведено значення відносної зміни частоти коливань $\Delta\bar{\omega}_0 = 1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)$ пера лопатки з тріщиною, де ω і ω_0 - власні частоти коливань непошкодженого пера та пера з тріщиною відповідно.

Таблиця 1. Значення вібродіагностичних показників наявності тріщини в пері лопатки

Розмір тріщини	Основний резонанс			Супергармонічний резонанс		Субгармонічний резонанс	
	$\Delta\bar{\omega}_0$	\bar{A}_2	\bar{A}_2^a	$\bar{A}_{2/1}$	$\bar{A}_{2/1}^a$	$\bar{A}_{1/2}$	$\bar{A}_{1/2}^a$
5%	0,024	0,01337	0,05348	0,444	1,776	90	22,5
10%	0,04	0,01587	0,06348	0,727	2,91	102	25,5

Аналіз отриманих результатів розрахунків дозволяє зробити висновки, що найбільш ефективними показниками наявності тріщини при основному резонансі є параметри $\Delta\bar{\omega}_0$ та \bar{A}_2^a . Проте, навіть при достатньо великій тріщині, яка становить 10% площі поперечного перерізу лопатки, зазначені характеристики слабо чутливі для виявлення тріщин. Більш ефективними є вібродіагностичні показники при супер- та субгармонічному резонансі $\bar{A}_{2/1}^a$ та $\bar{A}_{1/2}$, що узгоджується з результатами чисельних та аналітичних розрахунків для стрижнів прямокутного та круглого поперечних перерізів [7, 8].

Висновки. На основі проведених чисельних досліджень було встановлено, що найбільш ефективними вібродіагностичними показниками наявності дихаючої тріщини нормального відриву є відношення амплітуд домінуючих гармонік пришвидшень при супер- та переміщень при субгармонічному резонансах, хоча їх обчислення і супроводжується значними труднощами. Перш за все обумовленими значними комп'ютерними ресурсами в зв'язку зі складною геометрією лопатки та наявністю пошкодження.

1. Bhagi L. K. Fractographic investigations of the failure of L-1 low pressure steam turbine blade / L. K. Bhagi, P. Gupta, V. Rastogi // Case Studies in Eng. Failure Analysis. – 2013. – 1, No. 2 – P. 72–78.

2. Poursaeidi E. Effect of natural frequencies on failure of R1 compressor blades / E. Poursaeidi, A. Babaei, M. R. Mohammadi Arhani, M. Arablu // Eng. Failure Analysis. – 2012. – № 25. – P. 304–315.

3. Зиньковский А. П. Влияние параметров локального поверхностного повреждения на собственные частоты колебаний конструктивных элементов / А. П. Зиньковский, И. Г. Токар, В. А. Круц // Пробл. прочности. – 2015. - №2. – С. 5-11.

4. Zinkovskii A. P. Vibrations of structural elements with local surface damage / A. P. Zinkovskii, V. A. Kruts, E. A. Onyshchenko, I. G. Tokar // Proc. of The Twelve Int. Conf. on Vibration Engineering and Technology of Machinery (VETOMAC-XII). - Warsaw, Poland, 7-9 September, 2016. – P. 187-194.

5. Fu S. Fan blade crack diagnosis method study // S. Fu, Y. Gao // Advances in Mechanical Engineering. - 2016. – Vol. 8 (5). – P. 1-8.

6. Nandi A. Modelling of a beam with a breathing edge crack and some observations for crack detection / A. Nandi, S. Neogy // J. Vibr. Control. – 2002. – 8, No. 5. – P. 673-693.

7. Синенко Е. А. Влияние места приложения вынуждающей силы на амплитудный спектр изгибных колебаний стержня с дышащей трещиной / Е. А. Синенко, А. П. Зиньковский // Пробл. прочности. – 2015. - № 4. – С. 51–60.

8. Матвеев В. В. Вибродиагностические параметры наличия полу-эллиптической дышащей трещины в стержне круглого поперечного сечения при супер- и субгармоническом резонансах / В. В. Матвеев, Е. А. Онищенко // Пробл. прочности. – 2016. - № 2. – С. 5–19.

МОДЕЛЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТУВАННЯ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ ПІДЗЕМНИХ МАГІСТРАЛЬНИХ ГАЗОПРОВОДІВ В ЗОНАХ ШАХТНИХ ВИРОБІТОК

І.В. Ориняк, А.В. Богдан, З.С. Ясковець

Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України, Київ, Україна

The paper deals with the calculation of the stress-strained state of buried pipelines in the areas of coal mining. An effective numerical iterative procedure is developed for the modeling of the stress state which takes into account the elastic-plastic model of the interaction of the pipe surface and the soil. In order to diagnose the stress-strained state of pipelines during the production of mining, a system of their continuous monitoring was created. The correctness of the numerical simulation of the stressed state of the gas pipeline as well as effectiveness of the activities which are developed to reduce the high stress level in dangerous zones is confirmed by the relevant monitoring data of the stressed state.

Вступ. В системі магістральних газопроводів (МГ) України є одинадцять територій, які підроблюються вугледобувними шахтами [1]. Вплив зрушень земної поверхні від виробітки шахтних лав для таких ділянок висуває додаткові вимоги як до аналізу напруженого стану МГ, так і до формування заходів по забезпеченню надійної експлуатації МГ. Зважаючи на це та випадки руйнувань МГ, які відбувались на підроблюваних територіях, актуальною є розробка методів розрахунку напруженого стану МГ в зоні шахтних виробіток та створення системи неперервного моніторингу за напруженнями, які виникають в газопроводі під час проходження шахтної лави.

В даній роботі представлено комплексний підхід до оцінки технічного стану ділянки МГ, що полягає в розрахунковому прогнозуванні та апаратному моніторингу напруженого стану. Для моделювання напруженого стану підземних газопроводів-відводів в зоні виробітки шахтних лав використовується чисельна ітераційна процедура для аналізу напружено-деформованого стану плоского трубопроводу в середовищі [2]. Для моніторингу напружено-деформованого стану ділянок МГ під час проходження шахтних лав розроблена система діагностики на основі тензометрії. Результати моніторингу використовувались як для підтвердження коректності виконаного моделювання напруженого стану, так і для вивчення процесів росту та релаксації напружень під час проходження шахтних лав.

Моделювання напружено-деформованого стану. При оцінці міцності трубопроводу, що знаходиться в зоні впливу шахтних виробіток, для розрахунку напружень необхідно враховувати не тільки експлуатаційні навантаження (внутрішній тиск, температурний перепад), але і додаткові згинальні моменти, викликані поперечними зміщеннями ґрунту (у вертикальній і горизонтальній площинах) і додаткові осьові зусилля від поздовжніх зсувів ґрунту.

Аналіз впливу поперечних переміщень ґрунту на напружений стан труби показав, що вони призводять до виникнення згинальних моментів і збільшення довжини трубопроводу за рахунок його викривлення. На рис. 1 схематично представлена зміна осі труби (штрихова лінія) при осіданні ґрунту від однієї лави.

Додаткові напруження σ , що викликані зміною довжини визначаються як:

$$\sigma = E\varepsilon, \quad (1)$$

де E – модуль Юнга; ε – деформація. При нелінійній оцінці маємо:

$$\varepsilon = \frac{S-l}{l} \approx \frac{\pi/2 - \beta}{\cos \beta} - 1, \quad (2)$$

де l – початкова довжини труби, S – нова довжина труби.

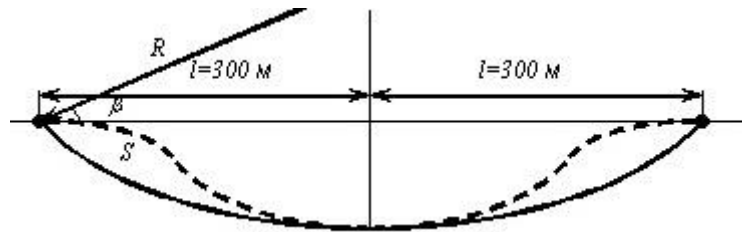


Рис. 1. Оцінка величини видовження труби.

Напруження розраховані з урахуванням нелінійної оцінки деформації (2) показали, що навіть при глибині осідання 4м (що відповідає виробленню 5 пластів) додаткові напруження не перевищують 25МПа. Таким чином, при виробленні декількох лав результуючі напруження від зазначених факторів незначні і можуть не враховуватися в подальшому аналізі. Тому розрахунок напруженого стану для підземних ділянок трубопроводів, що проходять в зонах шахтних виробіток, як правило, ведеться тільки для поздовжніх зсувів ґрунту [3, 4]. Отже при моделюванні напружено-деформованого стану трубопроводу в зоні шахтних виробіток з п'яти типових випадків взаємодії трубопроводу з ґрунтом [5] враховується тільки опір ґрунту поздовжнім переміщенням труби.

В загальному випадку поведінка трубопроводу в середовищі описується системою з 6 диференціальних рівнянь, які враховують як поздовжню, так і поперечну взаємодію трубопроводу з середовищем (ґрунт) [2]. Для врахування сили взаємодії між трубопроводом та ґрунтом використовується ідеалізований пружнопластичний характер функцій q_t (сила взаємодії в осьовому напрямку) і q_n (сила взаємодії в поперечному напрямку), що є функціями від взаємного переміщення трубопроводу та ґрунту [2]. Узагальнений графік залежності реакції ґрунту від взаємного зсуву трубопроводу і ґрунту показаний на рис. 2. Характерними точками цього графіка є: q^0 , w^0 , які знаходяться за стандартизованими характеристиками ґрунту [3, 4].

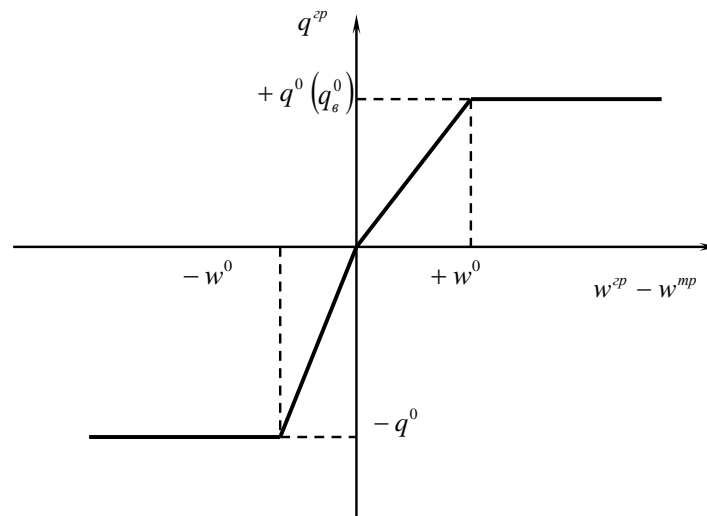


Рис.2. Узагальнена діаграма взаємодії трубопроводу з ґрунтом.

Оскільки, як вже вказувалось вище, при розрахунку напруженого стану трубопроводу, що знаходиться в зоні шахтних виробіток, основними є напруження від поздовжніх зсувів ґрунту, то загальна система рівнянь для елементарної ділянки трубопроводу dx значно спрощується до вигляду:

$$\begin{aligned} \frac{dN(x)}{dx} &= q_t(x); \\ \frac{du}{dx} &= -\frac{N(x)}{EF}, \end{aligned} \quad (3)$$

Система (3) доповнюється граничними умовами на кінцях розрахункової ділянки [2]:

$$N_b = u_b \beta EF; N_e = -u_e \beta EF. \quad (4)$$

де β визначається з співвідношення:

$$\beta = \sqrt{\frac{\pi DC_x}{EF}}, \quad (5)$$

D – зовнішній діаметр трубопроводу; F – площа поперечного перерізу трубопроводу; C_x – узагальнений коефіцієнт дотичного опору ґрунту.

Чисельна ітераційна процедура розв'язку полягає в використанні системи (3) для кожної елементарної ділянки трубопроводу в залежності від пружної або пластичної взаємодії трубопроводу та ґрунту. Пошук загального розв'язку виконується на основі понять базового і корегуючого розв'язків. Базовий розв'язок складається з зафіксованих на даній ітерації переміщень, на основі яких визначається характер взаємодії (пружний або пластичний) трубопроводу та ґрунту на наступній ітерації. Корегуючий розв'язок є розв'язком систем рівнянь (3) з урахуванням сил взаємодії труби та ґрунту для заданого базового положення трубопроводу. Базове рішення уточнюється шляхом додавання до нього корегуючого розв'язку, помноженого на коефіцієнт руху, який обмежує абсолютну величину максимальних переміщень за одну ітерацію, а також залежить від зміни напрямку корегуючих переміщень у порівнянні з такими на попередній ітерації. Вважається, що отримано правильний розв'язок, якщо корегуючий розв'язок повністю співпадає з базовим розв'язком.

Розрахунок та моніторинг НДС реального газопроводу. З використанням чисельної процедури виконано розрахунок ділянки магістрального газопроводу-відводу Ду 300 до м. Тернівка, що знаходиться в зоні впливу шахтної лави 917 ПрАТ «ПАВЛОГДАДВУГІЛЛЯ». В якості вхідної інформації використовувались значення поздовжніх зміщень поверхні ґрунту вздовж осі газопроводу-відводу в результаті повного відпрацювання шахтної лави.

На рис. 3 представлено результати розрахунку НДС. Суцільною лінією зображено напружений стан магістрального газопроводу відводу в результаті повного відпрацювання шахтної лави 917. Штриховою лінією зображено напружений стан після впровадження заходів, спрямованих на зниження високого рівня напружень. Вказані заходи полягають у зменшенні сил взаємодії між поверхнею трубопроводу та ґрунтом шляхом виконання розкопок зі зворотною засипкою трубопроводу в зонах максимальної взаємодії між поверхнею трубопроводу та ґрунтом.

Для визначення ефективності розроблених заходів на основі тензометричних резисторів створено систему неперервного моніторингу напруженого стану для підземних газопроводів. З метою ефективного моніторингу в зонах максимальних напружень встановлено датчики, які оснащені системою збору та запису даних. Таким чином, до початку процесів зрушень земної поверхні виконано монтування двох датчиків в зонах максимальних розтягуючих напружень (датчики 1 та 3, див. рис.3) та одного в зоні максимальних стискаючих напружень (датчик 2, див. рис.3). Максимальні напруження в місцях встановлення датчиків, виміряними протягом всього періоду активної фази зміщень ґрунту представлені на рис. 3 і добре погоджуються з прогнозними розрахунковими даними. Результати моніторингу напруженого стану ділянок газопроводу-відводу в часі представлено на рис. 4.

Висновки. Для моделювання напружено-деформованого стану трубопроводу в середовищі використана ефективна чисельна ітераційна процедура з врахуванням пружно-пластичної моделі взаємодії поверхні трубопроводу та ґрунту.

З метою оцінки ефективності проведених заходів по зниженню високих напружень розроблено автоматичну систему вимірювань та неперервного запису деформацій газопроводу в часі. Система моніторингу встановлена на ділянках магістрального газопроводу-відводу Ду300 до м. Тернівка, що зазнають впливу зрушень земної поверхні від виробітки лав ПрАТ «Павлоградвугілля».

Результати моніторингу напруженого стану засвідчили коректність розрахункових методів аналізу та дозволили дослідити процеси релаксації напружень в часі після виходу шахтної лави із зони впливу на газопровід. Зазначимо, що процес релаксації швидше протікає в зонах розтягуючих напружень, ніж в зонах стискаючих напружень. Отримані дані щодо релаксації напружень будуть використані в подальших дослідженнях при розробці законів релаксації напружень та врахування історії навантаження МГ.

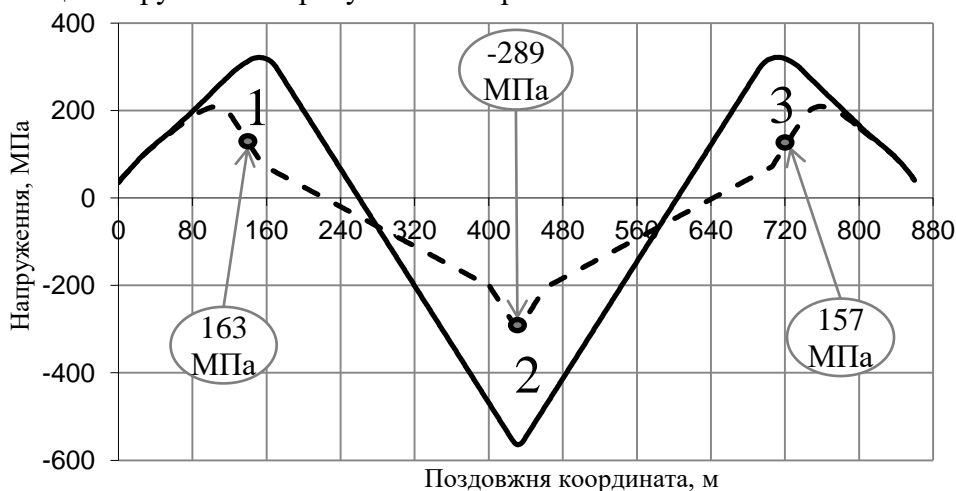


Рис. 3. Значення напружень від виробітки шахтної лави 917 ПрАТ «ПАВЛОГДАДВУГІЛЛЯ».

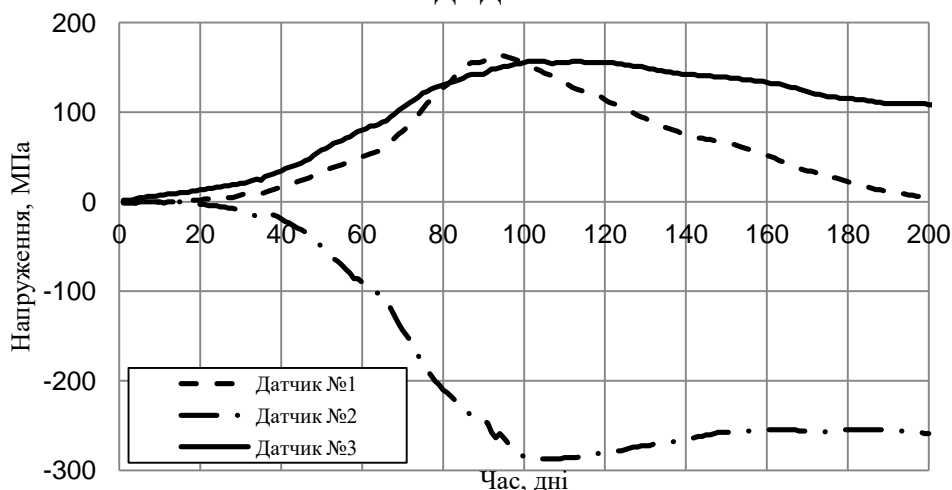


Рис. 4. Результати моніторингу напружень від виробітки шахтної лави 917 в часі.

Література

1. Сакун М.Ю. Система спостережень та захисту магістральних газопроводів, які підробляються вуглевидобувними шахтами // Нафт. і газова пром-сть.- 2006.-№4.- С. 45-48.
2. Орыняк И.В., Богдан А.В. Проблема больших перемещений подземных трубопроводов. Сообщение 1. Разработка численной процедуры //Проблемы прочности. – 2007. – №3.- с. 51-74.
3. Камерштейн А.Г., Рождественский В.В., Ручимский М.Н. Расчет трубопроводов на прочность. Справочная книга. — М.: Государственное научно-техническое издательствонефтяной и горно-топливной литературы, 1963. — 424 с.
4. Guidelines for the Design of Buried Steel Pipe //AmericanLifelinesAlliance. July 2001. – 76 p.
5. Айнбиндер А.Б. Расчет магистральных и промысловых трубопроводов на прочность и устойчивость/ Справ. Пособие. – М.: Недра, 1991. – 287с

МЕТОДИКА ОЦІНКИ РЕСУРСУ БЕЗПЕЧНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТРУБОПРОВОДІВ

Пиріг Т.Ю.

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу

The method of estimating the influence of the laying method on the work life of the pipelines has been developed. Based on the combined analysis of indicators of durability and deformation behavior of the pipeline material, a method for determining the safe operation resource is proposed and the notion "relative safe exploitation resource" of the sea pipelines is introduced, the use of which allows to offset the effect of the dispersion of the durability of samples and the associated calculation errors in within the limits of one level of stress.

При збільшенні глибини укладання та діаметра трубопроводу, а також у разі сильної поперечної течії і значного хвилювання істотно підвищується складність інженерних завдань, зокрема, в частині правильного урахування в розрахункових схемах умов і технології укладання та при визначенні напружено-деформованого стану. При укладанні морського трубопроводу вільним зануренням, або з використанням шарнірного криволінійного стінгера, ділянка трубопроводу між кормою баржі-трубоукладача і дном моря набирає форми S-подібної кривої (рис. 1).

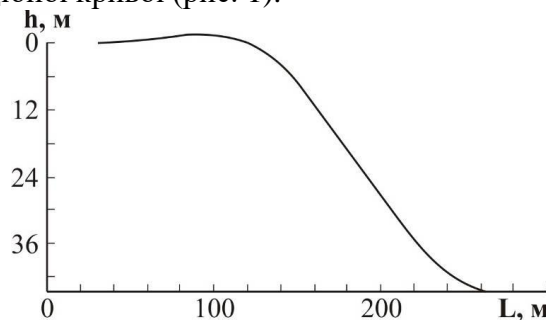


Рис. 1. Конфігурація зігнутої осі трубопроводу діаметром 529 мм.

В літературі знаходимо різнопланові методики статичного та динамічного розрахунку укладання трубопроводів, в яких, однак, недостатньо відображений факт еволюції S-подібної ділянки та пов'язане з цим зменшення ресурсу пластичності та нагромадження дефектності в об'ємі металу, внаслідок прояву квазістатичного ефекту Баушінгера Тут напруження σ_{T1} та σ_{T2} – відповідно границя текучості в першому та другому півциклах ($\sigma_{T2} < \sigma_{T1}$).

Втомним випробуванням передувало моделювання процесу укладання трубопроводу S- та J-методами з метою виявлення впливу попереднього квазістатичного навантаження в циклі укладання на деформаційну поведінку матеріалу трубопроводу в процесі експлуатації. Моделювання передексплуатаційного навантаження (переднавантаження) в процесі укладання трубопроводу S-методом відбувалося шляхом одноциклового знакозмінного навантаження зразків, яке на діаграмі згину призводить до утворення петлі механічного гістерезису, яка складається з двох півциклів. Моделюванню процесу укладання трубопроводу J-методом відповідав перший півцикл навантаження, якому піддавались зразки при моделюванні його процесу укладання S-методом. Імітацію процесу укладання трубопроводу S- та J-методами проводили на зразках-моделях шляхом ступінчастого навантаження. При збільшенні чи зменшенні навантаження на один ступінь номінальні напруження змінювалися на величину $\Delta\sigma = 20$ МПа. Час витримки на кожній ступені t розраховувався в залежності від рівня номінальних напружень та способу укладання з урахуванням того, що довжина укладеного трубопроводу за цикл навантаження приймається рівною $L=300$ м, а швидкість укладання $V=3$ км/доб (наприклад, при рівні напружень $\sigma = 420$ МПа $t = 103$ с). Переднавантаження проводили винятково у середовищі повітря. Пошкодженням ізоляційного покриття в циклі укладання нехтували. Після

проведення моделювання переднавантаження зразок витримувався розвантаженим не менше 12 годин для максимальної релаксації напружень.

Для оцінки довговічності матеріалів та конструкцій найчастіше використовують ділянки кривих втоми (рис. Помилка! Джерело посилання не знайдено..3, а, крива 2) та корозійної втоми (рис. 3, б, крива 2) в напівлогарифмічних координатах. При цьому ділянка кривої корозійної втоми знаходиться лівіше ділянки втоми на повітрі. Точка перетину цих ділянок лежить на границі між областями циклічної повзучості та втомного зламу. Якщо крива втоми після досягнення певного числа циклів навантаження N_R характеризується виходом на горизонтальну ділянку, якій відповідає границя витривалості σ_R , то крива корозійної втоми в міру збільшення числа циклів навантаження безперервно спадає і характеризується наявністю умовної границі витривалості $\sigma_{Rкор}$ при заданій базі випробувань $N_{Rкор}$.

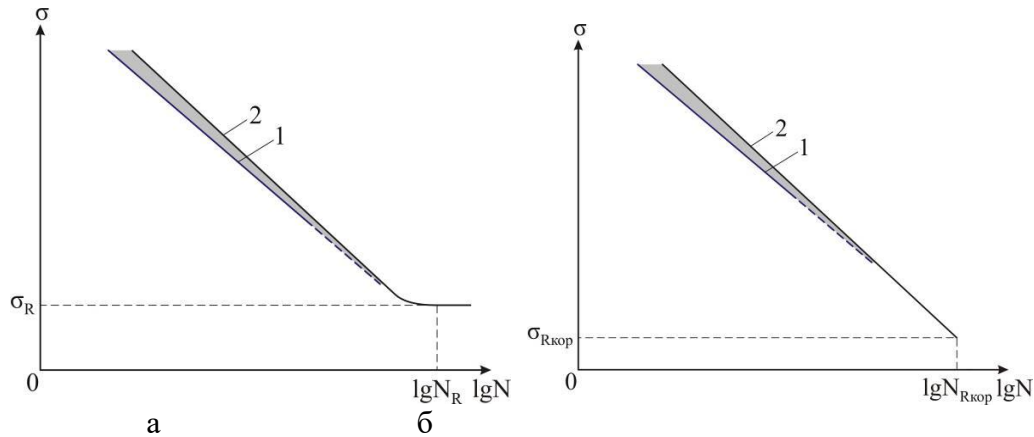


Рис. 3. Схематичне зображення кривих втоми (а) та корозійної втоми (б) матеріалу трубопроводу з урахуванням передексплуатаційного навантаження (1) та без нього (2)

Для врахування впливу переднавантаження на довговічність сталі трубопроводу необхідно доповнити дану інформацію відповідними результатами для переднавантаженого матеріалу (рис. 3, а, б, криві 1). Виділена область відповідає зменшенню довговічності внаслідок передексплуатаційних навантажень.

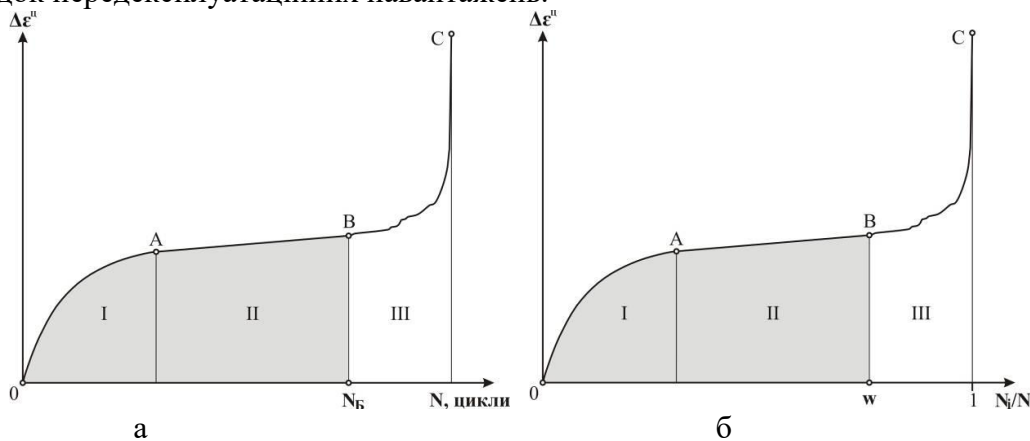


Рис. 4. Загальний вигляд кінетичних кривих деформації при циклічному навантаженні

Відомо, що деформаційна поведінка матеріалу трубопроводу в процесі циклічного навантаження описується кінетичними кривими, загальний вигляд яких зображений на рис. 4, а. З метою простішого визначення впливу передексплуатаційних навантажень на зменшення довговічності пропонується по осі абсцис замість абсолютних значень довговічності N використовувати відносні – N_i/N , де N_i – кількість пройдених циклів навантаження (рис. 4, б).

Для матеріалу трубопроводу типовою є тристадійна кінетика деформування з характерним інтенсивним циклічним зменшенням на I стадії (ділянка OA), яке носить затухаючий характер. Найтривалішій II стадії (ділянка AB) відповідає відносна стабілізація амплітуди циклічної деформації $\Delta \epsilon^n$, яка монотонно зростає з постійною, проте незначною

швидкістю. Наприкінці даної стадії в структурі металу трубопроводу накопичується критичний ступінь пошкоджуваності (відбувається зародження мікротріщин). Подальше циклічне деформування на завершальній III стадії пов'язане з прискореним ростом втомних тріщин, формуванням та поширенням магістральної тріщини аж до початку остаточного руйнування зразка. Таким чином, протягом III-ї стадії штатна експлуатація трубопроводу є неможливою, оскільки вона може призвести до виникнення аварійної ситуації, і, відповідно, включати її тривалість в загальний ресурс роботи трубопроводу є недостньо коректним. Тому суму тривалостей I та II стадій запропоновано вважати ресурсом безпечної експлуатації N_B , а суму відносних тривалостей I та II стадій – відносним ресурсом безпечної експлуатації w (рис. 5). Виділена область відповідає зменшенню відносного ресурсу безпечної експлуатації внаслідок передексплуатаційних навантажень. Введене поняття відносного ресурсу безпечної експлуатації дозволяє розділити повний період експлуатації на роботу в штатному режимі та живучість трубопроводу, тобто безаварійну роботу в режимі обмеженої або мінімальної функціональності, спричинену прискореним розвитком втомних (корозійно-втомних) тріщин. Запровадження таких підходів дозволить підвищити безпеку експлуатації морських нафтогазопроводів та мінімізувати ризики їх розгерметизації і руйнування, що сприятиме також підвищенню їх екологічної безпеки.

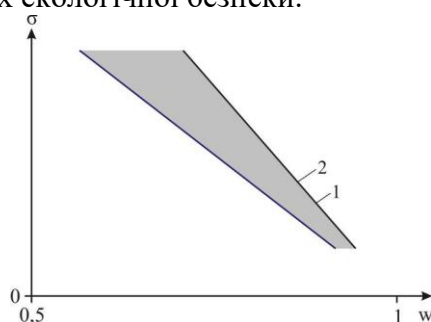


Рис. 5. Характер залежності відносного ресурсу безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з передексплуатаційним навантаженням (1) та без нього (2) від рівня напружень

Експериментальна перевірка методики виявила, що введення оцінки ресурсу роботи у відносних величинах дає змогу нівелювати вплив розкиду довговічностей зразків і пов'язаних з цим похибок розрахунку в межах одного рівня напружень. Основні чинники, які спричиняють розкид результатів за довговічністю (різниця в механообробці труб, партіях поставки, відмінностях технологій виготовлення труб різних заводів-виробників тощо), не впливають на загальні закономірності процесу деформації та руйнування матеріалу, зокрема на його стадійність. У зразках з більшою абсолютною довговічністю фіксується нижчий рівень амплітуди циклічної деформації на II-ій стадії та швидкість її зміни на I-ій стадії, проте сумарна відносна тривалість стадій залишається практично незмінною для всіх зразків, які піддавались випробуванням за однакової амплітуди напружень та однакових умов навантаження. Таким чином, запропонований параметр відносної довговічності дає змогу проводити порівняльний аналіз труб однієї марки сталі для різних виробників та оптимізувати їх вибір для будівництва трубопроводів не лише за стандартними фізико-механічними характеристиками, а й з урахуванням майбутніх передексплуатаційних та експлуатаційних навантажень [1, 2].

Криві втоми дозволяють визначити коефіцієнт зменшення довговічності матеріалу трубопроводу з урахуванням передексплуатаційних навантажень:

$$K_{IJ} = \frac{N_J}{N}, \quad K_{IS} = \frac{N_S}{N}, \quad (1)$$

де K_{IJ} та K_{IS} – коефіцієнти зменшення довговічності з урахуванням передексплуатаційних навантажень для J- та S-методу відповідно; N_J , N_S та N – довговічність матеріалу трубопроводу з переднавантаженням J- і S-методом та без нього відповідно.

Таким чином, ресурс експлуатації матеріалу трубопроводу з урахуванням передексплуатаційних навантажень буде визначатися за формулами

$$P_J = K_{1J}P, P_S = K_{1S}P, \quad (2)$$

де P_J та P_S – ресурс експлуатації матеріалу трубопроводу з урахуванням передексплуатаційних навантажень для J- та S-методу відповідно; P – проектний ресурс роботи морського трубопроводу.

Відповідно, ресурс безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з урахуванням передексплуатаційних навантажень та без нього буде визначатися за формулами

$$PB_J = K_{1S}w_S P, PB_S = K_{1S}w_S P, PB = wP, \quad (3)$$

де PB_J , PB_S та PB – ресурс безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з урахуванням передексплуатаційних навантажень для J- і S-методу та без нього відповідно; w_J , w_S та w – відносний ресурс безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з переднавантаженням J- і S-методом та без нього відповідно.

Криві корозійної втоми дозволяють визначити коефіцієнти впливу агресивності середовища на довговічність матеріалу трубопроводу:

$$K_{2J} = \frac{N^k}{N}, K_{2S} = \frac{N_S^k}{N_S}, K_2 = \frac{N_S^k}{N_S}, \quad (4)$$

де K_{2J} , K_{2S} та K_2 – коефіцієнти впливу агресивності середовища на довговічність матеріалу трубопроводу з переднавантаженням J- і S-методом та без нього в середовищі морської води відповідно; N_J^k , N_S^k та N^k – довговічність матеріалу трубопроводу з переднавантаженням J- і S-методом та без нього в середовищі морської води відповідно.

Таким чином, ресурс експлуатації матеріалу трубопроводу з пошкодженим ізоляційним покриттям з урахуванням передексплуатаційних навантажень та без нього буде визначатися за формулами

$$P_J^k = K_{1J}K_{2J}P, P_S^k = K_{1S}K_{2S}P, P^k = K_2P, \quad (5)$$

де P_J^k , P_S^k та P^k – ресурс експлуатації матеріалу трубопроводу з пошкодженим ізоляційним покриттям з урахуванням передексплуатаційних навантажень для J- і S-методу та без нього відповідно.

Відповідно, ресурс безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з пошкодженим ізоляційним покриттям з урахуванням передексплуатаційних навантажень та без нього буде визначатися за формулами

$$PB_J^k = K_{1J}K_{2J}w_J^k P, PB_S^k = K_{1S}K_{2S}w_S^k P, PB^k = K_2w^k P, \quad (6)$$

де PB_J^k , PB_S^k та PB^k – ресурс безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з пошкодженим ізоляційним покриттям з урахуванням передексплуатаційних навантажень для J- і S-методу та без нього відповідно; w_J^k , w_S^k та w^k – відносний ресурс безпечної експлуатації матеріалу трубопроводу з переднавантаженням J- і S-методом та без нього в середовищі морської води відповідно.

Таким чином, розроблена методика дає змогу за результатами модельних експериментів оцінити вплив передексплуатаційних навантажень в процесі укладання на ресурс безпечної експлуатації морських нафтогазопроводів.

Література

1. Побережний Л. Я. Напружено-деформований стан трубопроводів під час їх укладання на дно моря S- та J-методами / Л. Я. Побережний, Т. Ю. Пиріг // Науковий вісник ІФНТУНГ. – 2010. – № 3(25). – С. 91-96.
2. Побережний Л. Я. Втомна довговічність та кінетика деформації матеріалу трубопроводу при низькочастотному навантаженні / Л. Я. Побережний, Т. Ю. Пиріг // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2012. – № 3(44). – С. 87-96.

МЕТОДИКА И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ СМЕШАННЫХ МОД ДЕФОРМИРОВАНИЯ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ СТАТИЧЕСКОЙ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ТЕПЛОУСТОЙЧИВЫХ СТАЛЕЙ С УЧЕТОМ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ

В.В. Покровский, В.Г. Сидяченко, В.Н. Ежов

Институт проблем прочности имени Г.С.Писаренко НАН Украины, Украина

It is set that the component of longitudinal shear diminishes the "positive effect of PTS", i.e. increase of fracture toughness as a result of preliminary thermo mechanical loading. It is shown that during determination of fracture toughness K_{IIIc} at the loading of prismatic specimen of eventual thickness by a longitudinal shear, on front of crack displacement will be realized as in transversal (mode II) so in longitudinal (mode III) directions.

Большинство экспериментальных и теоретических исследований посвящены изучению трещин нормального отрыва (мода I). Однако, в настоящее время известны экспериментальные данные, свидетельствующие о том, что критические значения характеристик трещиностойкости при нагружении по модам II и III могут отличаться от таковых по моде I как в большую, так и в меньшую сторону в зависимости от механических характеристик материалов, их структуры и т.д. [1, 2]. Кроме того, ограничены данные об исследовании влияния предварительного термомеханического нагружения (ПТН) образцов с трещинами на характеристики вязкости разрушения при смешанном нагружении. А известная информация свидетельствует о неоднозначности такого влияния, т.е. для одних материалов вязкость разрушения увеличивается в результате ПТН, а для других наоборот уменьшается [3, 4].

Технологические дефекты материала, микротрещины, царапины, задиры, возникающие при изготовлении детали, ориентированы произвольным образом по отношению к приложенным к ней нагрузкам. При этом смещение берегов трещины в общем случае происходит по смешанным модам I+II+III. Поэтому чрезвычайно важно иметь достоверную информацию о критическом значении характеристик трещиностойкости материала при нагружениях отличных от моды I и располагать надёжными средствами для расчета трещиностойкости в этих случаях.

Методики экспериментальных исследований, материалы и образцы. Исследование характеристик статической трещиностойкости при продольном сдвиге (мода III) и при комбинации отрыва с продольным сдвигом (мода I+III) выполнялись на сервогидравлических испытательных установках фирм Schenck и ViSS Vi-00-701. Охлаждение образца до указанных температур осуществлялось за счет подачи хладагента – жидкого азота или его паров, в контактный охладитель, представляющий собой выполненную из меди замкнутую полость.

Для получения характеристик трещиностойкости по моде нагружения III использовали круглые цилиндрические образцы диаметром 15 мм с кольцевым концентратором с радиусом надреза 0.1 мм [5]. Характеристики трещиностойкости, полученные на этих образцах сравнивали с таковыми полученными на призматических образцах с боковой трещиной для испытаний на поперечный несимметричный трёхточечный и четырёхточечный изгиб рис. 1. Образец нагружался таким образом, что фронт трещины был вдоль приложенных нагрузок рис. 2.

Для исследования характеристик трещиностойкости при комбинированном нагружении по моде I+III использовали модернизированный компактный образец представленный на рис. 3 [6].

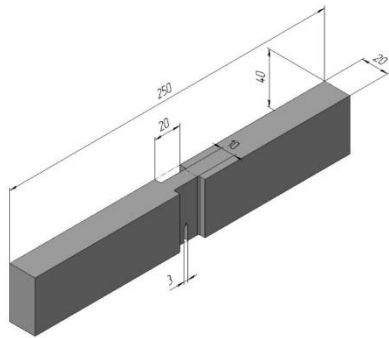


Рис.1. Образец для испытаний на четырёхточечный изгиб по моде II и по модам II+III

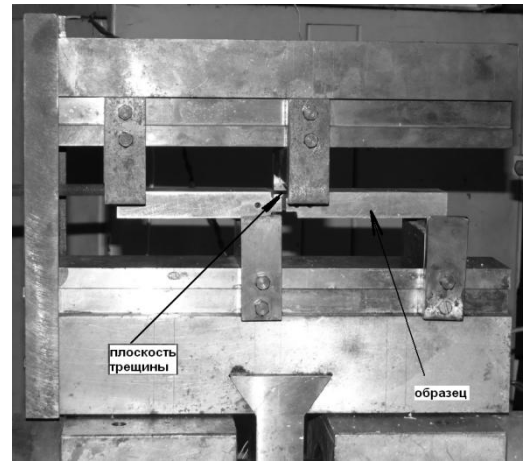


Рис.2. Приспособление для нагружения образца на несимметричный четырёхточечный изгиб.

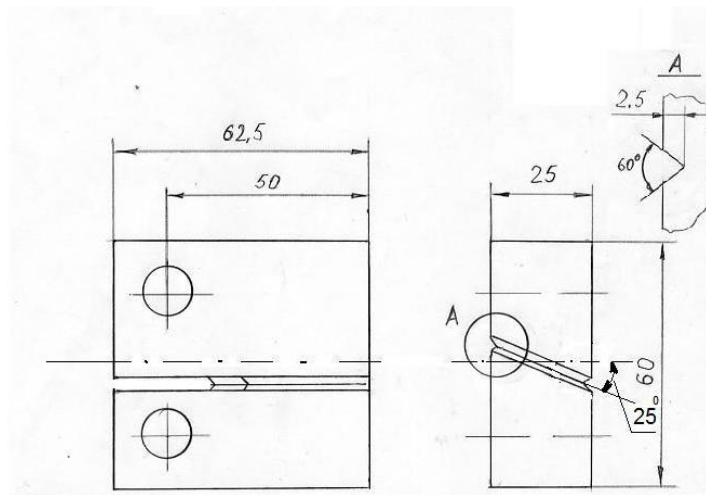


Рис.3. Модифицированный компактный образец с косой трещиной [6].

Экспериментальные исследования выполнялись на теплоустойчивых корпусных сталях 15X2МФА(II) и 15X2НМФА(II). Механические свойства материалов приведены в табл.1.

Таблица 1. Механические свойства исследованных материалов

Материал	t, °C	$\sigma_{0.2}$, МПа	σ_{θ} , МПа
15X2МФА(II)	180	949	1129
	20	1014	1193
	-150	1311	1486
15X2НМФА(II)	180	590	668
	20	636	735
	-150	970	1024

Коэффициенты интенсивности напряжений в цилиндрических образцах рассчитывали по [5], в образцах на рис.3 по рекомендациям работы [6]. А для образца рис.1 были выполнены расчеты коэффициентов интенсивности напряжений по фронту трещины [5], результаты которых приведены на рис.4.

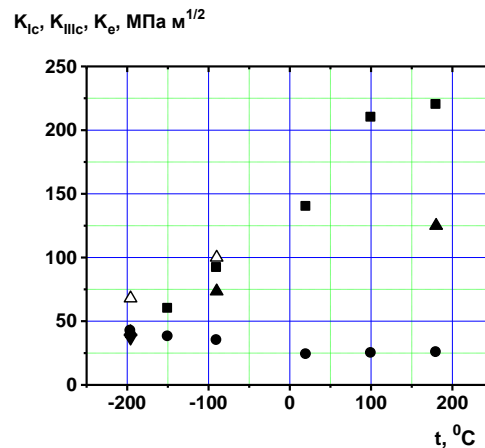
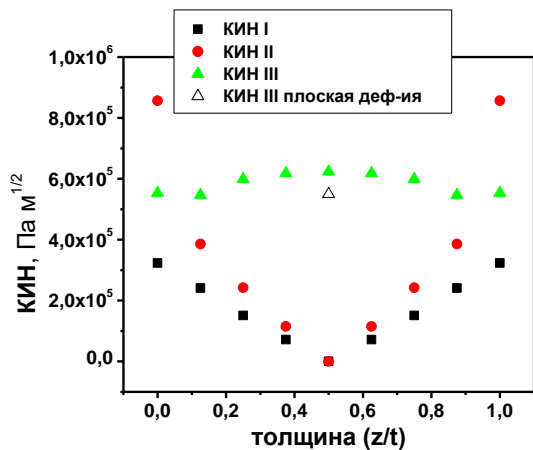


Рис.4. Изменение КИН по толщине образца.

Рис.5. Температурная зависимость вязкости разрушения сталь 15Х2НМФА(II): ■ - K_{Ic} , ● - K_{IIIc} , ▲ - K_e , △ - K_e - после ПТН.

Из результатов расчета видно, что составляющая продольного сдвига K_{III} по толщине образца изменяется до 13% от срединного сечения к поверхности и приблизительно на 12 % расходится с решением для плоской деформации, при этом составляющая поперечного сдвига K_{II} от срединного сечения к поверхности монотонно увеличивается и на поверхности превышает K_{III} .

Результаты исследований.

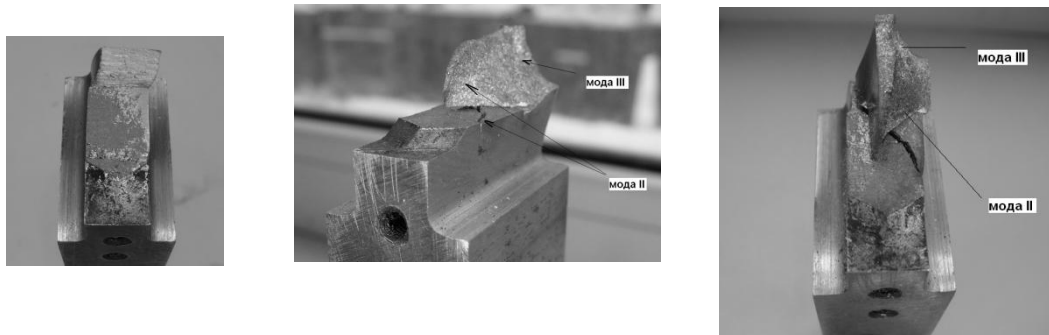
При выбранном угле $\theta = 25^\circ$ для образца рис.3 отношение $K_I / K_{III} = 2.14$ выполнялось при всех испытаниях. В соответствии с рекомендациями работы [7] по полученным данным строили зависимость эквивалентного коэффициента интенсивности напряжений K_e от температуры:

$$K_e = \sqrt{\frac{K_I^2}{2} + \sqrt{\frac{K_I^4}{4} + 4K_{III}^4}} \quad (1)$$

Предварительное термомеханическое нагружение (ПТН) способствует повышению сопротивления хрупкому разрушению. В исследуемых модернизированных компактных образцах при совместном нагружении по моде I-III ПТН осуществлялось по схеме с полной разгрузкой, т.е. образец нагревался выше температуры хрупко-вязкого перехода ($+180^\circ\text{C}$) и нагружался до $0,8 \dots 0,9 K_e$ затем разгружался и охлаждался. Выполненные исследования по выбранной схеме ПТН показали, что при понижении температуры увеличение в результате ПТН эквивалентной характеристики трещиностойкости K_e , происходит за счет преобладания составляющей нормального отрыва при температуре -196°C , в то время как при температуре -90°C за счет пластических свойств материала увеличивается составляющая продольного сдвига, и после ПТН наблюдается незначительное увеличение вязкости разрушения при продольном сдвиге, при этом составляющая вязкости разрушения при нормальном отрыве изменяется мало.

При анализе изломов призматических образцов видно, что при температуре $+20^\circ\text{C}$ разрушение было в плоскости сдвига, т.е. в плоскости максимальных касательных напряжений при этом $K_{Ic} > K_{IIIc}$ (рис.6,а), в то время как при температуре -150°C излом

имеет сложную форму при $K_{IC}/K_{IIIc}=0.685$ (рис.6,б). Следует отметить плоскость характерную для разрушения по моде II при низких температурах и плоскость разрушения по моде III. Что подтверждает сложный характер изменения K_{II} , K_{III} по толщине образца показанный ранее расчетным путем (рис.4). Такое связанное изменение характеристик K_{II} , K_{III} по фронту трещины при нагружении призматического образца с трещиной конечной толщины поперечным сдвигом, неоднократно отмечалось в научной литературе в работах Котоусова и др.



а, $K_{IC}/K_{IIIc}=1.5$

б, $K_{IC}/K_{IIIc}=0.685$

б, $K_{IC}/K_{IIIc}=0.685$

Рис.6. Фотографии изломов образцов при деформировании по схеме рис.2, сталь 15X2MFA(II): а – температура $+20^{\circ}\text{C}$, б - температура -150°C .

Выводы

Трехмерный расчет КИН в образце на четырехточечный изгиб с продольной краевой трещиной показал, что наряду с компонентой продольного сдвига (K_{III}), которая по толщине образца изменяется мало, присутствует компонента поперечного сдвига (K_{II}), которая в центре образца равна нулю, а на свободных поверхностях превышает K_{III} .

В результате применения модифицированного компактного образца с косоугольной трещиной для исследования трещиностойкости при смешанных I+III модах нагружения было установлено, что составляющая продольного сдвига уменьшает «положительный эффект ПТН», т.е. увеличение трещиностойкости в результате предварительного термомеханического нагружения.

Литература

1. Laukkanen A. Analysis of experimental factors in elastic-plastic small specimen mixed-mode I-II fracture mechanical testing /A. Laukkanen // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. – 2001. – 24. – P.193-206.
2. Іваницький Я. Л. Методи оцінки тріщиностійкості конструкційних матеріалів за умов складного навантаження: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 01.02.04. «Механіка деформівного твердого тіла» / Я.Л. Іваницький. – Львів, 2005. – 41 с.
3. Swankie, T.D. Low temperature mixed mode fracture of a pressure vessel steel subject to prior loading/ T.D.Swankie, D.J.Smith // Eng. Fract. Mech.– 1998. – Vol. 61. – P.387-405.
4. Pokrovsky, V.V. Prediction of influence of warm prestressing on the fracture toughness of heat resistant steels under mixed mode deformation/ V.V. Pokrovsky, V.G. Sydiachenko // Int. conf. “Strength of Materials and Structural Elements”: Abstracts of Papers, Kyiv, 2011 – pp.340-347.
5. Сидяченко В.Г. Расчетно-экспериментальное исследование трещиностойкости при продольном сдвиге / В.Г. Сидяченко // Пробл. прочности. – 2015. - N 4. – С. 121-130.
6. Manoharan, M., Hirth, J.P. and Rosenfield, A.R. (1989). Combined mode I - mode III fracture of a high carbon steel. *Scripta metallurgica*, 23, 763-766.
7. Задачи термочности, вибродиагностики и ресурса энергетических агрегатов / Н.Г.Шульженко, П.П.Гонтаровский, Б.Ф. Зайцев – Харьков: ХНАДУ, 2011. – 444 с.

НОВИЙ ПІДХІД ДО ОЦІНКИ КРИТИЧНОЇ ТЕМПЕРАТУРИ КРИХКОСТІ МЕТАЛУ КОРПУСУ РЕАКТОРА ВВЕР-1000

В.М. Ревка¹, Г.П. Гринченко², Л.І. Чирко¹, О.В. Тригубенко^{1,2}, М.Г. Голяк¹

¹Інститут ядерних досліджень НАН України, ²ВП «Науково-технічний центр» ДП «НАЕК «Енергоатом»

Abstract. This paper analyzes the shortcomings of existing regulatory approaches used in Ukraine in determining the rate of radiation embrittlement of RPV metal. It was shown that the application of these approaches can lead to the incorrect estimation of the critical temperature of brittleness. Based on the experience of surveillance specimens testing and the analysis of experimental data it was offered a modern method for determining the critical brittleness temperature of the RPV metal.

Вступ. Для кожного корпусу реактора (КР) ВВЕР-1000 здійснюється матеріалознавчий супровід його безпечної експлуатації. В рамках цього супроводу періодично проводять дослідження зразків-свідків (ЗС), що регламентовано нормативними документами, які діють в атомній енергетиці України. За результатами випробувань визначають зміни механічних властивостей металу КР. До них, в першу чергу, відносять критичну температуру крихкості (КТК) та її зсув внаслідок впливу експлуатаційних факторів.

Визначення КТК матеріалів з необхідним рівнем консерватизму є ключовим моментом для оцінки терміну безпечної експлуатації корпусів реакторів і повинно регламентуватися відповідними нормативними документами. На даний час в Україні використовують нормативні підходи, які містять застарілі положення щодо визначення ступеню радіаційного окрихчування та КТК, що може призводити до невиправданого обмеження терміну експлуатації КР.

Враховуючи набутий досвід та результати всебічного аналізу експериментальних даних ЗС, з'явилось підґрунтя для розробки удосконаленої методики визначення окрихчування металу корпусів реакторів ВВЕР-1000, що відображає сучасні нормативні вимоги до оцінки критичної температури крихкості опромінених матеріалів з необхідним рівнем консерватизму.

Існуючий підхід до консервативної оцінки КТК. Відповідно до діючих в Україні норм ПНАЭ Г-7-002-86 [1] ступінь радіаційного окрихчування матеріалів КР оцінюють шляхом апроксимації наявних достовірних даних ЗС. Мірою окрихчування є зсув критичної температури крихкості внаслідок опромінення при температурі експлуатації ΔT_F . Для апроксимації експериментальної залежності ΔT_F від флюенсу нейтронів використовується степенева функція (нормативна модель окрихчування), що задається рівнянням:

$$\Delta T_F = A_F \cdot F^{1/3}, \quad (1)$$

де A_F – параметр середньої лінії регресії; F – флюенс швидких нейтронів з енергією $E \geq 0,5$ MeV в одиницях 10^{22} м⁻². Використовуючи регресійний аналіз (метод найменших квадратів), визначають величину A_F .

Для консервативної оцінки критичної температури крихкості T_K використовують довірчу границю для параметра середньої лінії регресії з імовірністю 95 % ($A_F^{95\%}$). Значення T_K оцінюють за допомогою наступного рівняння:

$$T_K = T_{K0} + \Delta T_F, \quad (2)$$

де T_{K0} – вихідна критична температури крихкості, ΔT_F – зсув КТК внаслідок опромінення при температурі теплоносія з довірчою ймовірністю 95 %.

У рівнянні (2) зсув ΔT_F обчислюють через величину $A_F^{95\%}$, використовуючи наступне співвідношення:

$$\Delta T_F = A_F^{95\%} \cdot F^{1/3}. \quad (3)$$

Величину $A_F^{95\%}$ оцінюють шляхом статистичної обробки експериментальної залежності ΔT_F від флюенсу нейтронів, використовуючи формулу:

$$A_F^{95\%} = A_F + M, \quad (4)$$

де M – довірчий інтервал для середньої лінії регресії із ймовірністю 95 % (рівень надійності $\alpha = 0,05$). Фактично M визначає верхню довірчу межу для середньої лінії регресії із ймовірністю 95 %.

Значення M обчислюється методами математичної статистики з використанням стандартного відхилення σ і коефіцієнта Стьюдента t (для кількості вимірювань ≤ 30) за формулою:

$$M = t \cdot \left(\frac{\sigma}{\sqrt{n}} \right), \quad (5)$$

де n – кількість експериментальних точок ΔT_F , співвідношення $\left(\frac{\sigma}{\sqrt{n}} \right)$ – похибка середнього значення A_F , що в \sqrt{n} разів менше стандартного відхилення. Коефіцієнт Стьюдента залежить від кількості вимірювань і його значення є досить великим при малій кількості вимірювань [2].

Таким чином, при такому підході коефіцієнт $A_F^{95\%}$, який характеризує довірчий інтервал для середньої лінії регресії, не є верхньою довірчою границею для даних і залежить від кількості експериментальних значень. Навіть при незмінному значенні стандартного відхилення, яке характеризує розкид даних щодо середньої лінії регресії, при збільшенні кількості експериментальних точок величина $A_F^{95\%}$ буде зменшуватися, наближаючись до середнього значення A_F .

Більш того, при кількості випробувань $n \leq 4$ (при різних значеннях флюенсу) довірчий інтервал M помітно зростає і перевищує стандартне відхилення в кілька разів, що у випадку істотного розкиду експериментальних значень ΔT_F робить оцінку $A_F^{95\%}$ практично безглуздою для інженерних підходів.

Також слід сказати, що з точки зору матеріалознавства середня лінія регресії для функції (1) є трендовою кривою окрихчування і в цьому випадку коефіцієнт радіаційного окрихчування A_F характеризує певну властивість матеріалу, тобто чутливість сталі до опромінення. Якщо для цих цілей використовувати коефіцієнт $A_F^{95\%}$, обчислений за вищевказаною процедурою, ми отримуємо штучно завищену оцінку ступеню окрихчування матеріалу, і рівень завищення або недооцінки буде залежати від кількості експериментальних точок.

Консервативна оцінка КТК за новим підходом. У світовій практиці для отримання консервативного значення зсуву температури крихкості використовується додатковий температурний запас, який враховує розкид експериментальних даних, обумовлений неоднорідністю матеріалу, а також похибкою визначення флюенсу нейтронів. З цією метою нормативна інструкція МАГАТЕ [3], наприклад, рекомендує використовувати температурний запас, що дорівнює експериментально визначеному стандартному відхиленню σ . Схожий підхід регламентується методикою МАГАТЕ VERLIFE-2008 [4], в якій температурний запас враховується шляхом зміщення середньої лінії регресії вертикально вгору на величину δT_m ($\delta T_m = 10$ °C для основного металу; $\delta T_m = 16$ °C для металу зварного шва (ЗШ)).

Наступна версія нормативного документу МАГАТЕ VERLIFE [5] використовує досить консервативний підхід для визначення величини δT_m згідно з наступною умовою:

$$\delta T_m = \max \{ 1,64\sigma^{\text{exp}}; 1,64\delta T_m \}, \quad (6)$$

де σ^{exp} – стандартне відхилення для ΔT_F відносно середньої лінії регресії; $\delta T_m = 16^\circ\text{C}$ – врахування неоднорідності параметрів механічних властивостей по об'єму виробу.

На основі міжнародного досвіду та з урахуванням практичних знань, набутих під час обробки даних випробування ЗС металу КР ВВЕР-1000, у даній роботі при визначенні консервативного значення критичної температури крихкості T_K опромінених матеріалів пропонується використовувати наступну залежність:

$$T_K = T_{K0} + \Delta T_F + M, \quad (7)$$

де M – температурний запас, з довірчою ймовірністю 95 %, який враховує невизначеність оцінки ΔT_F , пов'язаної з неоднорідністю матеріалу й умов опромінення. Температурний запас M кількісно рівний подвоєному стандартному відхиленню для узагальненої залежності ΔT_F від флюенсу нейтронів для всіх КР АЕС України, тобто $M = 2\sigma_\Delta$.

В рамках підготовки нової методики до оцінки КТК матеріалів корпусів реакторів було проведено статистичний аналіз експериментальних залежностей зсуву ΔT_F від флюенсу нейтронів для всіх блоків ВВЕР-1000, які експлуатуються в Україні, та визначено величину σ_Δ . В аналіз було включено достовірні і представницькі дані для основного металу (29 експериментальних значень) і металу ЗШ (44 значення), отримані із застосуванням технології реконструкції.

За результатами аналізу було визначено, що $\sigma_\Delta = 5^\circ\text{C}$. Отже довірчий інтервал для одиничних вимірювань ΔT_F з довірчою ймовірністю 95% становить $2\sigma_\Delta = 10^\circ\text{C}$. Таким чином для залежності (7) було визначено, що $M = 10^\circ\text{C}$.

Разом з тим, у випадку великого розкиду даних новою методикою передбачено необхідність добавки додаткового температурного запасу, щоб верхня довірча крива охоплювала всі експериментальні точки ΔT_F .

Застосування нового підходу для оцінки зсуву критичної температури крихкості. Новий підхід було застосовано для визначення консервативного значення зсуву температури крихкості металу одного з КР, що експлуатується в Україні. Крім того, результати обробки даних за новою методикою було порівняно з існуючим підходом для консервативної оцінки КТК.

На рис.1 та 2 представлено графіки залежності зсуву КТК від флюенсу швидких нейтронів для основного металу та металу ЗШ відповідно.

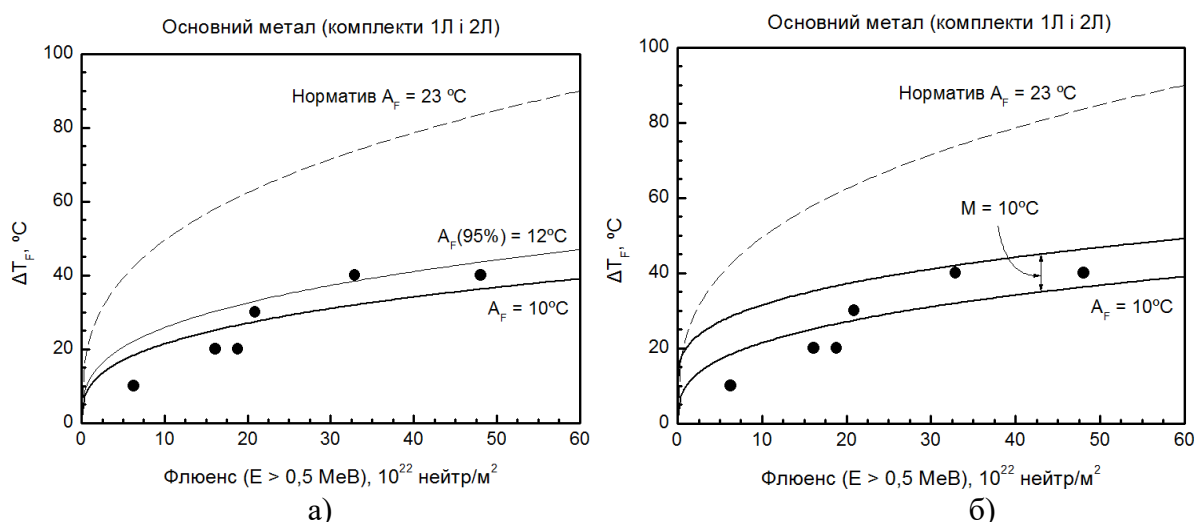


Рис.1. Залежності зсуву КТК від флюенсу швидких нейтронів для основного металу КР з консервативним визначенням ΔT_F за діючим (а) та новим підходом (б)

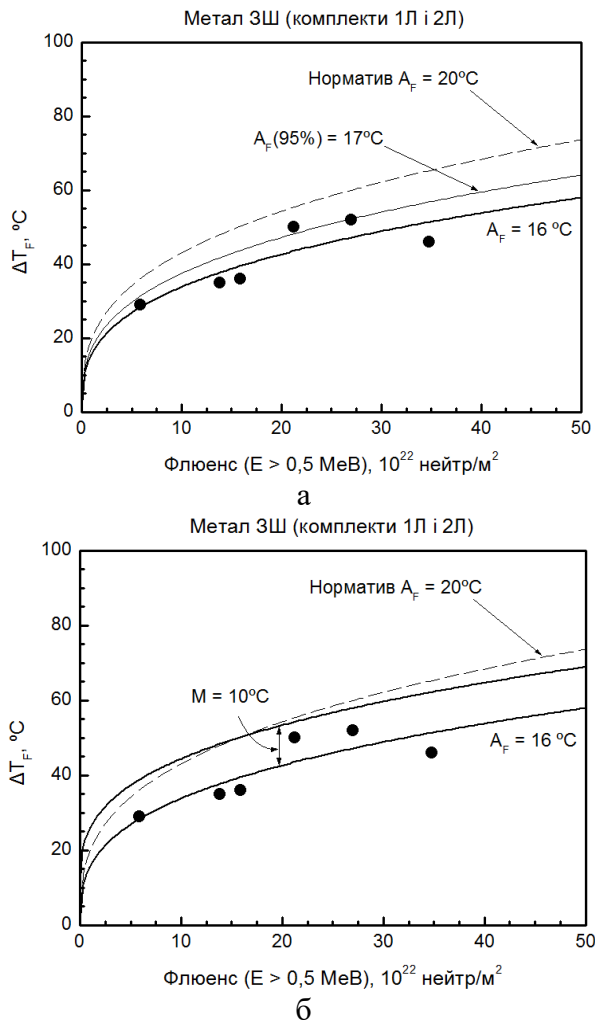


Рис.2. Залежності зсуву КТК від флюенсу швидких нейтронів для металу ЗШ КР з консервативним визначенням ΔT_F за діючим (а) та новим підходом (б)

З рисунків видно, що 95 % довірча границя, яка визначена згідно діючого нормативного підходу, не є консервативною для експериментальних значень ΔT_F , що не відповідає вимогам щодо оцінки зсуву критичної температури крихкості та є неприйнятним для практичного застосування. У цей же час використання нового підходу дає консервативну оцінку зсуву КТК, оскільки коректно характеризує розкид даних та є верхньою границею для всіх значень ΔT_F .

Таким чином, попередній аналіз для вибраного корпусу реактора дає підстави вважати, що нова методика може бути успішно використана в нормативній практиці для консервативної оцінки радіаційного зсуву критичної температури крихкості металу КР.

Література

1. ПНАЭ Г-7-002-86 Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Введ. 01.07.87. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 524 с.
2. Л.А. Славутский. Основы регистрации данных и планирования эксперимента. – Учебное пособие: Из-во ЧГУ, Чебоксары, – 2006. – 200 с.
3. Руководство по анализу термического удара для АЭС с реакторами типа ВВЭР // IAEA-EBP-WWER-08. МАГАТЭ, Вена, 2005. – 73 с.
4. VERLIFE -2008 – Unified Procedure for Life time Assessment of Components and Piping in WWER NPPs. – version 2008 – 275 p.
5. Guidelines For Integrity and Life time Assessment of Components and Piping in WWER Nuclear Power Plants (VERLIFE-2013) – Version 2013. – 315 p.

ОЦІНЮВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ОСІ КОЛІСНОЇ ПАРИ ЛОКОМОТИВА ІЗ ПОВЕРХНЕВОЮ ПОПЕРЕЧНОЮ ТРІЩИНОЮ

Д. В. Рудавський¹, Ю. І. Канюк¹, М. С. Шефер²

¹Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, Львів

²Львівський національний університет імені Івана Франка, Львів

A new calculation methodology of residual lifetime estimation of railway wheel axle is proposed. The methodology is based on kinetic equation of fatigue crack growth, obtained by energy approach of fracture mechanics of materials. It is shown, that comparatively small crack-like defects at the wheel axle surface reach critical sizes in comparatively short run.

Вступ. У процесі руху потяга, колісні пари локомотива передають навантаження від його ваги на рейки, направляють рух локомотива уздовж рейкової колії і за рахунок обертаючих моментів, які створюють тягові електродвигуни, забезпечують сили тяги. Колісні пари є найбільш відповідальними елементами механічної частини локомотива, оскільки від їх стану залежить безпека його руху. Нерідко в осі колісної пари присутні тріщиноподібні дефекти, які можуть виникати як на етапі її виготовлення, так і в процесі експлуатації.

Оскільки осі працюють під дією циклічно змінного навантаження, то це сприяє зародженню та поширенню в них втомних тріщин, які з часом досягають критичних розмірів.

Хоча осі колісних пар рухомого складу залізниці є елементами довготривалої експлуатації, на практиці нерідко трапляється їх передчасне руйнування, зумовлене тріщиноподібними дефектами (виробничого або експлуатаційного характеру), які розвиваючись за втомним механізмом при експлуатаційних навантаженнях призводять до повного руйнування осі (рис. 1).

Незважаючи на те, що відповідальні елементи конструкцій локомотива підлягають періодичному технічному огляду, їх втомне руйнування часто відбувається без видимих ознак та призводить у результаті до експлуатаційних відмов, а інколи і до непередбачених аварій, які нерідко супроводжуються не лише значними матеріальними збитками, але й порушенням екологічної безпеки навколишнього середовища. Щоб передбачити таке руйнування, потрібно вміти розраховувати період докритичного росту виявлених втомних тріщин в осі колісної пари залежно від їх розмірів і розташування, який в даному випадку і визначає залишковий ресурс осі із тріщиною.



Рис. 1. Втомні злами осей колісної пари за сумісної дії різних макромеханізмів руйнування: *a* – біля колеса, *b* – в середній частині та *c* – в шийці осі.

Обґрунтування методики досліджень. В залежності від конструктивного виконання колісні пари локомотивів можуть бути з односторонньою або двосторонньою передачею тягового моменту. У випадку односторонньої передачі (рис. 2, *a*) при русі локомотива на колісну вісь окрім згинаючих будуть діяти також і скрутні зусилля за рахунок скрутного

моменту, який створюють тягові електродвигуни під час рушання потяга. В такому випадку поверхнева втомна тріщини на осі буде розвиватись за змішаними I+II+III макромеханізмами. Ця обставина значно ускладнює окреслену вище ситуацію, зокрема у теоретичному плані. У літературі проблема руйнування таких осей дуже мало вивчена.

Як показує практика, найпоширеніші дефекти, які виникають на поверхні осі колісної пари, близькі за формою до півеліптичної тріщини (рис. 1). Поширення контуру такої тріщини (рис. 2) буде відбуватись за присутності усіх трьох макромеханізмів руйнування (нормального відриву, поперечного та повздожнього зсуву).

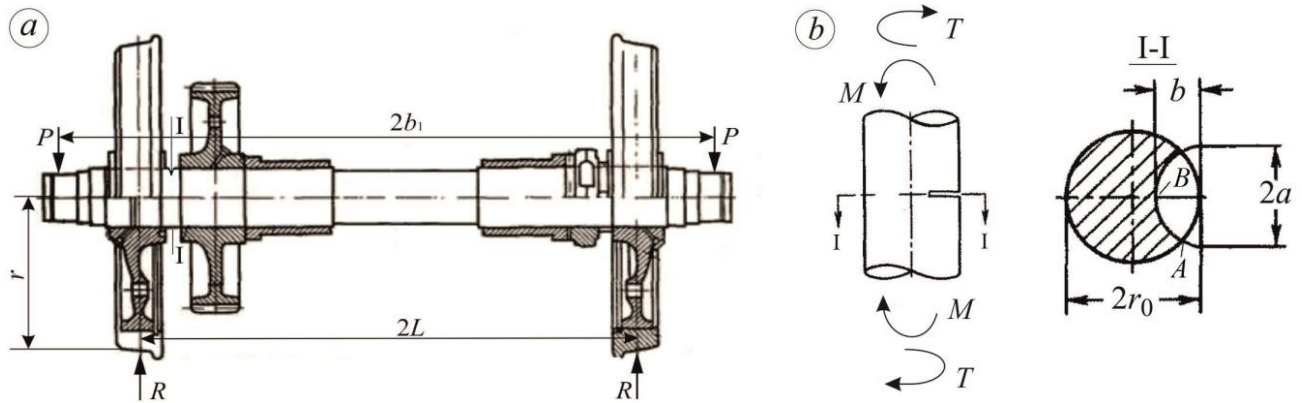


Рис. 2. Схема навантаження колісної пари локомотива із поверхневою тріщиною в перерізі I-I осі (a) та геометрія розташування поперечної півеліптичної тріщини (b).

Формулювання задачі. Для визначення функції швидкості V росту втомної тріщини у довільній точці D її півеліптичного контуру (рис. 2b) скористаємося рівнянням (3), яке отримали [1–3] за енергетичним підходом механіки руйнування:

$$V_D(a, b) = a_1 \frac{(1-R)^4 K_{ID\max}^4(a, b) - a_2}{a_3 - K_{ID\max}^2(a, b) - K_{IID\max}^2(a, b) - K_{IIID\max}^2(a, b)}, \quad (1)$$

де $K_{iD\max}$ – максимальні коефіцієнти інтенсивності напружень у точці D , R – асиметрія циклу навантаження, a_i , $i = 1, 2, 3$ – деякі константи матеріалу, що визначають із експерименту на циклічну втому [4].

Залежності довжин півосей a та b від кількості циклів навантаження N повністю визначатимуть кінетику росту втомної тріщини. Ці залежності можна отримати із розв'язку системи двох звичайних диференціальних рівнянь [5]

$$\begin{aligned} da/dN &= V_A(K_{IA\max}, K_{IIA\max}, K_{IIIA\max}), \\ db/dN &= V_B(K_{IB\max}, K_{IIB\max}, K_{IIIB\max}) \end{aligned} \quad (2)$$

із відповідними граничними умовами

$$a(0) = a_0, \quad b(0) = b_0,$$

де $V_{A, B}$ – функції швидкості росту півеліптичного контуру тріщини відповідно у точках A та B (рис. 2b), $K_{iA\max}$ та $K_{iB\max}$, ($i = I, II, III$) – коефіцієнти інтенсивності напружень у них (рис. 2b).

За критерій вичерпання залишкового ресурсу умовно приймали рівність півосі b величині радіуса поперечного перерізу колісної осі, тобто

$$b(N_c) = r_0, \quad (3)$$

де N_c – гранично-допустима кількість циклів навантаження–розвантаження тріщини.

Систему звичайних диференціальних рівнянь першого порядку (2) розв'язували числовим методом Рунге–Кутта [6] для випадку осі колісної пари тепловоза ЧМЕЗ. Результати розрахунку представлені на рис.3.

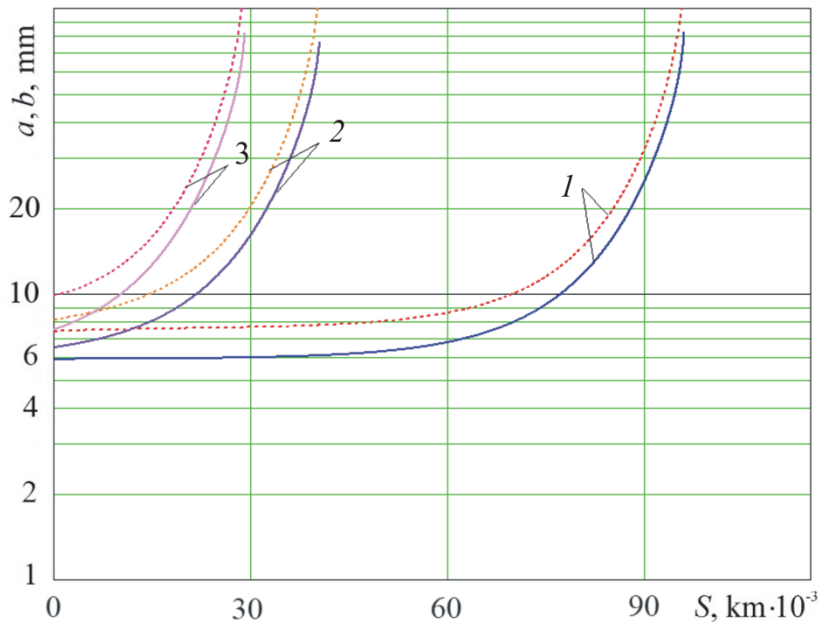


Рис. 3. Криві зміни розміру півосей півеліптичного контуру втомної тріщини (суцільні – піввісь b , штрихові – a) для різних їх початкових значень за співвідношення півосей $b_0/a_0 = 0,8$ (1 – $b_0 = 5,92$ mm; 2 – 6,5; 3 – 7,5);

Висновки. На основі проведених розрахунків залишкового ресурсу осі колісної пари тепловоза ЧМЕЗ, що ґрунтується на енергетичних підходах механіки втомного руйнування матеріалів, показано, що порівняно невеликі за розмірами тріщиноподібні дефекти на поверхні осі колісної пари можуть за невеликий пробіг досягнути критичних розмірів, а також встановлено, що кінетика росту втомної поверхневої тріщини залежить не лише від площі початкового тріщиноподібного дефекту, але й суттєво від початкової конфігурації, тобто від співвідношення між великою a_0 та малою b_0 півосями його півеліптичного контуру.

Література

1. Рудавський Д. В. Залишковий ресурс металевих елементів конструкцій у водневмісних середовищах. – К.: Наук. думка, 2011. – 208 с.
2. Скальський В. Р., Рудавський Д. В., Басараб Р. М. Оцінка залишкової довговічності труб магістральних нафтопроводів із поверхневими тріщинами // *Методи розв'язування прикладних задач механіки деформівного твердого тіла.* – Дніпропетровськ: Ліра, 2012. – Вип. 13. – С. 344–350.
3. Скальський В. Р., Рудавський Д. В., Дубицький О. С. Розрахунок залишкового ресурсу ресорного листа з наявною поверхневою тріщиною // *Проблеми прочності.* – 2013. – № 1. – С. 33–42.
4. Оцінка розвитку втомного руйнування в'язких конструкційних сталей / В. Р. Скальський, Д. В. Рудавський, П. Я. Галан, І. М. Лясота, П. П. Великий, Я. Д. Толопко // *Вісник Дніпропетровськ. нац. ун-ту залізн. транспорту ім. акад. В. Лазаряна.* – 2010. – Вип. 33. – С. 251–254.
5. Андрейкив А. Е., Дарчук А. И. Усталостное разрушение и долговечность конструкций. – К.: Наук. думка, 1992. – 184 с.
6. Бахвалов Н. С., Жидков Н. П., Кобельков Г. М. Численные методы. – М.: Бинوم, 2001. – С. 363–375.

МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО – ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ТРАНСПОРТЕРІВ

І.М. Кучвара М.В. Бабій

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

Abstract. In the article computer model of the tape winding process on the mandrel is presented. This model allows predicting of emergence of critical stresses that lead to the destruction of the material. According to the results of simulation, the minimum allowable radius of bending is determined. In this way, it is possible to avoid the appearance of negative phenomena that negatively affect of transporters performance.

В процесі виконання технологічних процесів гвинтовими транспортерами, які є поширеними у аграрному виробництві, найбільшого зношування зазнає зовнішня кромка робочих органів, причому, на етапі виготовлення гвинтових елементів виникають напруження розтягу по зовнішньому краю [5], які призводять до розтягу, зношення та утворення мікротріщин в матеріалі гвинтового елемента транспортера, які негативно впливають на показники надійності та довговічності, особливо враховуючи транспортування середовищ часто агресивних для металевих матеріалів з яких виготовлено обладнання [2, 3, 4]. Тому питання точності моделювання НДС та прогнозування появи даних пошкоджень і їх уникнення є актуальними.

Для аналітичного моделювання НДС матеріалу гвинтового транспортера в процесі його виготовлення методом навивання на оправку, зокрема по зовнішній кромці, з метою підвищення точності прогнозування надійності, створено комп'ютерну модель (рис. 1-5), виконану в середовищі SolidWorks 2012, яка забезпечує обчислення НДС адекватного технологічному процесу, а також встановлення рівня критичних напружень з метою їхнього попередження.

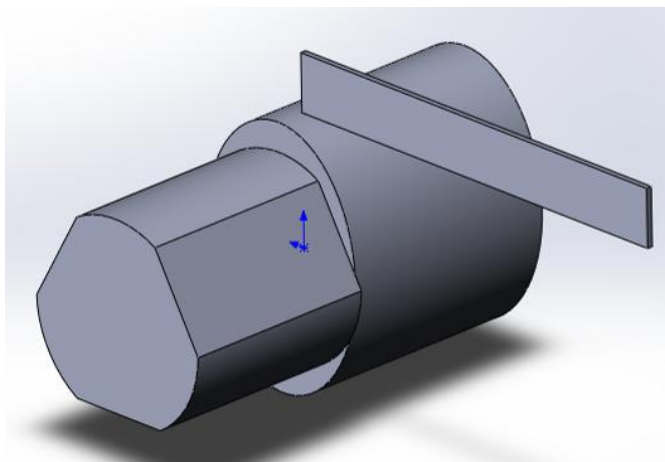


Рис. 1. Вихідна схема комп'ютерної моделі

Для визначення мінімально допустимого радіуса гнуття стрічки, при навиванні на еліпсну оправку, при якому виникають максимально допустимі напруження, та отримання відповідних графічних залежностей проведено моделювання умов досліджень. Оправа жорстко закріплена (рис. 2), аналогічно стрічкова заготовка також жорстко закріплена з оправою. До стрічкової заготовки по вертикальній осі прикладено зосереджені зусилля, що моделюють вплив притискного ролика.

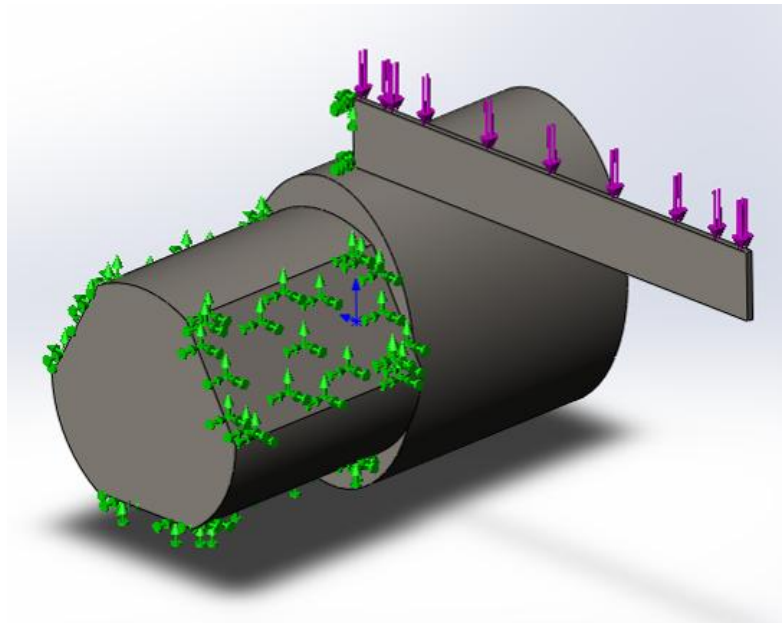


Рис. 2. Схематизація навантаженості

Змінні параметри: матеріал стрічкової заготовки, геометричні параметри еліпсної оправки (більша вісь і менша вісь), при сталому відношенні ширини заготовки до її товщини 1:10.

SolidWorks 2012 забезпечив одержання графічних відображень переміщень стрічкової заготовки (рис. 3), напруження, що виникають в матеріалі стрічкової заготовки (рис. 4) та деформації (рис. 5) під дією прикладеного зусилля.

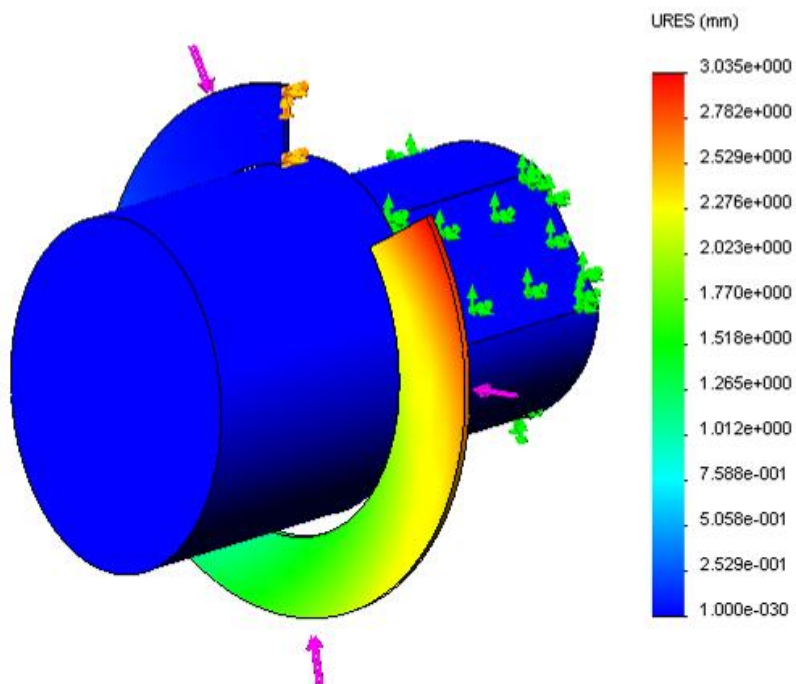


Рис. 3. Переміщення під дією прикладеного зусилля

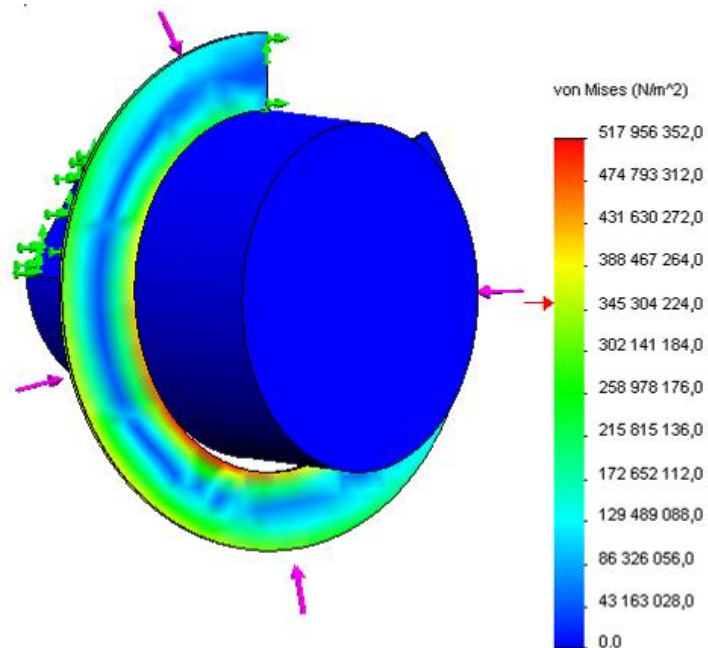


Рис. 4. Напруження в матеріалі під дією прикладеного зусилля

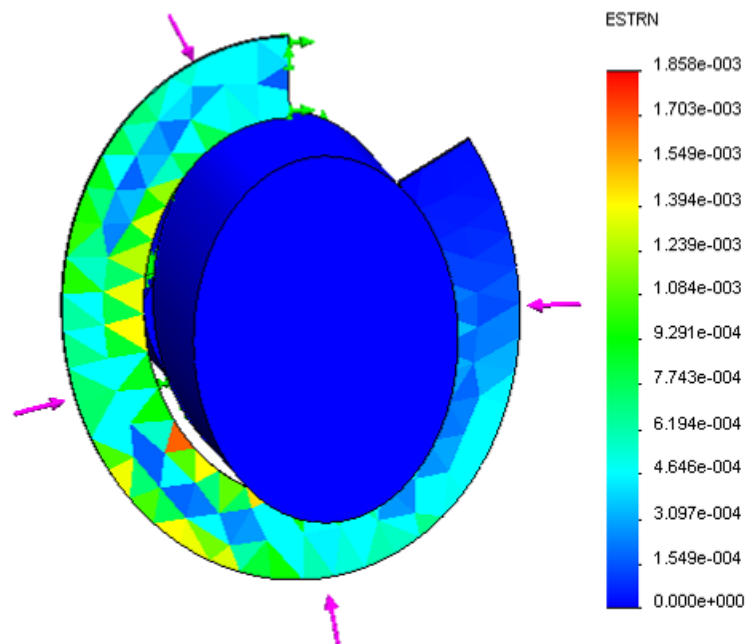


Рис. 5. Деформації, що виникають в матеріалі стрічкової заготовки під дією прикладеного зусилля

На основі побудованої комп'ютерної моделі побудовано графічну залежність (рис. 6) рівня напружень в матеріалі стрічкової заготовки від радіуса кривизни гнуття.

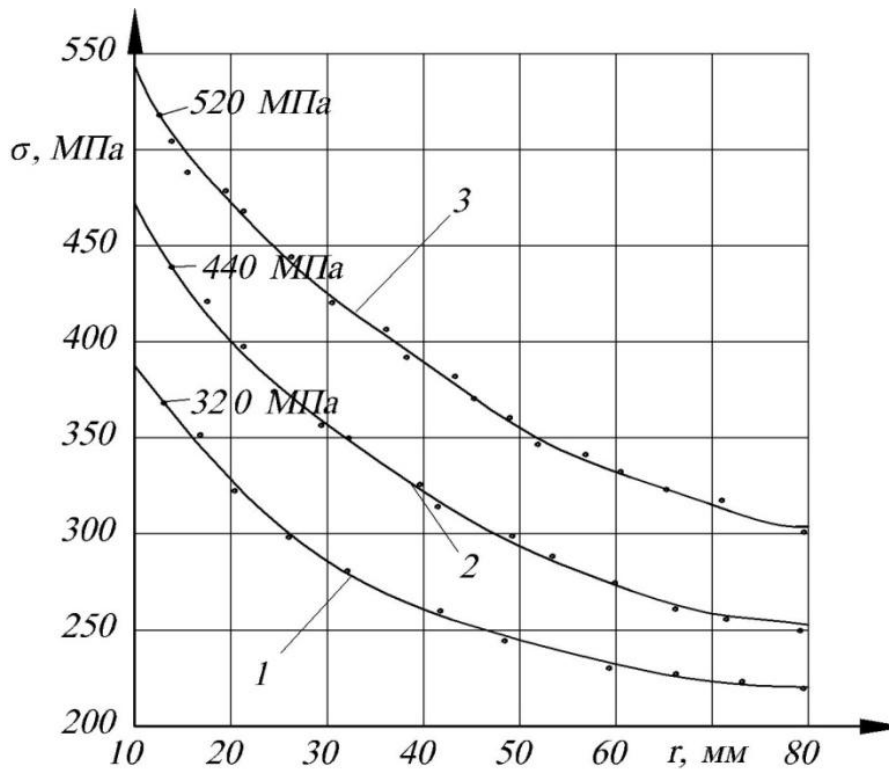


Рис. 6. Графічна залежність рівня напружень в матеріалі стрічкової заготовки від радіуса кривизни гнуття: 1 – Ст 3, $\sigma_b=440$ МПа; 2 – Сталь 08кп, $\sigma_b=340$ МПа; 3 – Алюмінієвий сплав Д16, $\sigma_b=520$ МПа

Встановлено, при збільшенні радіуса гнуття стрічки, рівень напружень в матеріалі зменшується, проте при значенні радіуса $r=16$ мм величини нормальних напружень набувають значень, при яких відбувається руйнування матеріалу транспортера. Отже, доцільно вибирати оправку з мінімальним радіусом кривизни - більше 20 мм.

Література.

1. Кучвара І.М. Технологічне забезпечення виготовлення деталей еліптичних гвинтових робочих органів машин. Дисертація на здобуття кандидата технічних наук. 2016. – 205с.
2. Popovych. P. V. The service life evaluation of fertilizers spreaders undercarriages / P. V., Popovych; O. L., Lyashuk; I. S., Murovaniy; V. O., Dzyura; O. S., Shevchuk; V. D., Myndyuk // INMATEH - Agricultural Engineering . Sep-Dec 2016, Vol. 50, Issue 3, pp.39-46.
3. Popovych. P. V. Influence of organic operation environment on corrosion properties of metal structure materials of vehicles / Popovych P.V., Lyashuk O.L., Shevchuk O.S., Tson O.P., Bortnyk I. M., Poberezhna L.Ya. // INMATEH - Agricultural Engineering . 2017, Vol. 52, Issue 2, pp.113-119.
4. Popovich P.V. Influence of Operating Media on the Fatigue Fracture of Steels for Elements of Agricultural Machines / R. A. Barna, P. V. Popovich // Materials Science . – 2014. – Vol. 50, 3. – pp. 377-380.
5. Кучвара І. Н. Исследование силовых параметров формообразования профильных винтовых элементов / И. Б. Гевко, И. Н. Кучвара, А. Е. Дячун, А. Б. Гупка // MOTROL. Commission of Motorization and Energetics in Agriculture. – Lublin, 2015. – Vol. 17, no 7. – P. 111-116.

МЕТОДОЛОГІЯ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ СПЕКТРУ НАВАНТАЖЕННЯ НА ПОВЕДІНКУ І ВТОМНЕ ПОШКОДЖЕННЯ ПІД ЧАС ТРАНСПОРТУВАННЯ РАКЕТИ НОСІЯ

П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, М.І. Гудь

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя Україна

Підсилені за допомогою стрингерів циліндричні оболонки знайшли широке застосування у різноманітних галузях народного господарства, зокрема у ракетобудуванні для виготовлення обтікачів та оболонок ракет носіїв. Базовим призначенням таких конструкцій є захист внутрішніх елементів ракет носіїв та супутників при виведенні їх на орбіту. Крім того, при транспортуванні до місця старту на оболонки діють різноманітні навантаження, особливість яких визначається типом транспортного засобу. Так, при перевезенні авіатранспортом оболонки можуть здійснювати як вільні, так і вимушені коливання, що спричинені неоднорідністю повітря (турбулентність) при польоті, а також роботою двигунів літака, вертикальними прискореннями (перевантаженнями).

Дослідженням динаміки оболоноквих елементів ракетноносіїв та підсилених оболоноквих елементів присвячені праці [1-4]. Дослідження лінійних прискорень, вимірюваних при морському транспортуванні ракети носія "Зеніт-3SL" наведено в праці [5]. Проведена статистична обробка максимальних значень вимірюваних прискорень на опорах установки протягом 29 місій "Зеніт-3SL". Огляд експериментальних методів досліджень наведено в роботах [6-7].

За основу при розробці моделі взято I ступінь ракети-носія, довжина якої становить 6300 мм, а діаметр 1800 мм, товщина стінки 1,5 мм. При розробці моделі застосовано афінну подібність. Розміри моделі обирали також з урахуванням геометричних характеристик випробувальної установки. Довжина порожнинного циліндра становить 1500 мм, діаметр 400 мм, товщина стінки циліндра 1,5 мм. У підсиленій моделі використовували стрингери з рівностороннього кутника 10x10x1,5 мм, які розміщували на внутрішній поверхні оболонки симетрично та з постійним кроком. Стиковочні шпангоути у вигляді накладок товщиною 1,5 мм та шириною 100 мм наклеювали зсередини на краї оболонки.

Для виготовлення моделі оболонки та стрингерів застосовували алюмінієвий сплав Д16АТ з наступними механічними характеристиками: модуль Юнга $E = 7.2 \times 10^5$ МПа; коефіцієнт Пуассона $\nu = 0,3$; $\rho = 2,7 \cdot 10^4$ Н/м³.

Експеримент проводиться на випробувальній машині STM-100, характеристики наведені у Табл. 1. Загальний вигляд машини наведено на рис. 1.

За допомогою даного комплексу можна керувати наступними параметрами: зусиллями (F), переміщеннями штока (S) та деформацією (E), що дає змогу реалізувати жорстке та м'яке навантаження із забезпеченням асиметрії циклу навантаження від $R = -1 \dots +1$ і вибором однієї із трьох форми циклу: синусоїдної, лінійної чи прямокутної.

Також є можливість масштабування керуючого параметру у діапазонах: 1:1; 2:1; 5:1 і реєстрацію вимірювальних величин F, S, E на магнітоносій та вивід інформації в режимі реального часу на двохкоординатний самопишучий потенціометр типу Н-307/1. Похибка величини задаючого каналу та похибка контрольованих величин не перевищує 1% від максимального значення встановленого масштабного діапазону.

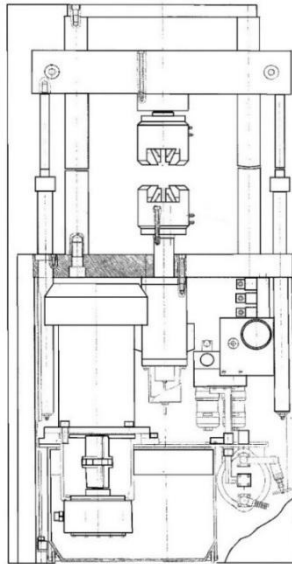


Рисунок 4. Загальний вигляд випробувальної машини STM-100

Таблиця №1

Технічні характеристики серво-гідравлічної випробувальної машини STM-100

Найбільше статичне зусилля	100 kN
Найбільше зусилля циклічного навантаження	80 kN
Робоча частота циклічного навантаження	0,005...100 Hz
Максимальний тиск гідросистеми	27,5 MPa
Продуктивність гідростанції	12...22 l/min
Споживана потужність електродвигуна	11 kW
Хід робочого штока	0...100 mm
Діапазон давача переміщення плунжера	0...100 mm
Масштабування керуючого параметра	1:1; 2:1; 5:1

До штока випробувальної машини кріпиться платформа у вигляді просторової ферми (рис. 3.), на яку встановлюється експериментальна модель підсиленої циліндричної оболонки з розміщеними на ній необхідними давачами вимірювання напружень і переміщень. Для зменшення інерційних зусиль і переміщень ферму виготовили з алюмінієвого кутника 10x10x1 мм.

Список використаної літератури

1. Моссаковский В. И. Прочность ракетных конструкций / В. И. Моссаковский, А. Г. Макаренко, П.И. Никитин, Ю. И. Савин, И. Н. Спиридонов. – М.: Высшая школа, 1990. – 358 с.
2. Амиро И.Я. Теория ребристых оболочек / И. Я. Амиро, В. А. Заруцкий. – К.: Наукова думка, 1980. – 367 с. 3.
3. Амиро И.Я. Устойчивость ребристых оболочек вращения / И. Я. Амиро, О. А. Грачев, В. А. Заруцкий, А. С. Пальчевский, Ю. А. Санников. – К.: Наукова думка, 1987, 180 с.
4. Андрианов И.В. Расчет прочности ребристых оболочек инженерных конструкций / И. В. Андрианов, В. А. Лесничая, В. В. Лобода, Л. И. Маневич. – Киев-Донецк: Вища школа, 1986. – 167 с.
5. В.А. Остапюк, канд. техн. наук О.Э. Арлекинова Исследование результатов экспериментального определения нагружения ракеты-носителя при морской транспортировке на стартовой платформе
6. Шевченко 1 В.П. акад. НАН Украины, д.ф.-м.н., проф., Власов 2 О.И., Каиров 2 В.А. 1-Донецкий национальный университет, г. Донецк, Украина; 2-Национальный университет кораблестроения им. адмирала Макарова, г. Николаев, Украина
Экспериментальное исследование собственных колебаний конструктивно неоднородных цилиндрических оболочек
7. Заруцкий В.А. О комплексных экспериментальных исследованиях устойчивости и колебаний конструктивно-неоднородных оболочек // Прикл. механика. – 2001. – Т.37, № 8. – С.38-67.

ФРАКТОГРАФІЧНІ ОСОБЛИВОСТІ ВТОМНОГО РУЙНУВАННЯ СТАЛІ 20 В ІНГІБОВАНОМУ СЕРЕДОВИЩІ

Я.М. Хабурський¹, Я.Н. Дацишин²

1 – Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів, Україна

2 – Національний університет «Львівська політехніка», Львів, Україна

Abstract. It is shown that inhibitor TIS influences corrosion fatigue crack growth of carbon 20 steel. Inhibitor in water localizes the influence of hydrogenation, and, consequently, the boundaries of the grains reduce lesser than in water. In this case, hydrogenation localized on the interphase boundaries inside the perlite grains, which stabilized the corrosion processes at the top of the crack and contributed to the constant rate of the fatigue crack growth at low load amplitudes.

Вступ. Протикорозійний захист конструкційних сталей з допомогою екологічно безпечних інгібіторів є важливим науково-практичним завданням. Зокрема, інгібітори, розроблені з відходів рослинної сировини [1, 2, 3], є перспективною основою у вирішенні захисту промислового обладнання не лише від корозії, але й від корозійно-втомного руйнування.

Відомо, що здатність захищати метал від корозійно-механічного руйнування властива незначній кількості відомих інгібіторів [4, 5]. Раніше було показано, що розроблений нами інгібітор ТИС [6], підвищує опір сталі 20 корозійно-втомному руйнуванню в нейтральних середовищах [7], зокрема сповільнюючи акселерацію швидкості росту втомної тріщини.

Метою даної роботи було вивчення впливу інгібітору ТИС на фрактографічні особливості росту втомної тріщини.

Матеріали та методичні аспекти роботи. Досліджували характер зламів, отриманих при вивченні кінетику росту втомної тріщини на балкових зразках сталі 20 (10×20×150 мм) із боковим надрізом (циклічне навантаження $f=1$ Гц, чистий згин). Порівнювали поверхню зламів зразків, досліджуваних на повітрі, у водогінній воді м. Львова (загальна твердість 5,9 мг-екв/л, рН 6,8) та у воді з додатком інгібітору ТИС (2г/л). Мікрофрактографічний аналіз зламів здійснений на сканівному електронному мікроскопі EVO-40XVP.

Результати досліджень.

Порівняння фрактографічних особливостей росту втомних тріщин (РВТ) в різних середовищах на завершальній частині другої ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування (КДВР) виявлено, що у повітрі навіть за швидкості $3 \cdot 10^{-6}$ м/цикл на зламі переважають видовжені в магістральному напрямі РВТ фестони з помітними гребенями відриву, що формувалися під час їх злиття (рис. 1а). За вищої роздільної здатності поперек цих фестонів фіксували типові втомні боріздки (рис. 1б). Їх декорувала незначна кількість вторинних мікротріщин, що є ознакою РВТ за високого рівня навантажень [8, 9].

За випроб у воді попри незмінність швидкості РВТ на зламі переважали елементи міжзеренного руйнування з вторинним розтріскуванням вздовж меж зерен (рис. 1в). За вищої роздільної здатності міжзеренне руйнування, яке звикло пов'язувати з водневим окрихченням, стало ще очевиднішим (рис. 1г). Відзначили також сліди корозійного роз'їдання міжфазних меж між феритом і цементитом в рамках перлітних зерен у вигляді паралельних канавок, орієнтація яких змінювалася від зерна до зерна.

За випроб у інгібованій воді рельєф зламу за невисокої роздільної здатності майже не відрізняється від спостереженого за випроб у воді за такої ж швидкості РВТ (рис. 1д). Разом з тим за вищої роздільної здатності попри особливості, характерні за випроб у воді (вторинне міжзеренне розтріскування), виявили істотно чіткішу картину поділу перлітних зерен вздовж меж розділу цементиту і фериту завдяки вторинному мікророзтріскуванню вздовж їх меж (рис. 1е). Зрозуміло, що всі ці процеси відбуваються в околі вершини тріщини і допустили, що таке мікророзтріскування вздовж меж структурних складових в рамках перлітних зерен

заповільнювало РВТ і її вихід на межі зерен. Як результат в інгібованій воді відбувалося уповільнення РВТ за розмаху ΔK нижчого за $30 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$.

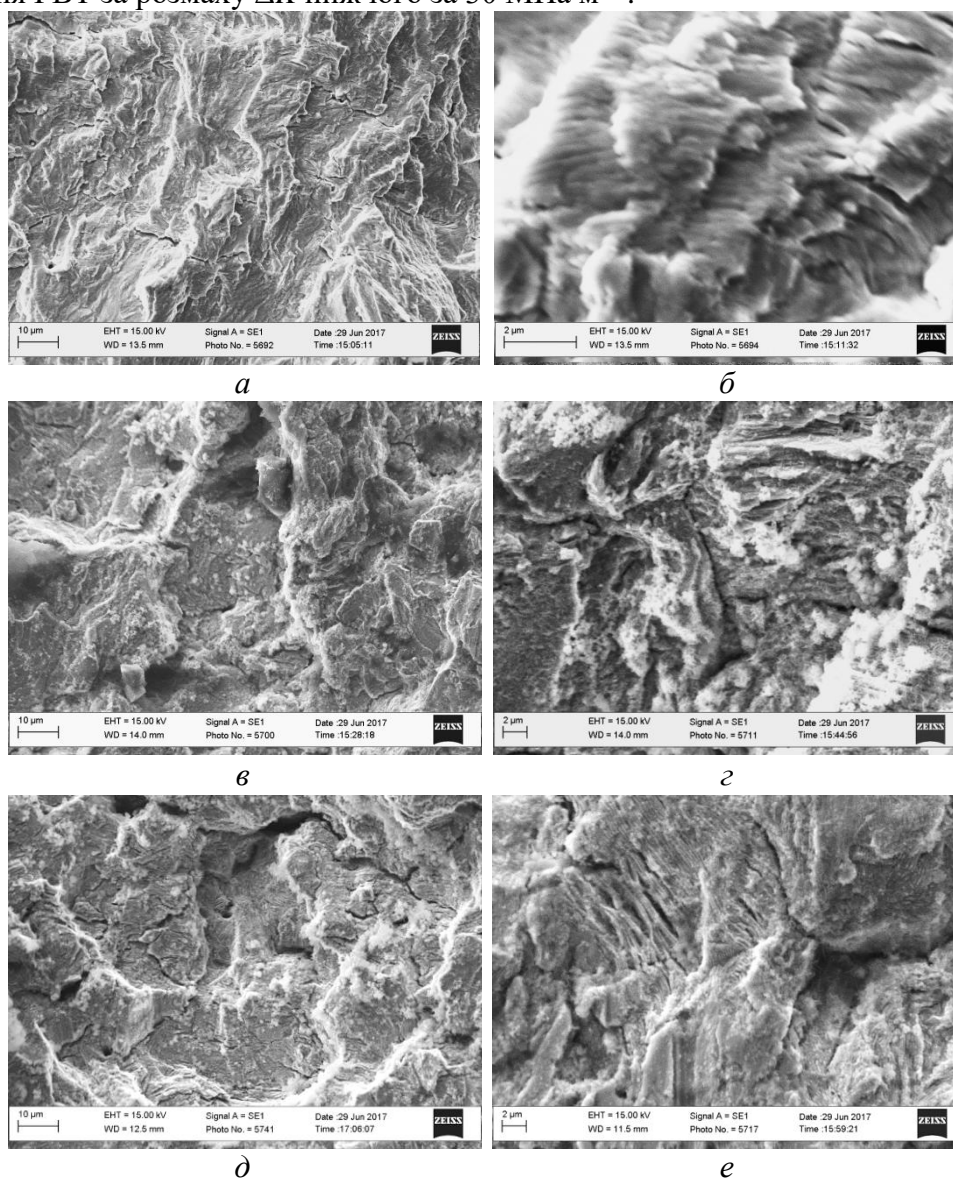


Рисунок 1 – Фрактографічні особливості росту втомної тріщини у повітрі (а, б), воді (в, г) та інгібованій воді (д, е) за постійного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень $33 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$.

Зі зниженням ΔK до $18 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ за випроб на РВТ у повітрі зберігається фестонна будова зламу, але зменшується рельєфність фестонів та боріздок поперек них (рис. 2а, б). Зменшується також довжина і ширина фестонів, а також крок боріздок по відношенню до спостережних за $\Delta K = 33 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$, що свідчить про істотне зниження швидкості РВТ і узгоджується з КДВР.

Подібне зниження рельєфу зламу за випроб при $\Delta K = 18 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ спостерігали також за випроб у воді (рис. 2в) і в інгібованій воді (рис. 2д). Разом з тим відзначили істотне зменшення кількості елементів міжзеренного руйнування і, відповідно, вторинного розтріскування вздовж меж зерен. Це ознака більшої вибіркості водневого окрихчення за нижчого рівня навантаження, а, отже, зростання нерівноцінності меж зерен за опором водневому окрихченню. За вищої роздільної здатності при низькій амплітуді навантаження на видовжених вздовж напрямку РВТ елементах, подібних на фестони за випроб у повітрі, спостерігали неглибокі рівчакоподібні ямки (рис. 2г). Їх можна було трактували як несформовані боріздки, або дрібні виразки корозійного походження, які могли формуватися внаслідок зростання тривалості випроб у воді.

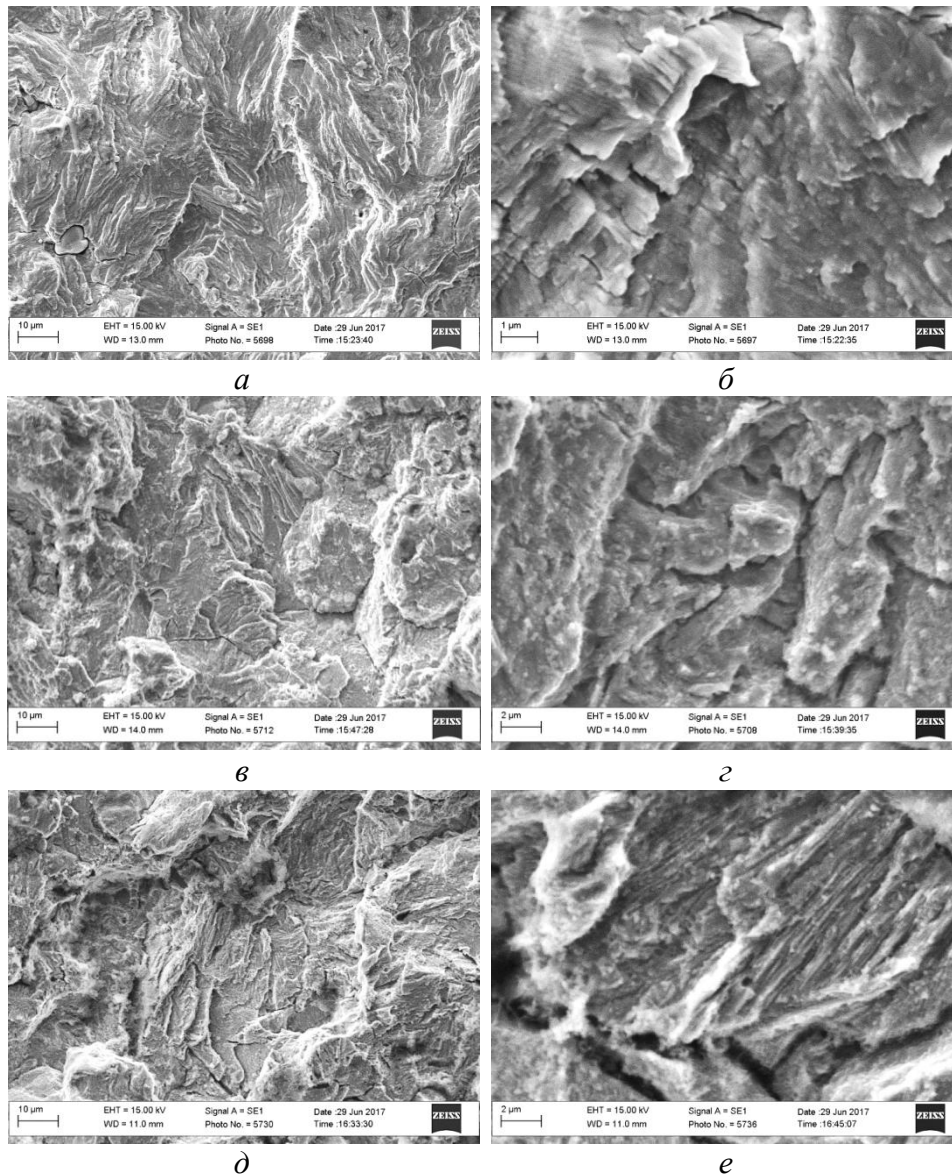


Рисунок 2 – Фрактографічні особливості росту втомної тріщини у повітрі (а, б), воді (в, г) та інгібованій воді (д, е) за постійного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень $18 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$.

Тенденція мікророзтріскування вздовж міжфазних меж в перлітних зернах за випроб у інгібованій воді збереглася незмінною і за нижчої амплітуди навантаження (рис. 2е). Це узгоджується із незмінністю швидкості РВТ аж до $33 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$.

Висновки.

1. Зростання швидкості РВТ у воді (по відношенню до отриманої на повітрі) пов'язане з водневим окрихченням меж зерен і фрагментацією металу на міжзеренному рівні. Інгібітор у воді локалізує вплив наводнювання, а, отже, в меншій мірі ослаблює межі зерен. При цьому наводнювання локалізується на міжфазних межах всередині перлітних зерен, що стабілізувало корозійні процеси в вершині тріщини і сприяло незмінності швидкості РВТ за низьких амплітуд навантаження.
2. Вплив інгібітору на РВТ не пов'язаний з рівнем навантаження за випроб на циклічну тріщиностійкість, а залежить від швидкості корозійних процесів вздовж міжфазних меж у перліті, яка визначається інгібіторним захистом напруженого металу у вершині тріщини від впливу наводнювання. Внаслідок зростання амплітуди навантаження межі зерен розтріскуються і наводнювання ослаблює опір РВТ вздовж цих меж.

Література.

1. Amitha V. E. Rani and Bharathi Bai J. Basu. Green Inhibitors for Corrosion Protection of Metals and Alloys: An Overview // Int. J. of Corrosion. – 2012. – ID380217. – P. 1–15.
2. Визначення протикорозійної ефективності рослинних екстрактів / В.І Воробйова., О.Е.Чигиринець / Наукові вісті НТУУ «КПІ» – 2010. – №6 – С.152-156
3. Бондарь Е.С., Курмакова И.Н., Макей А.П. Ингибирующее действие сока Aloe Vera и композиций на его основе при коррозии малоуглеродистой стали Вісник ЧДТУ Серія «Технічні науки» №1 (77) 2015 –С.26-30.
4. Бабей Ю. И. Влияние комплексной защиты на циклическую трещиностойкость среднеуглеродистой стали в коррозионной среде / Бабей Ю. И., Полутранко И. Б., Зима Ю. В. // Физ.-хим. механика материалов. – 1983. – Т.18, №5 – С.10–12.
5. овышение долговечности металлоконструкций с помощью ингибитора комплексного действия / Ю. И. Бабей, Л. В. Ратыч, З. В. Слободян, И. Н. Дмытрах // Физ.-хим. механика материалов. – 1985. – Т.21, № 6 – С.51–56.
6. Слободян З.В., Маглатюк Л.А., Купович Р.Б., Хабурський Я.М. Композиції на основі екстрактів з кори та стружки дуба – інгібітори корозії середньовуглецевих сталей у воді // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2014. – № 5. – С. 58–66.
7. Вплив екстрактів рослинної сировини на корозію та корозійно-втомне руйнування сталі у прісній воді / З. В. Слободян, Л. А. Маглатюк, Я. М. Хабурський Р. Б. Купович // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2016. –Т. 52, № 1. – С. 119–125.
8. Фрактографічні ознаки експлуатаційної деградації зварних з'єднань магістральних нафтогонів / Г. В. Кречковська, С. Р. Яновський, О. З. Студент, Г. М. Никифорчин // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2015. – 51, № 2. – С. 21–27.
9. Никифорчин Г. М., Ткачук Ю. М., Студент О. З. Експлуатаційна деградація сталі 20Х13 лопаток парових турбін ТЕС // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2011. – 47, № 4. – С. 28–35.

ПОШИРЕННЯ КОРОЗІЙНИХ ТРІЩИН В ДВОШАРОВИХ ПЛАСТИНАХ ЗА ДОВГОТРИВАЛОГО НАВАНТАЖЕННЯ

О.Є. Андрейків¹, І.Я. Долінська², А.Р. Лисик¹

¹Львівський національний університет ім. Івана Франка, Україна;

²Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, Україна.

The computational models were developed to determine the residual life of two-layer plates with cracks under long-term cyclic loads and corrosive environments. These models are based on the first law of thermodynamics, that is, the energy balance of the components and rates of their changes in a two-layer metal body that contains the macro crack and exposed to long-term cyclic tension and corrosion aggressive environments. The particular cases are considered.

Вступ. Як відомо [1, 2], корозійне середовище посилює руйнування металевих матеріалів за довготривалого статичного чи циклічного навантажень і викликає поширення корозійно-механічних тріщин. Для визначення їх ресурсу (залишкового ресурсу) необхідно мати відповідні розрахункові моделі. Сьогодні більшість із них побудовані на основі опису тільки конкретних експериментальних даних. На основі цих теорій можна визначати ресурс (залишковий) тільки деяких елементів конструкцій з тих матеріалів, на експериментальних даних яких вони побудовані. В праці [3] розроблена розрахункова модель на основі деформаційного підходу і деяких припущень стосовно корозійних процесів у вершині тріщини, що також обмежує діапазон її коректного застосування.

Проблема ускладнюється, коли елементи конструкцій мають біметалеву будову, тобто двошарові. Це часто зустрічається в енергетичній і хімічній промисловості. В цьому випадку ще недостатньо розроблені методи для визначення довготривалої міцності біметалів і довговічності виробів із них, особливо, коли вони послаблені дефектами типу тріщин і піддані дії довготривалого циклічного навантаження. Такі матеріали відносяться до класу неоднорідних, для яких характеристики пластичності і тріщиностійкості не стали за об'ємом, а кінетика поширення тріщини складніша, ніж для ізотропних матеріалів. У зв'язку з цим контур наскрізної корозійної тріщини в біметалевій пластині не буде прямолінійний, що ускладнює визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень навіть у найпростіших випадках. Тому, в даній праці побудовано розрахункову модель для знаходження ресурсу елементів конструкцій з тріщинами за корозійного середовища і довготривалого циклічного навантаження, застосування якої апробовано на задачах для двошарових пластин.

Математична модель. Використовуючи раніше отримані результати [4, 5], побудуємо розрахункову модель для визначення періоду докритичного росту тріщини в двошаровій пластині. Для цього розглянемо двошарову (приблизно з однаковими модулями пружності шарів) пластину (товщини шарів h_1, h_2 , $h = h_1 + h_2$) з наскрізною початковою прямолінійною тріщиною довжини $2l_0$, яка розтягується у корозійному середовищі циклічними зусиллями з амплітудою p , які викликають в пластині симетричний щодо площини розміщення тріщини напружено-деформований стан (рис. 1а). Задача полягає у визначенні кількості циклів навантаження $N = N_*$ з досягненням яких корозійно-втомна тріщина підросте до критичного розміру $l = l_*$ і пластина зруйнується.

Для реалізації даної задачі побудуємо математичну модель, тобто диференціальні рівняння з початковими і кінцевими умовами опису таких процесів. На основі відомих

результатів праць [5, 6] для дослідження кінетики росту корозійно-втомної тріщини і визначення періоду її докритичного росту $N = N_*$ можемо записати наступне рівняння з відповідними початковими і кінцевими умовами:

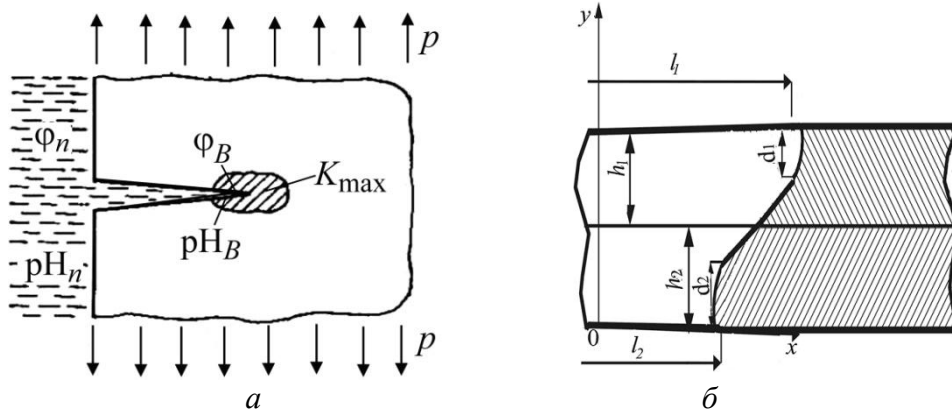


Рис. 1. Схеми навантаження (а) і поперечного перерізу (б) двошарової пластини з тріщиною.

$$\frac{\partial y}{\partial N} \sqrt{1 + (\partial x / \partial y)^2} = \beta_i \{ (1 - R)^4 [K_{I_{\max}}^2(x, y) - K_{iscc}^2] \}^2 + \eta_i [K_{I_{\max}}^2(x, y) - K_{iscc}^2] \times [K_{ifc}^2 - K_{I_{\max}}^2(x, y)]^{-1}, \quad (1)$$

$$N = 0, x = f(0, y); N = N_*, x = x_* = f(N_*, y_*); K_I(x_*, y_*) = K_{ifc} \quad (i = 1; 2). \quad (2)$$

Тут $\beta_i, \eta_i, K_{iscc}^2, K_{ifc}^2$ – характеристики кінетичної діаграми поширення корозійно-втомної тріщини в матеріалі, які визначають для кожного i -го шару пластини експериментально [6]; $K_{I_{\max}}(x, y)$ – змінне максимальне значення коефіцієнта інтенсивності напружень вздовж контуру тріщини. Згідно рис. 1б вважається, що швидкість $V(x, y)$ поширення корозійно-втомної тріщини в шарі з товщиною h_1 буде більша, ніж у шарі товщиною h_2 .

Диференціальне рівняння в часткових похідних (1) нелінійне, розв'язок якого пов'язаний зі значними математичними труднощами. Для його спрощення чинимо так. Вважаємо, що конфігурація рухомого контуру тріщини за товщиною пластини наближено прямолінійна і тільки за виходу на поверхні має заокруглення, де $(\partial x / \partial y)_{y=0;h} = 0$. Тоді кінетику поширення корозійно-втомної тріщини визначатимуть її розміри на поверхнях пластини $l_1 = l_1(N), l_2 = l_2(N)$. На основі цього рівняння (1) зведемо наближено до системи звичайних диференціальних рівнянь з відповідними початковими і кінцевими умовами:

$$\frac{dl_i}{dN} = \beta_i \{ (1 - R)^4 [K_{I_{\max}}^2(l_i, y_i) - K_{iscc}^2] \}^2 + \eta_i [K_{I_{\max}}^2(x, y) - K_{iscc}^2] [K_{ifc}^2 - K_{I_{\max}}^2(x, y)]^{-1},$$

$$(y_1 = h, y_2 = 0) \quad N = 0, l_i = l_{i0}; N = N_*, l_i = l_{i*}; K_I(l_{i*}) = K_{ifc}. \quad (3)$$

Тут коефіцієнти інтенсивності напружень біля контуру тріщини $K_I(l_i, y_i)$, на основі отриманих раніше результатів праці [6], визначатимемо за формулою

$$K_I[l_2 + \beta(l_1 - l_2), y] = p \sqrt{\pi l_2} K(\alpha, \varepsilon, \beta, \gamma), \quad (4)$$

$$K(\alpha, \varepsilon, \beta, \gamma) = [\varepsilon + \alpha(1 - \varepsilon)](1 - \beta) + \beta \varepsilon^{-0.5} [\varepsilon + \gamma(1 - \varepsilon)],$$

де $\varepsilon = l_2 l_1^{-1}, \alpha = d_1^{-1} h, \beta = y h^{-1}, \gamma = l_1^{-1} h$.

Таким чином період докритичного росту $N = N_*$ тріщини (залишковий ресурс пластини) можемо визначити розв'язавши математичну задачу (3), (4).

Заразом пропонуємо простіший підхід для реалізації математичної задачі (3), (4) [6], суть якого наступна. Контур тріщини за товщиною двошарової пластини вважатимемо прямолінійно косим. Тоді різницю між значеннями поверхневих довжин тріщини можна

визначити так: $\Delta l = l_1 - l_2 = h \operatorname{ctg} \theta$ ($0,5\pi \geq \theta \geq \theta_*$, де θ – кут між віссю Ox і напрямком поширення тріщини; θ_* відповідає випадковій спонтанного поширення тріщини [6]). Далі для спрощення задачі вважатимемо, що в процесі поширення тріщини різниця між поверхневими значеннями довжин тріщини Δl буде змінюватися від нуля до $h \operatorname{ctg} \theta_*$ і її можна подати наближено степеневою залежністю від l_1 , тобто

$$\Delta l \approx h(l_1^n - l_0^n)(l_{1*}^n - l_0^n)^{-1} \operatorname{ctg} \theta_* . \quad (5)$$

Тут показник степеня n залежить від характеристик матеріалів шарів пластини і його треба визначати експериментально, або порівняно з одним точним значенням за розв'язання системи рівнянь (3). Тоді на основі (5) і сказаного вище для визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень в поверхневих точках контуру тріщини отримаємо формули

$$K_{2I}(l_2, 0) \approx p \sqrt{\pi(l_1 - \Delta l)} \left[h d_2^{-1} + l_1^{-1} (l_1 - \Delta l) (1 - h d_2^{-1}) \right] (l_0 \leq l_1 < l_{1*}),$$

$$K_{II}(l_1, h) \approx p \sqrt{\pi l_1} \left[\frac{h}{l_1} + \frac{(l_1 - \Delta l)(l_1 - h)}{l_1^2} \right] (l_0 \leq l_1 < l_{1*}) . \quad (6)$$

Коефіцієнти інтенсивності напружень, які наближено визначаються за формулами (6), залежать тільки від однієї змінної $l_1(N)$. Для визначення цієї величини достатньо тільки одного першого рівняння (3), що значно спрощує розв'язок задачі з визначення періоду докритичного росту тріщини $N = N_*$.

Тоді, на основі вище поданого, визначення періоду $N = N_*$ докритичного росту корозійно-втомної тріщини спроститься і зведеться до математичної задачі:

$$\frac{dl_1}{dN} = \beta_1 \{ (1-R)^4 [K_{II}^2(l_1) - K_{Isc}^2] + \eta_1 [K_{II}^2(l_1) - K_{Isc}^2] [K_{IJC}^2 - K_{II}^2(l_1)] \}^{-1}, \quad (7)$$

$$(y_1 = h, y_2 = 0), \quad l_1(0) = l_0, \quad l_1(N_*) = l_{1*}, \quad K_{II}(l_{1*}) = K_{IJC},$$

де $K_{II}(l_1)$ визначають за другою формулою (6).

Оцінка залишкового ресурсу. Для доведення розв'язку задачі до числових результатів покладемо, що шар товщиною h_1 , виготовлений зі сталі 08X18H12T [2], а шар товщиною h_2 – зі сталі 12X1MФА [2]. Вибір матеріалів шарів пластини пов'язаний тільки з тим, що для цих матеріалів у літературі відомі експериментальні дані, на основі яких можна визначити характеристики кінетичної діаграми поширення корозійно-втомної тріщини, зокрема для сталі 08X18H12T [2]: $K_{IJC} = 70 \text{ МПа} \sqrt{\text{м}}$, $\beta_1 = 3,6 \cdot 10^{-9}$, $\eta_1 = 1068$, $K_{Isc} = 11 \text{ МПа} \sqrt{\text{м}}$, $h_1 = 0,002 \text{ м}$, $d_1 = 0,001 \text{ м}$, $p = 250 \text{ МПа}$; для сталі 12X1MФ геометричні параметри і механічні характеристики будуть [2]: $\beta_2 = 3,2 \cdot 10^{-9}$, $\eta_2 = 925$, $h_2 = 0,002 \text{ м}$, $d_2 = 0,001 \text{ м}$, $K_{2JC} = 80 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$, $K_{2sc} = 15 \text{ МПа} \sqrt{\text{м}}$. Тоді, підставляючи ці дані у співвідношення (3) і (4), для визначення періоду $N = N_*$ докритичного росту тріщини в двошаровій пластині отримаємо систему диференціальних рівнянь

$$\frac{dl_1}{dN} = \frac{5,6 \cdot 10^{-13} \cdot [(1,9 \cdot 10^5 l_1 F_1^2(l_1, l_2) - 121)^2 + 2,1 \cdot 10^8 l_1 F_1^2(l_1, l_2) - 129228]}{1 - 30,7 l_1 F_1^2(l_1, l_2)}$$

$$\frac{dl_2}{dN} = \frac{6,5 \cdot 10^{-13} \cdot [(1,9 \cdot 10^5 l_2 F_2^2(l_1, l_2) - 225)^2 + 1,8 \cdot 10^8 l_2 F_2^2(l_1, l_2) - 208125]}{1 - 40,1 l_2 F_2^2(l_1, l_2)}, \quad (8)$$

$$F_1(l_1, l_2) = l_2 l_1^{-1} + 0,004(1 - l_2 l_1^{-1}) l_1^{-1}; \quad F_2(l_1, l_2) = 4 - 3 l_2 l_1^{-1}.$$

Її розв'язували числовим методом Рунге-Куты, при цьому вважали, що початкові розміри тріщини на поверхні пластини однакові, тобто $l_{10} = l_{20} = l_0$, а критичний розмір тріщини визначали з критерію Ірвіна [6]. У результаті на рис. 2 побудовано графічну залежність залишкової довговічності N_* двошарової пластини від початкової довжини

тріщини l_0 (крива 1). Разом з тим на даному рисунку зображені графічні залежності довговічності пластини з прямолінійною тріщиною (аналог задачі Гріффітса за циклічного розтягу і корозійного середовища) від початкового розміру дефекту, коли пластина виготовлена тільки зі сталі 08X18H12T [2] (крива 3) або зі сталі 12X1MФА [2] (крива 2). Поряд з цим дана задача розв'язана наближено шляхом реалізації рівняння (7), яке для даного конкретного випадку набуде вигляду:

$$\frac{dl_1}{dN} = \frac{5,6 \cdot 10^{-13} \cdot [(1,9 \cdot 10^5 l_1 F_3^2(l_1, \Delta) - 11^2)^2 + 2,1 \cdot 10^8 l_1 F_3^2(l_1, \Delta) - 129228]}{1 - 30,7 l_1 F_3^2(l_1, \Delta)}, \quad (9)$$

$$l_1(0) = l_0, \quad l_1(t_*) = l_{1*}, \quad K_{II}(l_{1*}) = K_{IIC}.$$

$$F_3(l_1, \Delta) = 4 \cdot 10^{-3} l_1^{-1} + (l_1 - \Delta)(l_1 - 4 \cdot 10^{-3}) l_1^{-2}; \quad \Delta = 0,0011(l_1^{2,7} - l_0^{2,7})(0,026^{2,7} - l_0^{2,7})^{-1}.$$

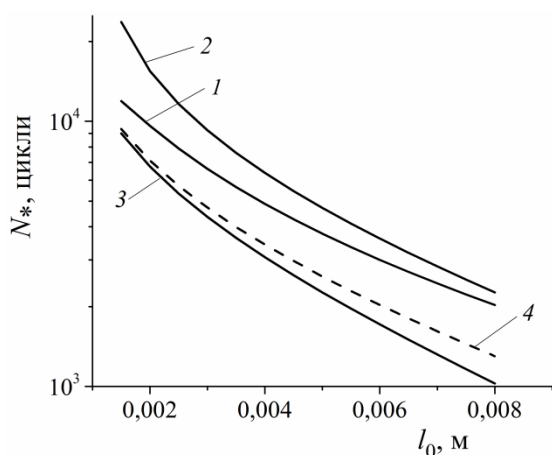


Рис. 2. Залежність $N_* \sim l_0$ для двохшарової пластини (крива 1 і 4), для пластин зі сталі 12X1MФА (крива 2) та 08X18H12T (крива 3).

Інтегрування в рівнянні (9) проведено чисельно, на основі чого на рис. 2 побудована залежність періоду $N = N_*$ докритичного росту корозійно-втомної тріщини в двохшаровій пластині (крива 4) від початкового розміру тріщини l_0 . Порівняння кривих на рис. 2 підтверджує правильність запропонованої моделі для визначення довговічності двохшарової пластини за системою рівнянь (3), а також запропонованого наближеного підходу, внаслідок чого знаходження періоду докритичного росту корозійно-втомної тріщини звелось до простішої проти (8) математичної задачі (9).

Висновки. На основі енергетичного підходу побудована розрахункова модель, для визначення залишкової довговічності двохшарових металевих пластин із тріщинами за циклічного розтягу і дії

корозійно агресивних середовищ. На основі цього розраховано залишковий ресурс пластини, в якій один шар виготовлений із низьколегованої сталі, а другий – з аустенітної. Як показують результати розрахунків, довговічність пластини суттєво залежить від початкового розміру дефекту і корозійної стійкості її складових.

1. Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О.Н. Романив, С.Я. Ярема, Г.Н. Никифорчин, Н.А. Махутов, М.М. Стадник. – К.: Наук. думка, 1990. – 660 с.
2. Дмитрах І.М. Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень / І.М. Дмитрах, В.В. Панасюк. – Львів: ФМІ НАН України, 1999. – 340 с.
3. Андрейків О.Є. Механіка руйнування та довговічність металевих матеріалів у водневмісних середовищах / О.Є. Андрейків, О.В. Гембара. – К.: Наук. думка, 2008. – 344 с.
4. Сакара А. Математичне моделювання процесів руйнування металевих матеріалів за механічного навантаження та дії водневих і корозійних середовищ / А. Сакара, Ю. Банахевич, І. Лохман / Спец. вип. журн. Фіз.-хім. механіка матеріалів. Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів. – 2010. – № 8. – С. 120–124.
5. Попович П. Вплив експлуатаційних середовищ на поширення поверхневих корозійно-втомних тріщин в елементах конструкцій сільськогосподарських машин / П. Попович, О. Цьонь, Т. Довбуш // Вісник ТНТУ. – 2014. – № 3(75). – С. 157–166.
6. Андрейків О.Є. Визначення залишкового ресурсу двохшарових пластин з системами тріщин за дії довготривалого статичного навантаження і високої температури / О.Є. Андрейків, І.Я. Долінська, А.Р. Лисик // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2016. – № 4. – С. 21–29.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ДЕГРАДОВАНОГО ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ТА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ НА ЗАЛИШКОВИЙ РЕСУРС ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ГТД

**К.П. Буйських, Є.О. Задворний, С.Г. Киселевська, Л.В. Кравчук,
М.М. Феофентов**

Інститут проблем міцності ім. Г.С.Писаренка НАН України, Київ, Україна

The paper shows the need to consider the properties degradation of the most loaded surface material layers due to cyclic action of high-temperature media, which is significant at the stages up to thermal fatigue crack initiation and propagation, resulting in the difficulty regarding the standard fracture mechanics criteria use in the process of selection of limiting state models and calculation of the TSSS kinetics in the methods for prediction of GTE elements residual lifetime.

Дослідження пошкодження поверхневого шару матеріалу найбільш навантажених елементів конструкцій газотурбінних двигунів (ГТД) при термоциклічному навантаженні [1, 2] показали суттєві зміни структури й елементного складу матеріалу цього деградованого шару (ДШ), як на стадії до появи тріщин термічної втоми, так і в усті та вершині тріщин у процесі їх поширення.

Інтенсивність досліджуваних змін засвідчила про необхідність їх урахування при розрахунках теплового та напружено-деформованого стану (ТНДС) високотемпературних елементів конструкцій газотурбінних двигунів. Розрахункова оцінка ТНДС ґрунтувалася на експериментальних даних про кінетику теплового стану моделей лопаток ГТД та фізичних дослідженнях кінетики структурного стану матеріалу, що забезпечило можливість проведення масштабних числових досліджень з урахуванням значимості деградованих шарів і утворених тріщин термічної втоми. Проведені розрахунки вказали на необхідність вирішення таких важливих завдань, як отримання коректних даних про властивості матеріалу деградованого шару і вдосконалення методологічних підходів, пов'язаних з визначенням реальних полів залишкових напружень в елементі конструкції, обумовлених відмінностями властивостей ДШ і основного матеріалу, а також експлуатаційними і технологічними чинниками. Результати дослідження теплового і напружено-деформованого стану моделей лопаток ГТД з пошкодженим поверхневим шаром показали [3, 4], що величини напружень, викликані утворенням деградованого шару, вносять істотний внесок в напружений стан і повинні враховуватися при проведенні розрахунків, пов'язаних з визначенням міцності і довговічності елементів конструкцій при оцінці їх залишкового ресурсу.

Такий висновок впливає із аналізу базових процедур, що визначають можливості подальшої експлуатації елемента конструкції взагалі, прийнятності проведення відновлювального ремонту або його заміни. Ґрунтуючись на аналізі літературних даних і нормативних документах [1-3], а також на розроблених оригінальних методиках, визначення залишкового ресурсу елементів конструкцій енергетичного обладнання, а, за необхідності, поетапного вибору ремонтної технології, можна представити у вигляді схеми (рис. 1).

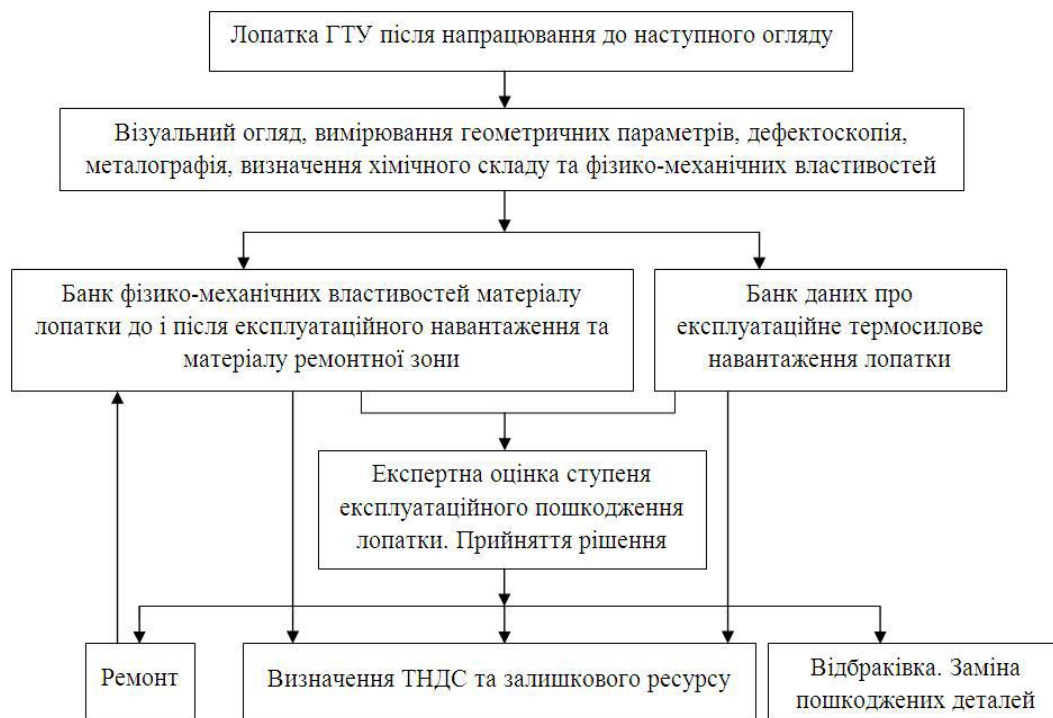


Рис. 1. Структурна схема етапів визначення залишкового ресурсу

Основні засади прогнозування залишкового ресурсу матеріалу конструкційних елементів енергетичного обладнання передбачають знання на певних стадіях експлуатації змін структури і властивостей матеріалу, наявність методів їх обліку при визначенні напружено-деформованого і граничного стану конструкції. Також особливо значущим при цьому є розробка методологічних можливостей для оптимального вибору різних відновлювальних та ремонтних технологій і отримання базової інформації, необхідної для оцінки ресурсу після їх реалізації. Тому вирішення питань про необхідність використання тих чи інших ремонтно-відновлювальних технологій для конструкцій енергетичного обладнання завжди пов'язується з дослідженням різних стадій процесів пошкодження.

Тут і надалі викладений матеріал стосується лопаткового апарату турбіни, як найбільш навантаженого елемента, що в багатьох випадках визначає ресурс газотурбінної установки (ГТУ). Суть методики полягає у визначенні послідовності процедур обґрунтованого прийняття рішень про працездатність, ремонтпридатність і прогнозування ресурсу лопатки ГТУ, що включає в себе її життєвий і експлуатаційний цикли між установкою на диск і відбраковкою та зняттям її з експлуатації внаслідок не ремонтпридатності або економічної недоцільності. За цією схемою лопатка ГТУ при черговому огляді проходить обстеження ступеню експлуатаційного пошкодження з оцінкою змінених в процесі експлуатації фізико-механічних характеристик матеріалу, зокрема деградації властивостей поверхневих шарів, і визначенням ТНДС у найбільш напружених зонах, з урахуванням реального спектру експлуатаційних навантажень. На підставі цього робиться висновок про вибір технології ремонту, процедури її застосування та визначення ефективних характеристик, які є вихідними для встановлення залишкового (реального) ресурсу відновленої лопатки [5]. Саме про певні особливості та застереження щодо методів реалізації розрахункових та експериментальних підходів йдеться у даній роботі.

Основною метою цієї роботи є розробка методів та дослідження впливу чинників, що визначають кінетику накопичення експлуатаційних пошкоджень та є суттєвими при реалізації методології визначення реального ресурсу елементів конструкцій стаціонарних і транспортних енергетичних установок. Ці методи включають в себе: методи дослідження пошкодження поверхневого шару матеріалів екстремально навантажених елементів

конструкцій; методи відновлення пошкоджених зон; методи визначення фізико-механічних характеристик цих пошкоджених матеріалів; методи розрахунку термонапружено-деформованого стану пошкоджених в результаті експлуатації елементів конструкцій і знаходження взаємозв'язку між ТНДС, пошкодженнями поверхневих шарів та залишковим ресурсом.

Основні результати досліджень з проблем пошкодження матеріалів, деградованих поверхневих шарів, кінетики макроруїнування конструкційних елементів досліджувалися на клиновидних зразках, як моделях кромки лопаток ГТД. Вони пройшли цикл випробувань на газодинамічних стендах ІПМіц ім. Г.С.Писаренка НАН України за умов циклічного термічного навантаження, на яких моделювалися умови роботи газотурбінного двигуна на нестационарних режимах експлуатації [1, 2, 3]

Результати досліджень деградаційних процесів за термовтомних випробувань в залежності від рівня напружень, температур, тривалості та інших чинників частково висвітлені в роботах [1, 2]. У представленій роботі розглядається стадія пошкоженості матеріалу елемента конструкції, яка характеризується наявністю тріщин термічної втоми, і акцентується увага на процесах в різних зонах тріщини. Особливість досліджень полягала в тому, що аналізувалися тріщини термічної втоми, які виникли в різних зонах клиновидного зразка, що відрізняються різним термонапруженим станом деталі, а отже, різним ступенем пошкодження деградованого шару та кінетикою тріщин термічної втоми в залежності від числа циклів (напрацювання) після їх виникнення. Порівняння результатів проведена за показником, який може бути ідентифікований з іншими показниками міцності.

Про зміну властивостей матеріалу елемента конструкції ГТД оцінювали за результатами вимірювання мікротвердості поблизу і на відстані від тріщини термічної втоми. Нижче наведені дані вимірювання мікротвердості у зоні тріщин термічної втоми на зразку із сплаву ЧС70ВІ після 5800 циклів теплосмін. Тріщина 1 довжиною 7 мм виникла після 1500 циклів в найбільш термонапруженій центральній зоні зразка, а тріщина 2 довжиною 3,8 мм після 1750 циклів – в периферійній і менш термонапруженій зоні. Схема розташування тріщин термічної втоми на клиновидному зразку та їх кінетика показана на рис. 2.

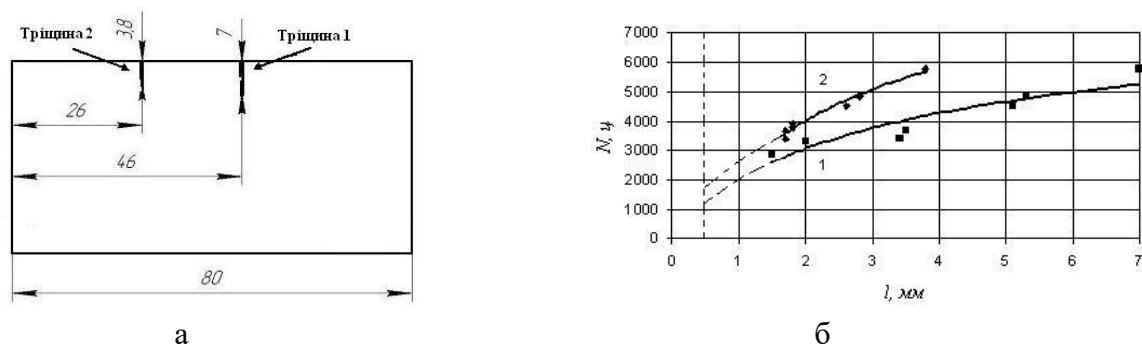


Рис. 2. Схема розташування тріщин термічної втоми на клиновидному зразку (а) із сплаву ЧС70ВІ та їх кінетика (б)

Індентування мікрошліфів проводилося по лініях перпендикулярних тріщині в напрямку від сплаву до тріщини. Кожна із ліній знаходилася на різній відстані від поверхні зразка. Аналогічний спосіб індентування був на кожній із двох тріщин. Схема індентування для кожної із двох тріщин, а також значення мікротвердості в усті (а) та вершині (б) двох тріщин (1 і 2) показана на рис. 3.

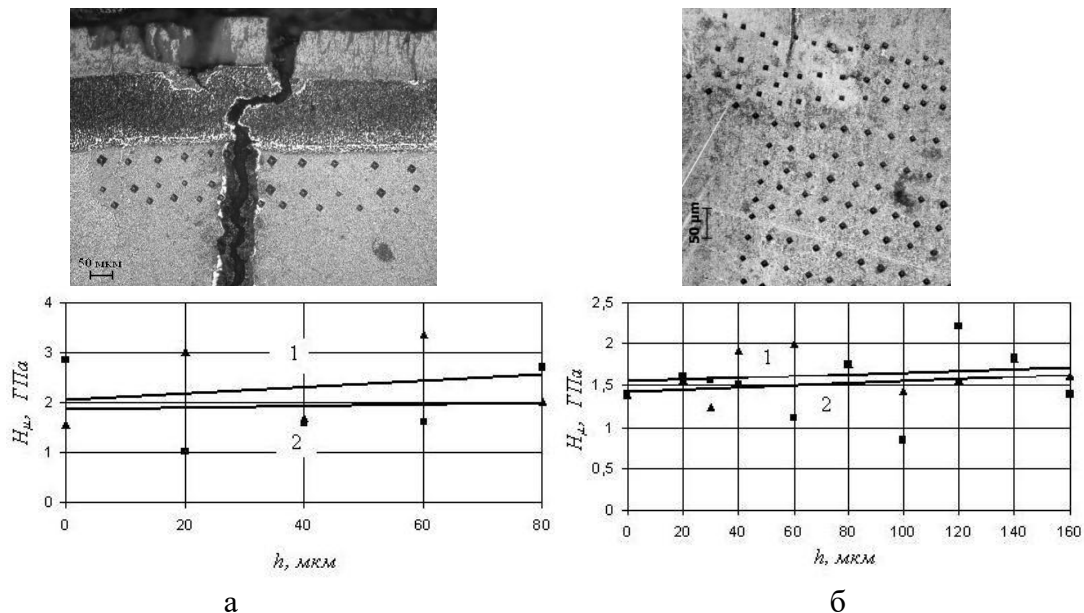


Рис. 3. Схема індування та значення мікротвердості в усті (а) та вершині (б) двох тріщин (1 і 2) на клиновидному зразку із сплава ЧС70ВИ

Аналіз наведених на рис. 3 даних про мікротвердість свідчить про наступне. Значення мікротвердості для тріщини 1 вищі порівняно з тріщиною 2. Усереднені дані свідчать, що значення мікротвердості вищі для тріщини 1, порівняно з тріщиною 2. Це спостерігається, як для устя, так і для вершини. Для устя характерно зниження мікротвердості з віддаленням від тріщини. У вершині тріщини значення мікротвердості нижчі, ніж для устя. Наведені дані можуть свідчити про те, що в усті тріщини 1 порівняно з тріщиною 2 відбуваються більш суттєві процеси пошкодження матеріалу клиновидного зразка, що викликано дією більш високих температур та термічних напружень, що властиві для центральної зони конструкційного елемента.

Література

1. Буйских К.П., Кравчук Л.В., Киселевская С.Г., Задворный Е.А., Феофентов Н.Н. Кинетика и механизмы деградации поверхностного слоя элементов конструкций ГТД при термоциклическом нагружении в процессе зарождения и роста трещин термической усталости // Пробл. прочности. – 2016. – № 6. – С.64-72.
2. Л.В.Кравчук, К.П.Буйських, С.Г.Киселевська, Є.О.Задворний, А.Ю.Лебедин Дослідження пошкодження поверхневого шару елементів конструкцій ГТД при термоциклічному навантаженні до і після появи тріщин термічної втоми // В кн. Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування. Праці конференції, Тернопіль, 21-24 вересня 2015 р., С.202-204.
3. Задворний Є.О., Кравчук Л.В., Буйских К.П., Киселевська Г., Феофентов Н.Н., Лебедин А.Ю. Анализ влияния поврежденности материала на напряженно-деформированное состояние лопаток газотурбинных двигателей // Пробл. прочности. – 2015. – № 6. – С.23-30.
4. Л.В.Кравчук, Є.О.Задворний, К.П.Буйських, А.Ю.Лебедин, М.М.Феофентов. Моделювання напружено-деформованого стану елементів конструкцій газотурбінних двигунів з урахуванням їх пошкоджуваності // В кн. Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування. Праці конференції, Тернопіль, 21-24 вересня 2015 р., С.133-136.
5. Г.В.Цыбанев, Б.А.Ляшенко, К.П.Буйских, А.И.Новиков. Оценка усталостного ресурса деталей на разных стадиях эксплуатационного повреждения и после последующего применения ремонтных технологий // У кн.: Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. Збірник наукових статей, Київ, ІЕЗ ім. Є.О.Патона, 2012 р., С.537-541.

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЛАВА АМГ6 И СТАЛИ 20ГЛ ПРИ КОМБИНАЦИИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ И УЛЬТРАЗВУКОВОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ

А.В. Бялонович^а, Л.Е. Матохнюк^а, Б. Н. Мордюк^б, Г.И. Прокопенко^б

^а Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, Украина

^б Институт металлофизики им. Г.В. Курдюмова НАН Украины, Украина

Abstract. The influence of complex processing (electric spark alloying + ultrasonic impact treatment) on mechanical properties of AMG6 alloy and 20GL cast steel is studied. Using X-ray analysis, it has been established that such processing changes the phase composition and microstructure, forms residual compressive macro stresses and reduced surface roughness. Thus, the mechanical properties of alloys, above all, the wear resistance and fatigue strength are increased.

В настоящее время все большее распространение в промышленности, транспорте и строительстве получают деформируемые алюминиевые сплавы. Они обладают достаточно высокой конструкционной прочностью и хорошей пластичностью. В то же время действие циклических нагрузок при эксплуатации может приводить к деградации поверхностных слоев, что существенно снижает усталостную долговечность изделий [1, 2].

Наиболее распространенным методом упрочнения поверхностных слоев металлов и сплавов является поверхностная пластическая деформация (ППД) [3]. Наряду с традиционной дробеструйной обработкой высокую эффективность показывает ультразвуковая ударная обработка (УЗУО) [4]. Однако в таких материалах, как сплав АМГ6, возможности деформационного упрочнения ограничены. УЗУО была успешно применена для получения композитных слоев в алюминии [5] и сплаве АМГ6 [6]. Такая обработка позволяет достичь равномерного распределения дисперсных упрочняющих частиц и модифицировать структуру в поверхностном слое толщиной до 50-60 мкм. Применение электроискрового легирования (ЭИЛ) для предварительного легирования, а также последующее деформирование с помощью УЗУО дает возможность получать модифицированные слои с улучшенными свойствами за счет формирования дисперсных упрочняющих фаз, создания сжимающих напряжений и улучшения качества поверхности.

Электроискровая обработка ведет к образованию на поверхности детали слоя, который обладает отличными от исходного состояния структурой и свойствами, зависящими от параметров искрового разряда, состава электродного материала, материала обрабатываемой детали и других факторов. Трудности в получении равномерно упрочненных слоев требуемой шероховатости и плотности связаны также с тем, что применяемые установки для ЭИЛ часто снабжены ручным вибратором. Неравномерная обработка снижает надежность и долговечность эксплуатации упрочненных изделий.

Перспективным путем создания покрытий и модифицированных слоев с заданными свойствами может быть использование комбинированных воздействий, например, сочетание электроискровой и ультразвуковой ударной обработок. С помощью УЗУО удастся получать упрочненные поверхностные слои с низкой шероховатостью поверхности, что позволяет уменьшить вероятность возникновения поверхностных трещин при циклическом нагружении [7, 8]. Формируемые при этом сжимающие напряжения должны положительно сказаться на сопротивлении усталости.

ЭИЛ образцов проводили на промышленной установке «Элитрон-22А» на воздухе при удельной длительности обработки поверхности образца 1 мин/см², продолжительности, энергии и частоте электрических импульсов 200 мкс, 1,0 Дж и 50±3 Гц, соответственно. Использовали титановый, вольфрамовый и медный аноды. Выбранный режим обработки обеспечивал толщину легированного слоя в пределах 25...50 мкм. Шероховатость поверхности измеряли на профилографе П-210. После ЭИЛ она

составила $R_z \approx 10$ мкм. Режим УЗУО был выбран следующий: амплитуда ультразвуковых колебаний $A = 15$ мкм, время обработки τ изменялось от 15 до 60 с.

В случае УЗУО без ЭИЛ увеличение длительности обработки ведет к незначительному монотонному росту микротвердости (рис. 1). Использование ЭИЛ + УЗУО в течение 30 с вызывает более существенное упрочнение: в случае легирования титаном в 2,5 раза, вольфрамом – в 2,75 раза и, в случае легирования медью, максимально, в 3,6 раза. Увеличение микротвердости при ЭИЛ обусловлено совокупностью ряда факторов, вызванных легированием алюминия элементами материала анода (титан, вольфрам, медь). Рентгеновские исследования показывают, что в поверхностном слое происходят сложные превращения с образованием твердых растворов $AlTi$ и $AlCu$, а также с формированием дисперсных выделений упрочняющих фаз (Al_3Ti , $Al_{18}Ti_2Mg_3$, $Al_{12}W$, Al_5W , Al_2Cu , Al_2CuMg , Al_6Mg_4Cu). УЗУО легированных слоев ведет к созданию сжимающих остаточных напряжений, а также к диспергированию структуры и снижению шероховатости поверхности. Кроме того, содержание материалов использованных электродов (Ti, W, Cu) в чистом виде практически не наблюдается.

Особый интерес представляют данные по существенному упрочнению сплава $AlMg6$ медью. Применение медного электрода приводит к разнообразию фазовых составляющих поверхностного слоя. Согласно рентгеновским данным и диаграмме состояний тройной системы $Al-Cu-Mg$, возможно формирование θ -фазы Al_2Cu (тетрагональная решетка), S -фазы Al_2CuMg (орторомбическая решетка), T -фазы Al_6Mg_4Cu (кубическая) при существенном содержании твердого раствора замещения $Al-Cu$ с ГЦК решеткой (рис. 2). Действительно, повышение содержания меди в сплаве $AlMg6$, по химическому составу приближает поверхностный слой к дуралюминам. Причем, согласно рентгенографическим данным в поверхностном слое после ЭИЛ+УЗУО в основном наблюдается стабильная фаза Al_2Cu – конечный продукт цепочки фазовых превращений зон Гинье-Престона.

Низколегированные стали также широко применяются в промышленности, особенно в транспортном машиностроении. Детали и изделия из этих сталей часто подвергаются циклическим нагрузкам, поэтому важной задачей является повышение усталостных характеристик, что можно достичь разными методами упрочнения поверхности, в том числе и с помощью интенсивной пластической деформации. Однако традиционные методы во многом себя исчерпали, поэтому все чаще прибегают к комбинированию различных технологий, стремясь получить больший технический эффект. С этой целью были проведены эксперименты по совмещению ЭИЛ и УЗУО на стали 20ГЛ. Наиболее удачным элементом для легирования оказался хром.

УЗУО и ЭИЛ стандартных гладких образцов для усталостных испытаний проводили на устройствах, установленных в суппорте токарного станка [6, 7], в условиях вращения образца и смещения хромового анода или узла нагружения вдоль его оси. Скорость

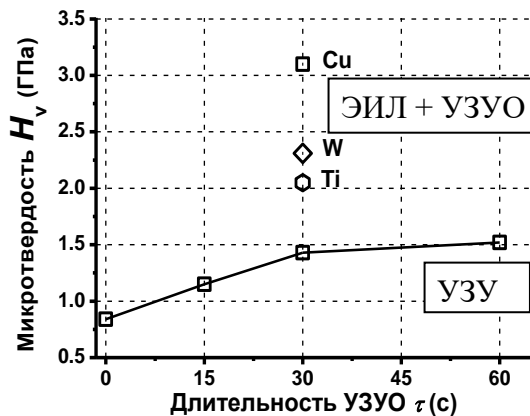


Рис.1. Зависимость микротвердости от времени УЗУО и материала электрода при ЭИЛ + УЗУО.

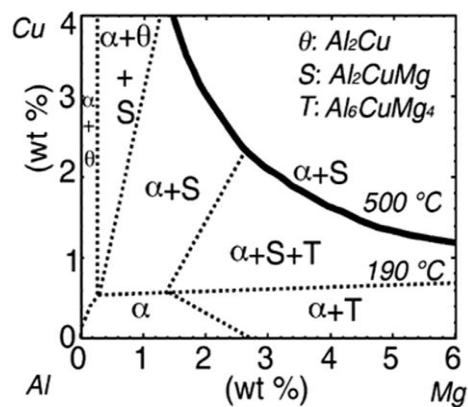


Рис. 2. Равновесная диаграмма состояний тройной системы $Al-Mg-Cu$ [9].

вращения образца составляла 132 об/мин, а ультразвуковой ударный инструмент перемещался со скоростью 0,1 мм/об. Контактно-сдвиговая схема ударного нагружения при УЗУО позволяет существенно снизить шероховатость поверхности, а также сформировать значительные сжимающие остаточные напряжения в слое, толщина которого и степень упрочнения зависят от величины как нормальной, так и сдвиговой составляющей удара.

Для определения характеристик сопротивления усталости после различных обработок были проведены испытания на электродинамическом вибростенде ВЭДС-400 при симметричных циклах растяжения - сжатия [6]. Были испытаны образцы АМгб и 20ГЛ в исходном состоянии и после УЗУО. Результаты испытаний приведены на рис. 3.

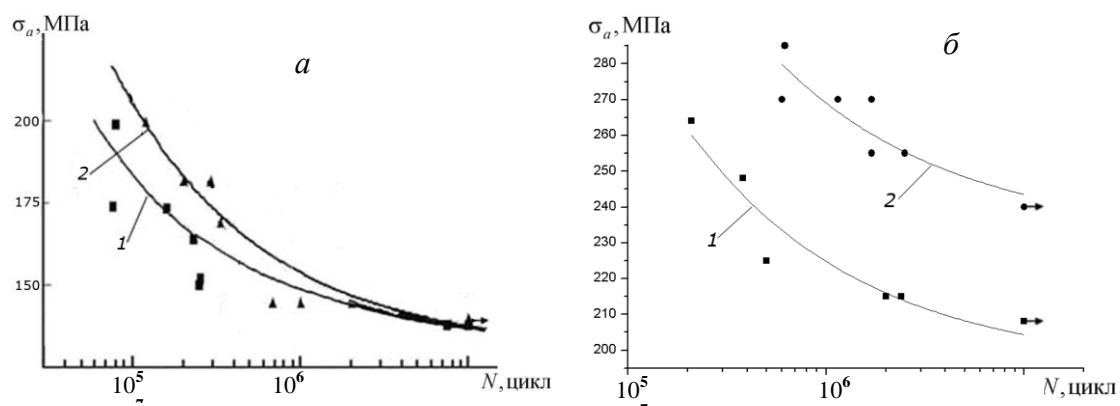


Рис. 3. Результаты испытаний на усталость: *a* – образцы из сплава АМгб, *б* – образцы из стали 20ГЛ. 1 – исходное состояние после шлифования, 2 – после УЗУО.

Как показали испытания, в результате УЗУО сопротивление усталости образцов АМгб возрастает незначительно (рис.3, *a*, кривая 2). Эффект упрочнения практически сводится к нулю при количестве циклов нагружения 10^7 . Возможно, это связано с релаксацией остаточных напряжений сжатия и процессами разупрочнения в алюминиевом сплаве при длительной воздействию циклической нагрузки. Известно, что процессы возврата в алюминии и магналиях могут происходить и при комнатных температурах. В то же время сопротивление усталости образцов стали 20ГЛ возросло в среднем на 15% (рис.3, *б*, кривая 2). Данное увеличение сопротивления усталости сохранялось на всем интервале исследованных нагрузок вплоть до предела выносливости на базе 10^7 циклов. Релаксации напряжений, а следовательно и уменьшения предела выносливости, не наблюдается.

Для оценки влияния методов комбинированной поверхностной обработки (ЭИЛ+УЗУО) усталостные испытания проводились на четырех партиях образцов, результаты которых приведены на рис. 4.

Как показали усталостные испытания, в результате УЗУО сопротивление усталости материала возросло в среднем на 15 % (рис. 4, кривая 3) Данное увеличение характеристик сопротивления усталости сохранялось на всем интервале исследованных нагрузок вплоть до предела выносливости на базе 10^7 циклов. Применение ЭИЛ после УЗУО снижало указанный эффект. Однако следует отметить, что усталостная кривая все же находится выше (на 5...8%) кривой для исходной партии образцов (рис. 4, кривая 2), несмотря на действие остаточных растягивающих напряжений, вызванных плавлением/застыванием микрообластей поверхности при действии электрических разрядов. Это вызвано наличием компенсаторных сжимающих напряжений, целенаправленно сформированных в поверхностном слое предварительной УЗУО, и развитой дефектной структурой поверхностного слоя.

Образцы после УЗУО с последующим ЭИЛ и с завершающей УЗУО обработкой показали наилучшие характеристики сопротивления усталости. Предел выносливости после указанной обработки вырос на 30 % по сравнению с образцами в исходном состоянии (рис. 4, кривая 4). Следует отметить, что большую пологость кривой 4, по сравнению с кривой 3, можно объяснить тем, что переменные напряжения в верхней части кривой усталости были близки к пределу текучести материала.

Для сплава АМгб наблюдается релаксация остаточных сжимающих напряжений в области многоциклового усталости. Поэтому ультразвуковую обработку алюминиевого сплава АМгб можно рекомендовать только для изделий, подвергающихся в процессе эксплуатации числу циклов, не превышающему 10^6 .

Таким образом, можно заключить, что для упрочненных УЗУО образцов стали 20ГЛ положительный эффект остаточных сжимающих напряжений сохраняется на всем протяжении испытаний до 10^7 циклов, а зарождение трещины происходит не на поверхности, а в приповерхностном слое [8]. При этом эффект релаксации напряжений не проявляется и не оказывает существенного влияния на характеристики сопротивления усталости.

Литература

1. Патон Б.Е. Перспективы применения сварки при создании самолетов нового поколения / Б.Е. Патон, А.Я. Ищенко, К.А. Ющенко // Автоматическая сварка. – 1996. – № 6. – С. 26-29.
2. Шонин В.А. Сопротивление усталости сварных соединений алюминиевых сплавов с учетом влияния остаточных напряжений. Автореферат, к.т.н. – Киев. – 1984. – 22 с.
3. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. Справочник. – М: Машиностроение, 1987. – 328 с.
4. Белоцкий А.В., Винниченко В.Н., Муха И.М. Ультразвуковое упрочнение металлов. – Киев: Техника, 1989. – 168 с.
5. Прокопенко Г.И. Упрочнение поверхностного слоя алюминиевого сплава АМгб с помощью комбинированной электроискровой и ультразвуковой ударной обработки / Г.И. Прокопенко, Б.Н.Мордюк, В.Ф. Мазанко и др. // Металлофиз. Новейш. Технол. – 2013. – 35, №10. – С. 1391–1406.
6. Mordyuk V.N. Enhanced fatigue durability of Al-6Mg alloy by applying ultrasonic impact peening: Effects of surface hardening and reinforcement with AlCuFe quasicrystalline particles / V.N. Mordyuk, G.I. Prokopenko, Yu.V. Milman et al. // Mater. Sci. Eng. – 2013. – A 563. – P. 138–146.
7. Mordyuk V.N. , Prokopenko G.I. Ultrasonic impact peening for surface properties' management // J. Sound & Vibration. – 2007. – 308. – P. 855–866.
8. Mordyuk V.N. Improved fatigue behavior of low-carbon steel 20GL by applying ultrasonic impact treatment combined with the electric discharge surface alloying / V.N.Mordyuk, G.I. Prokopenko, L.E. Matokhnyuk, A.V. Byalonovich et al. // Mater. Sci. Eng.– 2016.– A 659. – P. 119–129.
9. Raviprasad K. Precipitation processes in an Al-2.5Cu-1.5Mg (wt. %) alloy microalloyed with Ag and Si / K. Raviprasad, C.R Hutchinson., T. Sakurai et al. // Acta Mater.– 2003.– 51. – P. 5037–5050.

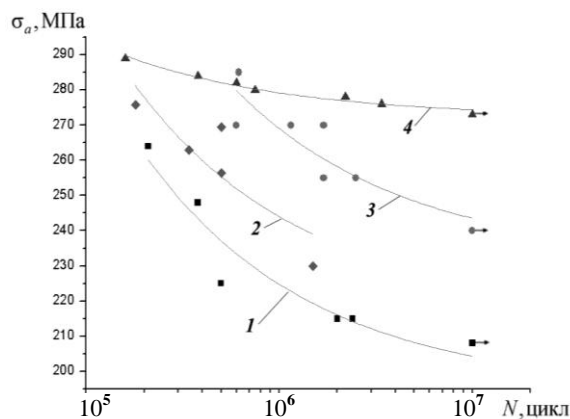


Рис. 4. Результаты испытаний на усталость образцов из стали 20ГЛ: 1 – в исходном состоянии, 2 – после УЗУО с последующим ЭИЛ, 3 – после УЗУО, 4 – после УЗУО с последующим ЭИЛ и завершающей УЗУО.

ПРОДЛЕНИЕ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОКОВКОЙ

В.А. Дегтярев

Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины

The strengthening efficiency for butt-welded joints of steel St.3sp by high-frequency mechanical forging is shown. Moreover, the mechanisms of their residual lifetime variation as well as the fatigue crack growth rate in a wide range of high-frequency mechanical forging modes are studied after undergoing the process of specimen strengthening both in the initial state and after preliminary accumulated fatigue damages.

Среди большого количества технологических и конструктивных способов продления ресурса сварных металлоконструкций разного назначения повышенное внимание уделяется высокочастотной механической проковке (ВМП). Имеющиеся литературные данные свидетельствуют не только о значительном повышении долговечности сварных соединений, но и высокой эффективности применения технологии ВМП для торможения уже накопленных усталостных повреждений. Однако до настоящего времени остается не исследованным влияние разных режимов обработки на остаточную долговечность и циклическую трещиностойкость сварных соединений, в том числе содержащих значительный уровень накопленных усталостных повреждений.

Цель настоящей работы состоит в оценке эффективности упрочнения, а также влияния разных режимов высокочастотной механической проковки на остаточную долговечность сварных соединений металлоконструкций, в том числе имеющих значительный уровень накопленных усталостных повреждений в зоне концентратора.

В качестве материала для исследований использовалось стыковое сварное соединение стали Ст.3сп. Сваренная пластина разрезалась на образцы размером 40x400x14 мм, которые разбивались на две партии. Первая упрочнялась ВМП по линии сплавления шва с основным металлом посредством аппарата USP-300 при амплитуде колебаний рабочего инструмента, равной 26 мкм, и разной приведенной скоростью его перемещения V (скорость обработки), равной 0,232, 0,116 и 0,06 м/мин соответственно. После ВМП образовывалась канавка шириной 2,6-3,4 мм и глубиной h , равной 0,06, 0,105 и 0,18 мм. Во второй партии образцов предварительно выращивались исходные трещины усталости, затем они упрочнялись с теми же параметрами. В дальнейшем сравнивались результаты исследований сварных соединений, упрочненных в исходном состоянии и с имеющимися усталостными повреждениями.

Методика исследований влияния режимов ВМП сварных соединений на их остаточную долговечность (живучесть), основана на использовании кинетических диаграмм зависимости роста трещины усталости (РТУ) от числа циклов нагружений. Живучесть $N_{жс}$ сварных соединений, обработанных с разной V , определялась разницей числа циклов, соответствующих начальной макротрещине и предельной ее длине l_{mp} .

Установлено, что с уменьшением скорости ВМП число циклов нагружений до момента возникновения трещины и достижения ею заданных размеров увеличивается. Анализ зависимостей между $N_{жс}$ и V при l_{mp} , равной 2, 5 и 10 мм показал, что с уменьшением скорости проковки остаточная долговечность увеличивается, оставаясь большей в образцах первой партии. Видимо различие получаемых результатов в том, на каком этапе исследований создаются остаточные напряжения (ОН) сжатия, что приводит к разному характеру их перераспределения. Живучесть образцов обеих партий заметно увеличивается при снижении скорости ВМП, начиная с 0,11 м/мин. Причем, в образцах первой партии разница между $N_{жс}$ при изменении l_{mp} от 2 до 10 мм, независимо от скорости ВМП, больше чем во второй. Полученные данные позволили установить влияние скорости ВМП сварных соединений на коэффициент их упрочнения при разной текущей длине трещины, который определяется как

$$K_y = \frac{N_{жс}^y}{N_{жс}^u}, \quad (1)$$

где $N_{жс}^y$ и $N_{жс}^u$ - в упрочненном и исходном состояниях соответственно.

Анализ полученных результатов показал, что с уменьшением V коэффициент упрочнения увеличиваясь, остается всегда большим в образцах первой партии. Его понижение с увеличением l_{mp} , независимо от скорости ВМП, связано не только с более интенсивной релаксацией ОН, но и с тем, насколько глубина трещины превышает зону пластической деформации после обработки. Снижение скорости ВМП также приводит к снижению отношения K_y в первой и второй партиях образцов, которое зависит от длины трещины. Например, при $l_{mp}=2$ мм оно изменяется от 4 до 1,5 раза, а при $l_{mp}=10$ мм от 3,0 до 1,2 раза. Это означает, что при малых скоростях ВМП, но большой длине трещины разница в эффективности упрочнения уже незначительна.

Таким образом, полученные экспериментальные данные наглядно демонстрируют не только эффективность применения разной скорости ВМП в целях продления ресурса сварных металлоконструкций, содержащих разную величину усталостных повреждений, но и то, что упрочнение более предпочтительно на стадии изготовления изделия, чем в процессе ремонтно-восстановительных работ.

Обобщенные зависимости между V , h и $N_{жс}$, а также средней скоростью РТУ a для первой и второй партий сварных соединений позволили установить не только закономерность изменения $N_{жс}$ и a в широком диапазоне изменения скорости ВМП, но и показать зависимость исследуемых характеристик от глубины канавки. Кроме этого, показана взаимосвязь между V и h при любой предельной длине трещины. Сравнивая результаты испытаний первой и второй партий образцов установили, что разница между их $N_{жс}$ не постоянна и при уменьшении V , а следовательно увеличении h , она незначительно уменьшается. Тот факт, что ранее проведенные исследования позволили установить оптимальную глубину канавки ($h_{opt}=0,14$ мм), при которой долговечность образцов будет максимальной, обобщенные зависимости использовались также для определения оптимальной скорости ВМП V_{opt} , которая, как оказалось, не зависит от предельной длины трещины и в образцах первой и второй партий составила, в среднем, 0,085 м/мин. В связи с этим, пользуясь результатами исследований определения $N_{жс}$ или a , ее расчетное значение можно определить в виде

$$V_{opt} = K \cdot e^{\frac{d}{b} \cdot \ln\left(\frac{h-m}{c}\right)} + f, \quad (2)$$

где m, b, c, k, d, f – экспериментально определяемые коэффициенты.

Тот факт, что V_{opt} не изменяется, позволил установить зависимости между предельной длиной трещины, остаточной долговечностью, а также средней скоростью РТУ в первой и второй партиях сварных соединений. Анализ данных свидетельствует, что с увеличением длины трещины с 2 до 10 мм в образцах первой партии K_y уменьшается на 35%, а $N_{жс}$ и a увеличиваются на 69 и 35% соответственно. В образцах второй партии указанные характеристики изменяются в такой же последовательности на 22, 70 и 37% соответственно. Причем, относительное значение K_y снижается на 17%, а повышение $N_{жс}$ и снижение a изменяются в пределах 3%. Полученные данные также интересны с точки зрения практического приложения. Ограничиваясь разной величиной l_{mp} при оптимальных режимах обработки, зная скорость РТУ, можно определить остаточную долговечность сварного соединения, а при известном периоде до зарождения трещины - нормативный срок эксплуатации металлоконструкции.

Таким образом, проведенные исследования сварных соединений позволили установить эффективность упрочнения, а также закономерности изменения их остаточной долговечности и скорости роста в них трещин не только при оптимальных режимах ВМП, но и в широком диапазоне изменения ее скорости после упрочнения образцов в исходном состоянии, и с накопленными усталостными повреждениями.

DYNAMIC TRANSIENT ANALYSIS OF THE REACTOR CORE BARREL DUE TO SUDDEN RUPTURE OF THE RECIRCULATION LINE PIPING

Y.R. Dubyk, I.V. Orynyak

G.S. Pisarenko Institute for Problems of Strength, National Academy of Sciences of Ukraine

We have analyzed sudden rupture of the primary cooling loop which causes a water hammer event for the reactor core barrel. Assuming that core barrel is a thin shell, we have performed dynamic stress and strain calculations in the frequency domain. The Duhamel integral was used to calculate the transient response of a shell to an impulse load caused by the water hammer event. The results obtained were used to estimate structural stability of the core barrel.

A Recirculation Line Break (RLB) is a design basis Loss of Coolant Accident (LOCA) event that must be considered for stress analyses of Pressurized Water Reactors (PWR) [1-3] and Boiling Water Reactors (BWR) [4-5]. For the VVER (Soviet type of PWR reactor) the Recirculation Line Break is called in PNAE G-7-002-86 the "Maximum Design Accident". It is a severe accident scenario and is a significant source of dynamic loads on the reactor facility and building [4]:

- acoustic loads;
- drag force;
- annulus pressurization;
- jet impingements;
- pipe whip.

In current paper we will focus on the acoustic loads, which cause a water hammer type event on the reactor core barrel. When the decompression wave reaches the core barrel, the conditions of equilibrium of forces becomes broken, resulting in a significant dynamic force.

Preliminary calculations were performed in a static approach with use of a dynamic load factor equal to two, which is considered to be a conservative assumption. As a result of the calculation we find that core barrel stresses exceed the strength limit of the material. For more accurate results, we calculated behavior of the core barrel during the water hammer event using a dynamic approach. We perform calculations using analytical methods of analysis in the frequency domain. Thus we have to obtain natural asymmetrical shell frequencies of the core barrel. Then using mode expansion of applied water hammer load and the Duhamel integral we can obtain the resulting motion of a shell in response to the dynamic load, and calculate the membrane and bending stresses. Brittle strength can be estimated according to weight functions found in the literature [6].

1. Load definition

In recent years' numerous studies have been published which address the calculation and schematization of the acoustic loads with the aim of obtaining of accurate structural response of BWR internals [4]. The acoustic load amplitude and spatial distribution is itself a complex problem and is beyond the scope of the current work. We used a simple force approximation in the present study, and hope to address the problem of spatial load distribution later in a future study.

The initial condition considered for the water hammer event is: hot leg temperature 320°C, cold leg temperature 290 °C and pressure 16 MPa. Once the wave of depression reaches the core barrel, the unbalanced dynamic force appears in the form of pressure inside the barrel. Over time, the propagation wave reaches the opposite nozzle, dynamic forces repeatedly decrease. Therefore, the most important time period is the first few milliseconds of the water hammer event. We conservatively assume an instantaneous pipe break which causes a sudden force to be applied on an area equal to the inner diameter of the main cooling pipe (MCP) and is valid for the time required for the decompression wave to reach the opposite nozzle. Thus, this time is a half length of core

barrel perimeter divided by the speed of sound (970 m/s) in water, which is equal to 6,5 ms. Schematization of the force is shown on fig.1.

In first time step 0...1 ms pressure drops to Riemann decompression value [4], this value is lower than the fluid saturation pressure (6.19 MPa). On the next time step 1...6.5 ms The break plane pressure remains at or near the Riemann decompression value until the fluid flashes to steam.

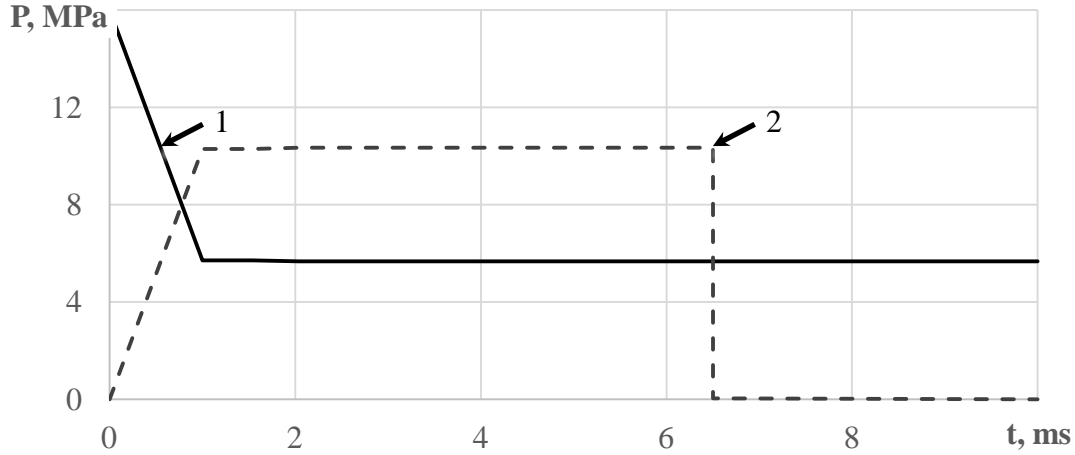


FIG. 1. Water hammer load schematization: 1 – pressure in cold leg, 2 – unbalanced pressure inside the Core Barrel.

2. Assessment of the core barrel shell behavior

Accounting for external pressure, the equation of motion can be obtained from the well-known equations of shell theory [7, 8]:

$$\frac{\partial^2 N_x}{\partial x^2} - \frac{1}{R} \frac{\partial^3 Q_x}{\partial \varphi^2 \partial x} - \frac{1}{R^2} \frac{\partial Q_\varphi}{\partial \varphi} - \frac{1}{R^2} \frac{\partial^3 Q_\varphi}{\partial \varphi} - \frac{\rho h}{R} \left(\frac{\partial^3 v}{\partial \varphi \partial t^2} - \frac{\partial^4 w}{\partial \varphi^2 \partial t^2} - \frac{\partial^4 u}{\partial x^2 \partial t^2} R \right) = - \frac{\partial^3 P}{\partial \varphi^3}. \quad (1)$$

First of all we will solve the problem of shell natural frequencies, thus external pressure is neglected in eq.(1). According to Vlasov hypotheses[8]:

$$\left(\frac{\partial v}{\partial \varphi} + w \right) \ll w, v \quad \text{and} \quad \left(\frac{\partial u}{R \partial \varphi} + \frac{\partial x}{\partial x} \right) \ll w, v, \quad (1)$$

geometrical equations,eq.(1) can be expressed in terms of the tangential displacements v . Assuming that displacements v could be expanded as $v(x, \varphi, t) = \Psi(x) \cdot \sin(n\varphi) \sin(\omega t)$ equation (1) can be rewritten as 4th order ODE:

$$\frac{d^4 \Psi(x)}{dx^4} + 2A \frac{d^2 \Psi(x)}{dx^2} - B \Psi(x) = 0, \text{ where} \quad (2)$$

$$A = \frac{1}{R^2} \frac{-n^6 + n^4 - \frac{n^2(1-\mu)}{4} + \frac{\rho h R^4 \omega^2}{D}}{n^4 + \frac{EhR^2}{D}} \quad B = \frac{1}{R^4} \frac{\frac{\rho h R^4 \omega^2}{D} n^2 (n^2 + 1) - n^4 (n^2 - 1)^2}{n^4 + \frac{EhR^2}{D}}$$

The eq.(2) solution is expressed:

$$\Psi(x) = C_1 \cos(\lambda_1 x) + C_2 \sin(\lambda_1 x) + C_3 \cosh(\lambda_2 x) + C_4 \sinh(\lambda_2 x) \quad (3)$$

We have used notations C_1, C_2, C_3, C_4 – arbitrary constants defined from boundary conditions: on the upper boundary $w(0)=0$ and $M_x(0)=0$, on the bottom boundary $w(l)=0$ and $\gamma(l)=0$.

The solution of nonlinear equation (3) can be written in explicit form:

$$\omega_{n,k} = \sqrt{\frac{\left(\frac{ER^2h}{D} + n^4\right)\left(\frac{4m+1}{4}\pi\frac{R}{L}\right)^4 + \left(\frac{4m+1}{4}\pi\frac{R}{L}\right)^2\left(2n^4 - 2n^2 + \frac{1-\mu}{2}\right)n^2 + n^4(n^2 - 1)^2}{\frac{\rho R^4 h}{D}\left[\left(\frac{4m+1}{4}\pi\frac{R}{L}\right)^2 + n^2(n^2 + 1)\right]}} \quad (4)$$

The roots of this non linear equation give us asymmetrical natural frequencies of the reactor core barrel. For the purpose of our analysis we will consider several lowest frequencies.

In order to find dynamic response, tangential displacement could be expanded as $v(x, \varphi, t, n, k) = \Psi(x) \cdot \sin(n\varphi)f(t)$.

Function $\Psi(x)$ is already found (see eq.(3)), then eq.(1) could be rewritten as:

$$\ddot{f}(t)\Psi(x)\sin(n\varphi) + \omega^2 f(t)\Psi(x)\sin(n\varphi) = -\frac{1}{\rho h n^2 (n^2 + 1)} \frac{\partial^3 P}{\partial \varphi^3}. \quad (5)$$

External pressure $P(x, \varphi) = \sum_n \sum_k A_{n,k} \Psi(x) \cos(n\varphi)$ could be expanded using vibration modes.

Where $A_{n,k}$ are unknown coefficients defined by:

$$A_{n,k} = \frac{\int_0^L \int_0^{2\pi} P(x, \varphi) \Psi(x) \cos(n\varphi) d\varphi dx}{\int_0^L \int_0^{2\pi} \Psi^2(x) \cos^2(n\varphi) d\varphi dx}. \quad (6)$$

Using this expansion we can rewrite eq.(5):

$$\ddot{f}(t) + \omega_{n,k}^2 f(t) = -\frac{n}{\rho h (n^2 + 1)} A_{n,k} P(t). \quad (7)$$

Eq.(7) is solved using Duhamel integral, Thus all the components of $v(x, \varphi, t)$ are defined, and we can find other displacements:

$$w(x, \varphi, t, n, k) = -\Psi(x) \cdot n \cos(n\varphi) f(t) \quad \text{and} \quad u(x, \varphi, t, n, k) = R \cdot \Psi'(x) \cdot \frac{\cos(n\varphi)}{n} f(t) \quad (8)$$

These displacements allow us to compute all components: forces, strains, curvatures defined. as sums of all modes. Calculations are performed for two points:

- A - Location of water hammer load, the point of maximum stress;
- B - Center of Active Zone, the point of maximum material degradation.

According to results, the maximum bending stresses are 550 MPa, a relatively high value, which should be used only in fracture analysis, as far as it is obtained for short dynamic impulse.

Brittle strength is estimated for postulated cracks in two zones: of maximum stresses – point A and of maximum material degradation, due to the neutron irradiation – point B.

Postulated cracks have dimensions according to PNAE G-7-002-86: $a = 0,25h$, $a/c = 0.3$. We consider two types of cracks: axial and circumferential, on the internal and external surfaces of the core barrel, separately.

For an axial crack [10, 11] the Stress Intensity Factor (SIF) is given by:

$$K_1 = \sigma_j \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} G_j \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{h}, \frac{h}{R}, \phi \right), \quad \sigma_j = \left(\frac{z}{h} \right)^j \quad j = 0, 1, 2, 3 \quad (9)$$

$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}$ - elliptic integral of second type, $G_j \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{h}, \frac{h}{R}, \phi \right)$ coefficients taken

from [6]

The SIF for a circumferential crack is given by:

$$K_1 = \sigma_j \sqrt{\pi a} f_j \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{h}, \frac{h}{R}, \phi \right), f_j = A_j \left(\frac{2\phi}{\pi} \right)^j \quad j = 0, 1, 2, 3, 4, 5, 6 \quad (10)$$

Coefficients A_j are taken from [9].

The core barrel material is Stainless Steel Type 321 (X6CrNiTi18-10S), and the neutron irradiation is approximately 0.09 dpa/year; therefore, its mechanical properties have slight degradation [10]. The most dangerous orientation is an axial external crack $K_{IC} = 99.401 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Because we consider short term dynamic impact, we might better use K_{ID} which is about $0.7K_{IC}$. In this case brittle strength criterion is also satisfied.

3. Conclusions

In this article we have built the model of reactor core barrel under assumptions of Vlasov's semi-momentless theory. The dynamic response was obtained for the short term impulse loading.

Calculations of stress distribution were performed over the height and circumference of the core barrel. The following conclusions can be drawn on the base of calculation results:

- i. shell movement of the core barrel doesn't cover the annulus between the pressure vessel and core barrel, i.e cooling of the active zone will be held according to the planned scenario;
- ii. under dynamic loads the fracture behavior changes from ductile to brittle, so brittle strength is of a great importance. Terms of brittle strength for all the postulated cracks in the core barrel performed with an essential margin.

Although we have used simplified force schematization and assumptions of Vlasov's semi-momentless theory, these results provide useful insight into response of the system. This work represents an initial investigation into the event and the further study can address more realistic force determination.

References

1. NUREG-0609, "Asymmetric Blowdown Loads on PWR (Pressurized-Water-Reactor) Primary Systems: Resolution of Generic Task Action Plan A-2," Nuclear Regulatory Commission, January 1981.
2. BARC/1998/E/032, Fluid Structure Interaction Studies on Acoustic Load Response of Light Water Nuclear Reactor Core Internals Under Blowdown Condition, Bhabha Atomic Research Centre, 1998, Mumbai, India.
3. "Coolant Blowdown Studies of a Reactor Simulator Vessel Containing a Perforated Sieve Plate Separator," AEC Research and Development Report, Battelle Memorial Institute Pacific Northwest Laboratories, BNWL-1463.
4. Sommerville, D., Karpanan, K., "Boiling Water Reactor Core Shroud Acoustic Loads Resulting from a Recirculation Outlet Line Break Loss of Coolant Accident – A Case Study," 2011 ASME PVP Conference, PVP2011-57743.
5. Antti Timperi et al "Validation of fluid-structure interaction calculations in a large break loss of coolant accident" ICONE1648206 May 1115, 2008, Orlando, Florida, USA
6. Y. Murakami, (Editor-in-chief) // Stress Intensity Factors Handbook Volume 2, Pergamon Press (1987)
7. Novozhilov, V.V., 1970. Thin Shell Theory. Wolters-Noordhoff, Groningen.
8. Dubyk I. R. Analysis of water hammer due to sudden rupture of reactor coolant system/I. R. Dubyk, I. V. Orynyak // Proceedings of the ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference PVP2016-63589. — July 17-21, 2016, Vancouver. — 9p
9. M. Bergman "Stress intensity factors for circumferential surface cracks in pipes", Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct Vol 18. No10 pp.1155-1172, 1995
10. Little, E. A., "Dynamic J-Integral Toughness and Fractographic Studies of Fast Reactor Irradiated Type 321 Stainless Steel," Effects of Radiation on Material, Properties: 12th Intl. Symp., ASTM STP 870, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 563-579, 1985.

АНАЛІЗ РОЗРАХУНКУ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ ТРУБОПРОВОДІВ ПІД ЧАС КАПІТАЛЬНОГО РЕМОНТУ

В.Б. Запухляк¹, О.М. Марчук², А.В. Грицанчук¹

¹ІФНТУНГ; 15, вул. Карпатська, м. Івано-Франківськ, 76019. srgg@nung.edu.ua

²ПрАТ “ПВІ ЗІТ “Нафтогазбудізоляція”; 14, вул. М. Гречки, м. Київ, 04136.ngsi@ukr.net

It is proposed to apply a three-step method when calculating the stressed state of the pipeline during pipeline impermeability. The analysis of existing methods of calculating the stress state is carried out. A comparison of the calculation results using the basic methods and the method of three points was made and the corresponding conclusions were made.

Вступ. Газотранспортна система України включає понад 34 тис. км магістральних газопроводів і за протяжністю займає друге місце на планеті. Стан української ГТС можна характеризувати як цілком надійний. Регулярно виконуються роботи щодо моніторингу лінійної частини газогонів із застосуванням сучасних технологій, відновлюються, за необхідності, її ділянки, ремонтується компресорне обладнання та замінюється на новіше.

У структурі газопроводів суттєво переважають трубопроводи великого діаметру. Так, газопроводи діаметром 1420 мм складають 15,82 %, діаметром 1020–1220 мм – 23,34 %; 720–820 мм – 14,93 % (рис. 1) [1, 2].

Водночас ГТС має у своєму складі 59,43 % газопроводів з терміном експлуатації від 15 до 50 років, 5,8 тис. км газопроводів відпрацювали свій амортизаційний строк – 33 роки, більш третини газопроводів мають антикорозійне покриття з полімерних плівок холодного нанесення. Це вимагає щорічного виконання значних обсягів капітального ремонту та реконструкції газопроводів.

Серед газотранспортних магістралей України 17,27 % експлуатуються вже понад 33 роки, а 13,66 % до вказаної границі залишилось менше 10 років. Отже, 30,33 % газопроводів від загальної їх протяжності вимагають невідкладних заходів не тільки для підвищення експлуатаційної надійності, але й забезпечення живучості.

Розвинута газотранспортна система України не вимагає на даний час збільшення її пропускної здатності шляхом будівництва нових газових магістралей. Основною проблемою є підвищення надійності існуючих газопроводів шляхом їх оптимального обслуговування та реконструкції.

Нафтотранспортна система України включає в себе 18 нафтопроводів діаметром до 1220 мм включно, загальною довжиною нафтопроводів 4569,4 км в одну нитку, 51 нафтоперекачувальну станцію (НПС), 11 резервуарних парків з 80 резервуарами загальною ємністю 1010 тис. куб. метрів, систем електропостачання, захисту від корозії, телемеханіки, технологічного зв'язку, протипожежні споруди. Роботу НПС забезпечують 176 насосних агрегатів, загальною потужністю електродвигунів 356,9 тис. кВт. Існуюча система нафтопроводів знаходиться в експлуатації в середньому від 20 до 42 років, в залежності від терміну вводу в дію її складових. За час експлуатації значна частина магістральних нафтопроводів і технологічного обладнання вичерпала свій ресурс, неодноразово підлягала поточному та капітальному ремонтам і застаріла морально. Вказані терміни експлуатації нафтопроводів та об'єктів нафтотранспортної системи вимагають вкладення значних коштів для підвищення надійності і підтримки їх в технічному справному стані. Підвищення надійності експлуатації і обслуговування об'єктів нафтопроводів для забезпечення нормального безаварійного функціонування нафтопровідної системи досягається за рахунок постійного виконання комплексу робіт, основними з яких є виконання планово-попереджувальних ремонтів обладнання об'єктів магістральних нафтопроводів.

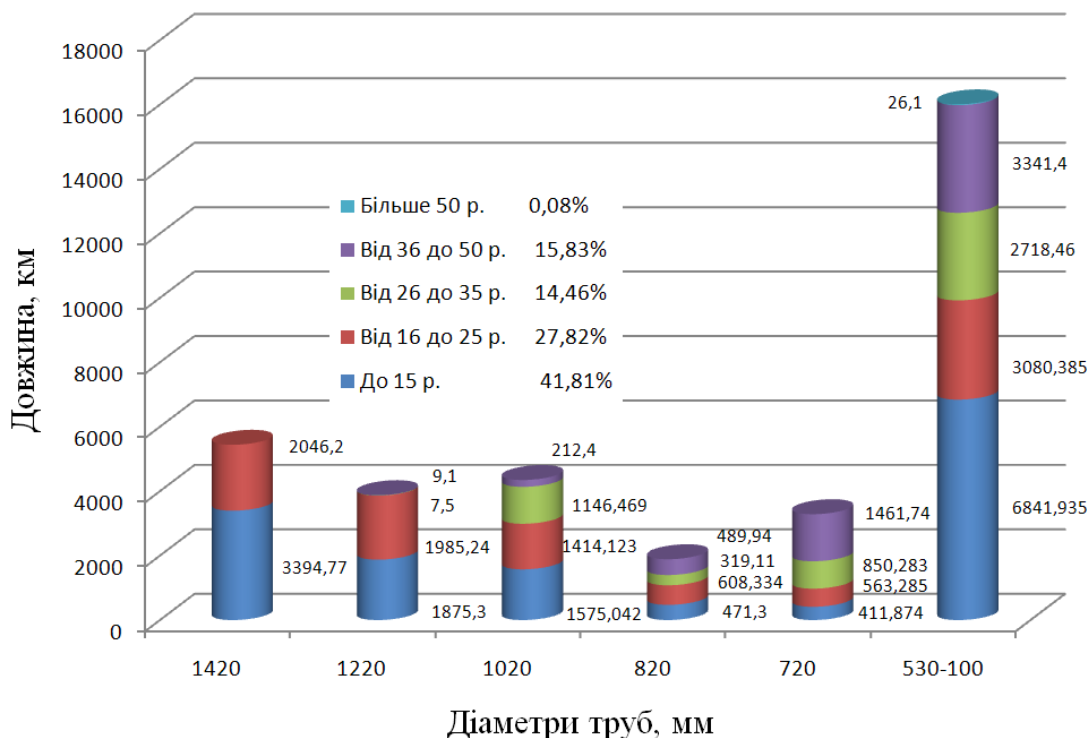


Рисунок 1 – Структура ГТС та термін експлуатації газопроводів відповідно за діаметрами і довжиною

Мета роботи. Вивчення закономірностей зміни напруженого стану трубопроводів під час капітального ремонту

Методика дослідження. Важливу роль у захисті трубопроводів від корозії відіграє ізоляційне покриття. Магістральні газопроводи з плівковим ізоляційним покриттям складають (70-80)відсотків від загальної протяжності газових магістралей, а діаметрами 1220 і 1420 мм - 95 відсотків. Біля 20 відсотків магістральних газопроводів за протяжністю мають бітумну ізоляцію.

Для того часу матеріали покриття мали задовільні ізолюючі властивості. Однак сама конструкція покриття, методи підготовки поверхні та нанесення ізоляції в трасових умовах не забезпечували необхідної якості та довговічності ізоляційного захисту. Фактичний ресурс служби полімерних плівкових ізоляційних матеріалів становить близько 11 років. Проведені обстеження показали невідповідність стану стрічкової ізоляції вимогам протикорозійного захисту більшості магістральних газопроводів. Нещільності та “кишені”, що виникли при нанесенні плівкових покриттів, ушкодження їх при укладанні, а також розтріскування полімерної основи плівок є центрами, з яких активно розповсюджується корозія.

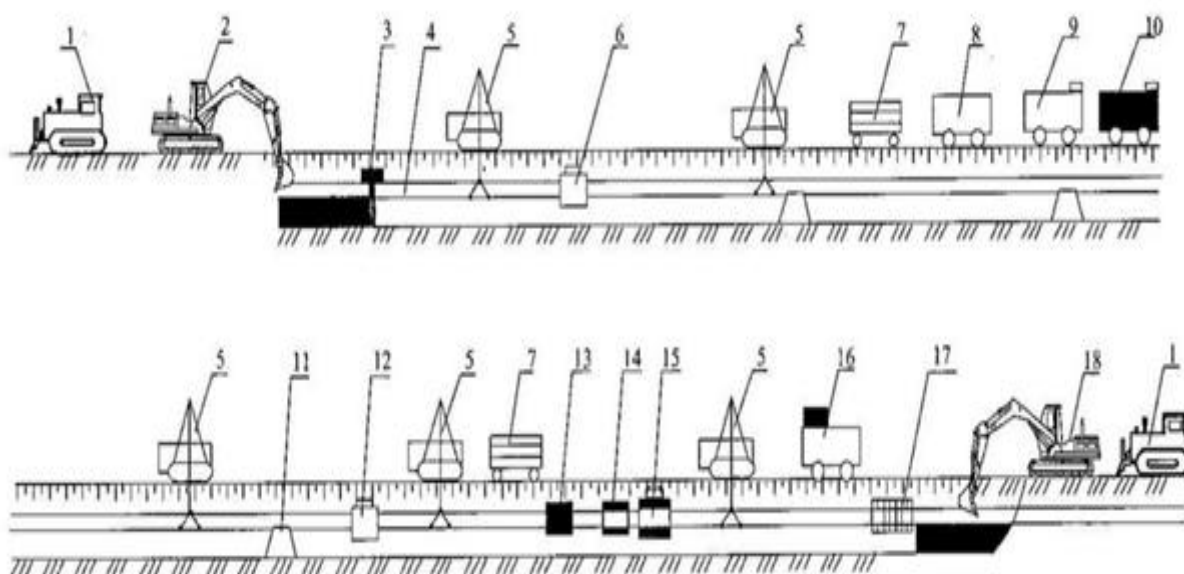
Досвід показує також, що відносна зовнішня цілісність бітумної ізоляції, її задовільний зовнішній вигляд після нанесення також не гарантував надійний захист трубопроводу від корозії. Це підтверджується результатами перевірки багатьох діючих магістральних трубопроводів. Змінювалась конструкція покриття, але навіть при дотриманні всіх вимог стандартів бітумна ізоляція була не довговічна. Термін її експлуатації складав (8-9) років.

Отже, зі сказаного вище, зрозуміло, що підвищення надійності експлуатації трубопроводів для забезпечення нормального безаварійного їх функціонування досягається за рахунок виконання капітального ремонту.

Капітальний ремонт лінійної частини магістральних трубопроводів полягає в заміні старої і дефектної ізоляції, у відновленні пошкодженої корозією стінки труби або повній заміні дефектної ділянки. Причому, найбільш економним та ефективним ремонтом є ремонт без зупинки транспортування продукту. Тому, у статті розглядатимемо актуальні питання ремонту діючих трубопроводів із заміною ізоляційного покриття.

Потреба в капітальному ремонті газопроводів проявилася пізніше, ніж нафтопроводів, на (10-20) років, тому досвід ремонту нафтопроводів був використаний і в газотранспортній галузі.

Діаметри нафтопроводів, на яких відпрацьовувалася технологія капітального ремонту, за сучасними поняттями були відносно невеликими (200-500 мм), в якості основної технологічної схеми ремонту була прийнята схема з підйомом «нескінченної» трубної секції трубоукладачами. Основи першої методики розрахунку НДС викладено в роботі [3]. На відміну від будівництва нафтопроводу, коли в траншею з берми траншеї укладається незаповнена труба, ремонтні роботи проводяться без зупинки перекачування (рис. 2). Це означає, що технологічні параметри ремонтної колони повинні забезпечити розрахункові напруження в трубопроводі, значення яких не більші за нормативні. При цьому слід зазначити, що трубопровід, заповнений нафтою важчий за порожній, що впливає не тільки на НДС ділянки, але і на зусилля підйому трубопроводу, а значить на технічні характеристики трубоукладачів.



1 - бульдозер; 2 - розкривний екскаватор; 3 - підкопуюча машина; 4 - трубопровід; 5 - трубоукладачі; 6 - машина попереднього очищення; 7 - електростанції; 8 - пост відбракування труб; 9 - зварювальний пост; 10 - лабораторія контролю якості зварних з'єднань; 11 - інвентарні опори; 12 - машина остаточного очищення; 13 - обладнання підігріву трубопроводу; 14 - ґрунтувальна машина; 15 - ізоляційна машина; 16 - лабораторія контролю якості ізоляційного покриття; 17 - машина для підсипки та підбиття ґрунту під трубопровід; 18 - екскаватор засипки

Рисунок 2 - Принципова технологічна схема капітального ремонту трубопроводу в траншеї

Результати та обговорення. Таким чином, ставиться завдання знайти залежності для визначення технологічних параметрів ремонтної рухомий колони при підйомі трубопроводу n трубоукладачами (n залежить від діаметра трубопроводу).

Розрахунок НДС проводиться при виконанні наступних умов:

1) для рівномірного завантаження трубоукладачів зусилля на гаках задаються однаковими, тобто $P_1 = P_2 = P_i = P$.

2) для забезпечення симетричності навантажень, відстані між трубоукладачами приймаються рівними довжинами крайніх ділянок прольотів для піднятого трубопроводу, тоді довжина l піднятої ділянки трубопроводу складе $(n+1)l_0$.

І, якщо друга умова ще може бути реалізована, то з приводу першої є деякі питання. Відомо, що розрахунок НДС трубопроводів при ізоляційно-укладальних роботах за класичною схемою і за рівнянням трьох моментів відрізняються. [4]

Параметри розраховуються відносно симетричної схеми і засновані на рівності відстаней між трубоукладачами l_0 і величин зусиль підйому P . Розрахунок за цими критеріями показує, що для нафтопроводу діаметром 1020x16 міліметрів, при використанні чотирьох трубоукладачів, оптимальна відстань $l_0 = 23,9$ м при величині зусилля $P = 250,3$ кН. Якщо проводити розрахунок за методом трьох моментів для даного трубопроводу, то оптимальна відстань становить $l_0 = 20,3$ м, а величини зусиль на трубоукладачах будуть відповідно складати $P_1 = 256,7$ кН, $P_2 = 178,6$ кН, $P_3 = 210,1$ кН, $P_4 = 308,4$ кН. При цьому, максимальні напруження в трубопроводі становитимуть $\sigma_{max} = 242$ МПа.

З проведеного аналізу методики розрахунку НДС при ремонті нафтопроводів з підйомом в траншеї зазначимо, що:

- обов'язкова вимога симетричності схеми підйому при роботі ремонтної колони може забезпечуватися тільки теоретично;

- через симетричність схеми підйому в методиці багато припущень рівності (висоти підйому, зусиль підйому, згинальних напружень, відстаней між трубоукладачами). Слід зазначити, що в трасових умовах забезпечити виконання таких умов неможливо;

- крім того, при використанні способу розрахунку НДС наведеного в [3], встановлено що зусилля на гаках трубоукладачів при ремонті трубопроводів не будуть рівними між собою і, в окремих випадках, матимуть значення на 20-25 відсотків більші ніж розраховані за способом наведеним в [4]. З цього випливає, що при виборі трубоукладачів потрібно обчислювати інші значення перекидальних моментів.

- також великі зусилля на гаках трубоукладачів при ремонті вимагають використання трубоукладачів з великим значенням вантажопідйомності.

Виходячи з таких висновків, автори ставлять перед собою такі завдання:

- розробити нову технологію ремонту трубопроводів, яка б мінімізувала використання трубоукладачів;

- використовувати нові підходи для розрахунку НДС газонафтопроводів при заміні ізоляції, з урахуванням внутрішнього тиску і впливу температури продукту;

- провести відповідні експериментальні дослідження для підтвердження або спростування підходів розрахунку НДС трубопроводів.

Література

1. Бабиєв Г. М. Транзитные возможности газотранспортной системы Украины : нынешнее время и перспективы [Текст] / Г. М. Бабиєв // Вестник национального газового союза Украины. - 2005. - № 2. - С. 12-15.

2. НАК Нафтогаз України[Електронний ресурс] / <http://www.naftogaz.com>

3. Березин В. Л. Капитальный ремонт магистральных трубопроводов [Текст]/ В. Л. Березин, К. Е. Ращепкин, Л. Г. Телегин. – М.: Недра, 1978. – 301 с.

4. Запхляк В. Б. Аналіз розрахунків напружено-деформованого стану трубопроводу під час виконання ізоляційно-укладальних робіт[Текст] / В. Б. Запхляк // Прикарпатський вісник НТШ. Число. - 2014. - № 1 (25). - С. 186-202.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛЕЖНОСТІ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ГТД ВІД ГРАНИЧНИХ УМОВ ТЕРМІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ ТА СТУПЕНЯ ДЕГРАДАЦІЇ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ

Л.В. Кравчук, Є.О. Задворний, К.П. Буйських, М.М. Феофентов

Інститут проблем міцності імені Г.С.Писаренка НАН України, Україна

The influence of the boundary conditions of heat exchange and degradation of the surface layer of the material on the change in the thermal and stressed-strained state of the base material of the edge of the wedge-shaped specimens, including in the presence of cracks, in the process of thermal fatigue loading has been analyzed.

Розвиток сучасної авіабудівної галузі та енергетичного машинобудування значною мірою пов'язані з необхідністю вирішення питань забезпечення надійності та економічності енергетичних систем і, зокрема, газотурбінних двигунів (ГТД), як їх невід'ємної складової. В розрахунковому плані у зв'язку з цим залишаються особливо актуальними питання розвитку та вдосконалення методів визначення реального напружено-деформованого стану елементів конструкцій, можливості оцінки його залежності від умов експлуатації та стану матеріалу, особливо для режимів нестационарних термічних навантажень.

В літературі широко представлені результати досліджень щодо умов експлуатації ГТД та впливу різних чинників на напружено-деформований стан їх елементів [1, 2]. В найбільш важких умовах знаходяться робочі та соплові лопатки турбіни, які зазнають значного впливу термічних напружень, обумовлених неоднорідністю розподілу температур по профілю, появою значних градієнтів температур і напружень, що виникають за різких змін режимів експлуатації.

Основною метою досліджень, результати яких наведені нижче, було визначення впливу нестационарного термоциклічного навантаження на напружено-деформований стан таких елементів ГТД з використанням методів фізичного і математичного моделювання, зокрема граничних умов та зміни властивостей матеріалу поверхневих шарів

В якості початкових даних були використані результати термовтомних випробувань на клиновидних зразках, що моделюють стан матеріалу кромки лопатки ГТД за реальних експлуатаційних умов. Характер навантаження матеріалу при подібних випробуваннях, на відміну від інших видів навантаження, має певну специфіку, що полягає у просторово-часовій неоднорідності термонапружено-деформованого стану (ТНДС), а також в цілому ряді супутніх факторів, що впливають на пошкоджуваність матеріалу під час експлуатації. Експериментальні дослідження на клиновидних зразках (Рис.1), проводились на газодинамічних стендах Інституту проблем міцності імені Г.С.Писаренка НАН України, використання яких дозволяє досліджувати поведінку матеріалу в продуктах згорання палива з можливістю застосування додаткового механічного навантаження та введення в потік хімічних сполук. Під час випробувань досліджувались процеси пошкодження матеріалу і кінетики утворення та розвитку тріщин термічної втоми (рис. 2.). Підґрунтям для чисельного аналізу теплового і напружено-деформованого стану (НДС) матеріалу в циклі були результати термометрування об'єктів дослідження при стендових випробуваннях за фіксованими режимами термоциклічного навантаження. В процесі досліджень необхідні значення температури і НДС матеріалу кромки досягались вибором геометричних параметрів зразка: кута розхилу – φ , радіуса скруглення кромки – r , довжини хорди – L , висоти зразка – H .

Розв'язування задачі з визначення теплового і НДС досліджуваних зразків, моделювання впливу зазначених чинників на НДС зразків проводилось в просторовій постановці за допомогою пакету прикладних програм "SPACE" [3]. Враховуючи просторову і часову неоднорідність теплових процесів і процесів пошкоджуваності матеріалу,

характерну для лопаток ГТД, тепловий стан матеріалу клиновидного зразка визначався при розв'язуванні нелінійної просторової задачі нестационарної теплопровідності за змішаних граничних умов теплообміну.

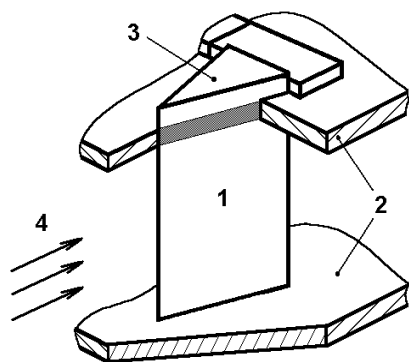


Рис. 1. Розташування зразка в камері:
1 – зразок, 2 – стінки камери, 3 – торцева поверхня зразка, 4 – високотемпературний газовий потік.

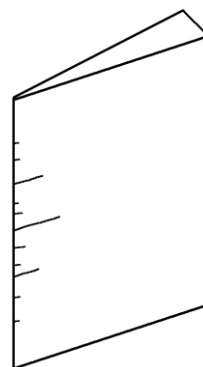


Рис. 2. Розташування тріщин на кромці зразка.

Застосування тривимірного моделювання є необхідною умовою отримання коректних даних для аналізу НДС кінетики пошкодження матеріалу по висоті кромки зразка. Прийнятий раніше ДСТУ [4] разом з розрахунком у двовимірній постановці дозволяє дослідити стан матеріалу у серединній площині зразка. У просторовій постановці можна дослідити вплив не сталого по висоті зразка НДС на зародження та розвиток тріщин термічної втоми за різних рівнів навантаження, роль їх розмірів, як концентраторів, у процесі перерозподілу ТНДС. Просторові підходи дозволяють кількісно (за параметрами ТНДС) вивчити вплив деградації матеріалу, як зовнішніх шарів, так і на внутрішніх поверхнях тріщини.

Доцільність застосування в розрахунках задачі нестационарної теплопровідності граничних умов третього роду зумовлюється необхідністю оцінки впливу жаростійких покриттів, деградації матеріалу елементів конструкції та його пошкоджуваності на НДС, де можливості експерименту обмежені, а також отриманням можливості розрахунків зразків різних типорозмірів за результатами випробувань зразків одного типорозміру.

Визначення граничних умов третього роду проводилось за результатами вирішення прямої та зворотної задачі теплопровідності за граничними умовами першого роду та шляхом вирішення задачі обтікання досліджуваної моделі газовим потоком заданих параметрів методами чисельного моделювання. Для визначення граничних умов третього роду шляхом вирішення задачі обтікання під час експерименту фіксується інформація про зміни у часі температури газового потоку і тиску на вході у випробувальну камеру, які є вихідними для визначення даних про теплофізичні властивості газу і його газодинамічні характеристики. Контроль результатів здійснювався порівнюванням розподілу температури по поверхні зразка, отриманого розрахунковим шляхом за визначеними граничними умовами третього роду та результатами термометрування досліджуваних зразків. Співпадіння отриманих розрахункових результатів за першим та другим способом визначення граничних умов у порівнянні з експериментальними даними показало вірність обраної моделі розрахунку та достовірність отриманих результатів.

Один із чинників, який необхідно враховувати при проведенні розрахунків досліджуваних зразків, особливо аналізуючи зміну НДС та пошкоджуваність матеріалу по висоті кромочної зони, це контакт зразків із стінками досліджуваної камери. Так в зоні контакту з камерою слід враховувати умови теплообміну між камерою та зразком та умови потоку в пристінній зоні. На рис. 3 наведені отримані результати зміни напружень вздовж кромки клиновидного зразка з кутом розхилу 15° , довжиною хорди 43 мм, висотою 80 мм в

напрямку від серединної площини в циклі навантаження з температурою потоку від 350 до 1150 °С. Наведені результати з врахованими особливостями теплообміну біля стінок камери та без врахування цих особливостей відповідають моментам часу, коли виникають максимальні стискаючі напруження в напівциклі нагріву та максимальні розтягувальні в напівциклі охолодження. Як видно із отриманих результатів суттєва різниця в рівні напружень з'являється вже на відстані 20-25 мм від зони контакту з камерою та більше проявляється на зразках без теплозахисного покриття. Результати наведені на рис. 4 відображають характер зміни напружень вздовж зразка на висоті 30 мм від серединної площини.

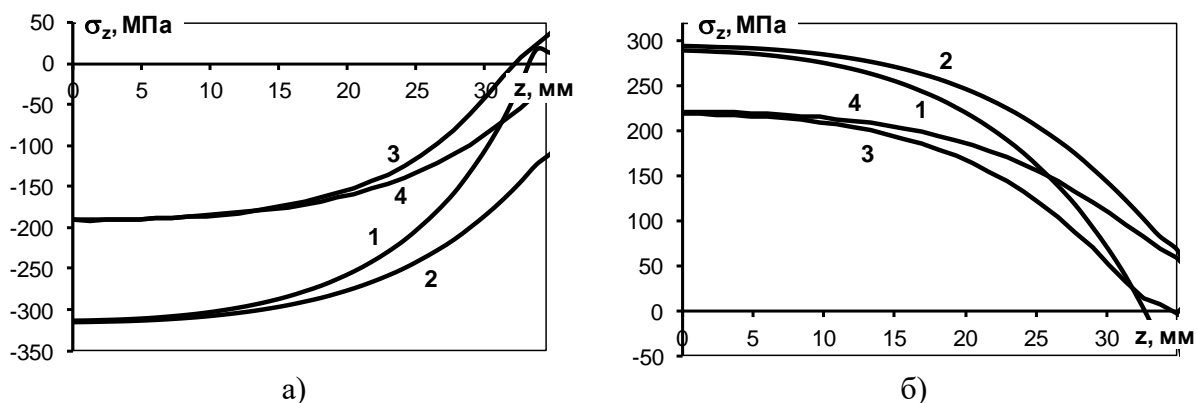


Рис. 3. Зміна максимальних стискаючих (а) та розтягувальних (б) напружень в циклі вздовж кромки зразка без покриття (1, 2) та в матеріалі основи на зразках з покриттям (3, 4): 1, 3 – на зразках з врахованими особливостями теплообміну біля стінок камери; 2,4 – без врахування впливу стінок камери.

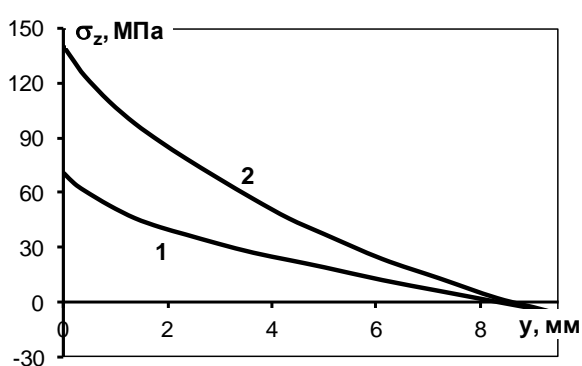


Рис. 4. Зміна максимальних розтягувальних напружень по довжині зразка на висоті 30 мм від серединної площини:

1, 3 – на зразках з врахованими особливостями теплообміну біля стінок камери; 2,4 – без врахування впливу стінок камери.

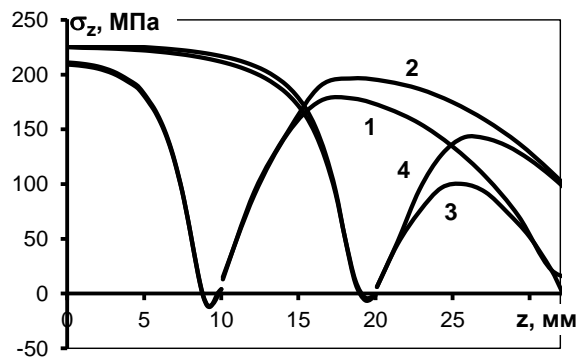


Рис. 5. Зміна максимальних розтягувальних напружень вздовж кромки зразка з тріщиною на висоті 10 мм. (1, 2) і зразка з тріщиною на висоті 20 мм. (3, 4):

1, 3 – на зразках з врахованими особливостями теплообміну біля стінок камери; 2,4 – без врахування впливу стінок камери.

За результатами експериментальних досліджень [5] на клиновидних зразках виділяють три характерні зони з різною швидкістю розвитку тріщин. У першій зоні висотою приблизно 20 мм в середній частині зразка виникають тріщини з найбільшою швидкістю росту, що обумовлено більшими рівнями напружень. Друга та третя зона відрізняються меншими швидкостями росту тріщин та розташовані на висоті, де помилка у врахуванні контакту з камерою може призвести до суттєвих помилок у інтерпретації результатів. Так на рис. 5 показано, яким чином тріщини впливають на напружений стан кромки зразка та

перерозподіл напружень з врахованими особливостями теплообміну біля стінок камери та без врахування цих особливостей.

Результати досліджень з аналізу ступеня деградації матеріалу на поверхні зразка [6] показують, що глибина деградованого шару після 2300 циклів навантаження досягає 40-45 мкм. В деяких випадках глибина деградованого шару досягала 100 мкм. Враховуючи, що кромка зразка є найбільш навантаженою, були проведені розрахунки з дослідження впливу деградованого шару на зміну НДС матеріалу у порівнянні з непошкодженим зразком. Оскільки фізико-механічні властивості шарів деградованого шару точно не відомі для проведення розрахунків клиновидного зразка з деградованим поверхневим шаром були використані усереднені характеристики однорідного окислу Ni, а для шару, збідненого γ' -фазою, було взято властивості підібрано сплаву зі структурою без γ' фази. На рис. 6 показано, що деградований шар може суттєво впливати на рівні напружень в основному матеріалі. Слід враховувати, що наведені результати мають оціночний характер та проведені для непошкодженого зразка та зразків з деградованим шаром з нульовим полем залишкових напружень, що відповідають температурі 350 та 1100 °С. Розрахунки реальних конструкцій мають носити імовірнісний характер, оскільки деградація матеріалу відбувається зазвичай за різних температур навантаження.

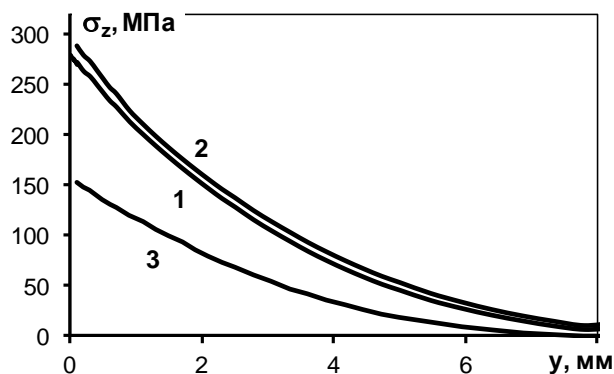


Рис. 6. Зміна максимальних розтягуючих напружень по хорді зразка:

1 – непошкоджений зразок, 2, 3 – зразок з деградованим шаром товщиною 100 мкм на поверхні матеріалу (2 – нульові залишкові напруження відповідають $T = 350$ °С,

Результати розрахунків показали, що вплив граничних умов та деградованого шару на НДС матеріалу є досить суттєвим і навіть незначні зміни чи похибки, пов'язані з описом умов теплообміну зразків, чи реальних елементів конструкцій, визначенням внеску деградованого поверхневого шару в загальний напружений стан елементу конструкції може призводити до значних відхилень від реального НДС, а відповідно до оцінки довговічності та живучості конструкції в цілому.

Література

1. Термическая усталость материалов в условиях неоднородного термонапряженного состояния / Третьяченко Г.Н., Кравчук Л.В., Курият Р.И. и др. – Киев: Наук. думка, 1985. – 278 с.
2. Гецов Л.Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин. – М.: “Недра”, 1996. – 591 с.
3. Програмне забезпечення “Тривимірне скінченноелементне моделювання теплового і термонапруженого стану елементів машинобудівних конструкцій (SPACE)” / Система сертифікації УкрСЕПРО. Сертифікат відповідності № UA1.017.0084261-02. – 2002.
4. ДСТУ 23.6794. Єдина система захисту від корозії та старіння. Метали, сплави, покриття жаростійкі. Метод випробувань на високотемпературну корозію та термовтому в потоці продуктів горіння палива/ Кравчук Л.В., Семенов Г.Р., Курият Р.І. та ін.: Наказ № 94 від 25.02.94. – 9 с.
5. Study of Damage Kinetics of Heat-Resistant Alloys Subjected to Thermocyclic Loading in a Gas Flow / Kravchuk L.V., Kuriat R.I., Buiskikh K.P., Zadvornyi E.A., Kiselevskaya S.G. // Strength of Materials. – 2006. – Vol. 382 (38), N4. – p.386-391.
6. Kravchuk L.V., Kuriat R.I., Buiskikh K.P., Kiselevskaya S.G. Surface Layers' Degradation of Heat-Resistant Alloys and Thermal Fatigue Damageability of Gas Turbine Engine Structural Components // Strength of Materials. – 2008. – Vol. 395 (40), N5. – p.552-559.

ТЕРМОМАГНІТОЕЛЕКТРОПРУЖНІСТЬ АНІЗОТРОПНИХ ТІЛ ІЗ ПРОСТОРОВИМИ НЕПЛОСКИМИ ТОНКИМИ ВКЛЮЧЕННЯМИ

Я. Пастернак¹, Г. Сулим²

¹ Луцький національний технічний університет, Луцьк, Україна

² Львівський національний університет імені Івана Франка, Львів, Україна

Summary. Based on the application of coupling principle for continua of different dimension mathematical models of thin deformable inclusions are proposed for thermomagnetoelastoelectric solids. Corresponding integral equations are derived and the boundary element method for their solution is developed. The key features of the latter are usage of discontinuous boundary elements, special shape functions, nonlinear mappings for smoothing the integrand at the element's boundary, and modified Kutt's quadrature for numerical evaluation of singular integrals. All these allow developing efficient numerical approach for solution of formulated problem class. Numerical example is considered, which studies thin inhomogeneity of paraboloidal shape.

Постановка проблеми. Сучасні розвинуті високотехнологічні виробництва, особливо приладів точної механіки, все частіше використовують при виготовленні різноманітних пристроїв термомагнітоелектропружні матеріали. Останні є інтелектуальними композитами, створеними на основі механічного поєднання (стохастичного чи впорядкованого) піроелектричних (сегнетоелектричних) та мігнітоелектричних (п'єзомагнітних) матеріалів, що дає можливість перетворювати поля різної фізичної природи, тобто є засобом створення давачів, пристроїв точного позиціонування тощо. У свою чергу виробництво висуває перед наукою завдання та проблеми побудови цілісних математичних моделей та методів аналізу відповідних тіл, що можуть містити як дефекти структури, так і цілеспрямовано впроваджені тонкі прошарки, що змінюють функціональні макро- та мікро-властивості цих тіл.

Аналіз відомих результатів досліджень. На даний час інтенсивно розвиваються методи аналізу взаємодії механічного, електричного та магнітного полів в анізотропних інтелектуальних матеріалах. Зокрема, це стосується і методу граничних елементів. Наприклад, Rungamornrat та Mear [1], а також Rungamornrat et al. [2] отримали симетричний метод граничних елементів типу Галеркіна для дослідження просторових тріщин у п'єзоелектричних тілах. Zhao et al. [3] запропонували метод граничних інтегральних рівнянь стосовно розширених стрибків фізико-механічних полів при вивченні систем вертикальних тріщин у магнітоелектропружному середовищі. Miñoz-Reja et al. [4] розробили тривимірний метод граничних елементів для вивчення задач механіки руйнування анізотропних магнітоелектропружних матеріалів.

Натомість задач, де враховуються теплові впливи, стосуються лише поодинокі роботи, у яких розглядаються тільки пласкі дефекти. Зокрема, у працях [5–7] розглянуто задачі термоелектропружності для трансверсально-ізотропних тіл із однією чи двома концентричними дисковими тріщинами.

Лише нещодавно вдалося отримати інтегральні рівняння тривимірної термомагнітоелектропружності анізотропних тіл довільної форми із системами отворів чи внутрішніх розрізів [8, 9], що дали можливість вивчити взаємодію полів різної фізичної природи в анізотропних тілах із просторовими тріщинами [9]. Ці ж інтегральні співвідношення дають можливість аналізу значно ширшого класу задач, зокрема і для тіл із тонкими включеннями.

Мета роботи. Побудувати інтегральні рівняння та високоточну і швидку схему методу граничних елементів для числового аналізу анізотропних термомагнітоелектропружних тіл із тонкими неплоскими включеннями, зокрема й негладкими.

Формулювання задачі. Відповідно до [8–10] у нерухомій прямокутній системі координат $Ox_1x_2x_3$ рівняння рівноваги, рівняння Максвелла (теорема Гаусса для електричного й магнітного полів) та балансові співвідношення теплопровідності у стаціонарному випадку набудуть такого вигляду:

$$\sigma_{ij,j} + f_i = 0, \quad D_{i,i} - q = 0, \quad B_{i,i} + b_m = 0, \quad h_{i,i} - f_h = 0 \quad (i, j = 1, 2, 3). \quad (1)$$

Тут σ_{ij} – компоненти тензора напружень; h_i – компоненти вектора густини теплового потоку; D_i – електричне зміщення; B_i – індукція магнітного поля; f_i – об’ємні сили; q – густина вільних зарядів; f_h – густина розподілених джерел (стоків) тепла; b_m – об’ємна густина постійного електричного струму, яка для діелектрика є нульовою. У формулах прийняте правило Айнштайна підсумовування за індексом, що повторюється. Кома в індексах означає операцію диференціювання за координатою, індекс якої стоїть після коми, тобто, $u_{i,j} \equiv \partial u_i / \partial x_j$.

Визначальні співвідношення лінійної термомагнітоелектропружності та теплопровідності відповідно до [10] мають такий вигляд:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= C_{ijk} u_{k,m} - e_{pij} E_p - h_{pij} H_p - \beta_{ij} \theta, \\ D_i &= e_{ikm} u_{k,m} + \kappa_{ip} E_p + \gamma_{ip} H_p + \chi_i \theta, \\ B_i &= h_{ikm} u_{k,m} + \gamma_{ip} E_p + \mu_{ip} H_p - \nu_i \theta, \\ h_i &= -k_{ij} \theta_{,j}, \end{aligned} \quad (2)$$

де u_i – переміщення точок тіла; ϕ – електричний потенціал; ψ – потенціал стаціонарного магнітного поля; θ – зміна температури порівняно з відліковою; C_{ijk} – пружні сталі; k_{ij} – коефіцієнти теплопровідності; β_{ij} – модулі теплового розширення (коефіцієнти теплових напружень); e_{ijk} – п’єзоелектричні сталі; κ_{ij} – діелектричні сталі матеріалу; h_{ijk} – п’єзомагнітні сталі; μ_{ij} , γ_{ij} – магнітна та електромагнітна проникності матеріалу; χ_i – піроелектричні коефіцієнти; ν_i – піромагнітні коефіцієнти. Тензори з компонентами C_{ijk} , k_{ij} , κ_{ij} , μ_{ij} , γ_{ij} та β_{ij} вважаються симетричними.

Рівняння (1) та (2) зручно подати у такому уніфікованому вигляді:

$$\tilde{\sigma}_{Ij,j} + \tilde{f}_I = 0, \quad h_{i,i} - f_h = 0; \quad (3)$$

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \tilde{C}_{ijk} \tilde{u}_{k,m} - \tilde{\beta}_{ij} \theta, \quad h_i = -k_{ij} \theta_{,j}, \quad (4)$$

де

$$\begin{aligned} \tilde{u}_i &= u_i, \quad \tilde{u}_4 = \phi, \quad \tilde{u}_5 = \psi; \quad \tilde{f}_i = f_i, \quad \tilde{f}_4 = -q, \quad \tilde{f}_5 = b_m; \\ \tilde{\sigma}_{ij} &= \sigma_{ij}, \quad \tilde{\sigma}_{4j} = D_j, \quad \tilde{\sigma}_{5j} = B_j; \\ \tilde{C}_{ijk} &= C_{ijk}, \quad \tilde{C}_{ij4m} = e_{mij}, \quad \tilde{C}_{4jkm} = e_{jkm}, \quad \tilde{C}_{4j4m} = -\kappa_{jm}, \\ \tilde{C}_{ij5m} &= h_{mij}, \quad \tilde{C}_{5jkm} = h_{jkm}, \quad \tilde{C}_{5j5m} = -\mu_{jm}, \\ \tilde{C}_{4j5m} &= -\gamma_{jm}, \quad \tilde{C}_{5j4m} = -\gamma_{jm}; \\ \tilde{\beta}_{ij} &= \beta_{ij}, \quad \tilde{\beta}_{4j} = -\chi_j, \quad \tilde{\beta}_{5j} = \nu_j. \end{aligned} \quad (5)$$

Тут і далі позначені великими літерами індекси змінюються від 1 до 5, а малими – від 1 до 3, тобто, $I = 1, 2, \dots, 5$. $i = 1, 2, 3$.

Відповідно до [9] крайові задачі для диференціальних рівнянь в частинних похідних (3), (4) у випадку тіла з поверхнями розриву фізико-механічних полів зводиться до розв’язування таких систем гіперсингулярних інтегральних рівнянь:

– теплопровідності

$$\frac{1}{2}\Sigma\theta(\mathbf{x}_0) = \iint_S \Theta^*(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Sigma h_n(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) - \text{CPV} \iint_S H^*(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Delta\theta(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}),$$

$$\frac{1}{2}\Delta h_n(\mathbf{x}_0) = n_i(\mathbf{x}_0) \left[\text{CPV} \iint_S \Theta_i^{**}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Sigma h_n(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) - \right. \quad (6)$$

$$\left. - \text{HFP} \iint_S H_i^{**}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Delta\theta(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) \right],$$

– термомагнітоелектропружності

$$\frac{1}{2}\Delta\tilde{t}_l(\mathbf{x}_0) = n_j \left[\text{CPV} \iint_S D_{ljk}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Sigma\tilde{t}_k(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) - \text{HFP} \iint_S S_{ljk}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Delta\tilde{u}_k(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) \right. \quad (7)$$

$$\left. + \text{CPV} \iint_S Q_{lj}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Delta\theta(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) + \iint_S W_{lj}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_0)\Sigma h_n(\mathbf{x})dS(\mathbf{x}) \right],$$

де S – поверхня розриву фізико-механічних полів з берегами S^+ та S^- відповідно; $\Sigma f = f^+ + f^-$; $\Delta f = f^+ - f^-$; n_p – компоненти одиничного вектора нормалі до поверхні S (S^+); $\tilde{t}_l = \tilde{\sigma}_{lj}n_j$ – компоненти розширеного вектора напружень; $h_n = h_i n_i$ – тепловий потік через поверхню; CPV – головне значення інтеграла за Коші (Cauchy Principal Value); HFP – скінченна частина інтеграла за Адамаром (Hadamard Finite Part). Ядра цих інтегральних залежностей подані в [9].

Модельовання тонкого включення.

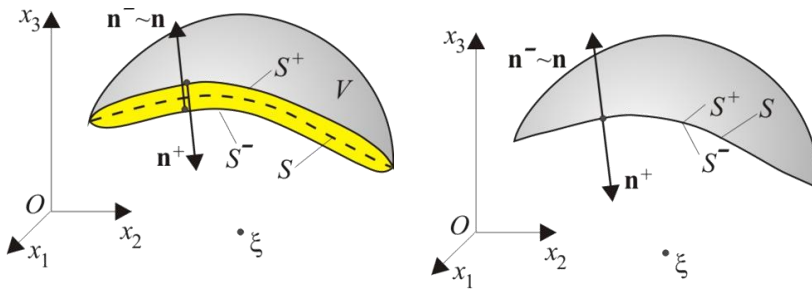


Рисунок 1. Схема моделювання тонкого включення за принципом спряження
Figure 1. Sketch for modeling of thin inclusion based on the coupling principle

У цій роботі для моделювання тонкої неоднорідності застосуємо принцип спряження континуумів різної вимірності [11] (рис. 1). Таким чином зовнішню щодо включення задачу опишемо співвідношеннями (6), (7). Модель включення отримано шляхом усереднення визначальних рівнянь (3), (4) за малою товщиною включення за припущення про податність та невеликі (порівняно з властивостями тіла) електричні, магнітні та теплові проникності його матеріалу. Відповідні рівняння записано у такому вигляді:

$$\Sigma h_n(\mathbf{x}_0) = 0; \quad \Delta h_n(\mathbf{x}_0) = \frac{k_{11}^n(\mathbf{x}_0)}{h(\mathbf{x}_0)} \Delta\theta(\mathbf{x}_0) + 2h_0(\mathbf{x}_0);$$

$$\Sigma\tilde{t}_l = 0; \quad \Delta\tilde{t}(\mathbf{x}_0) = -\frac{\mathbf{V}(\mathbf{x}_0)}{h(\mathbf{x}_0)} \Delta\tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{x}_0) - \mathbf{v}(\mathbf{x}_0)\Sigma\theta(\mathbf{x}_0) + 2\tilde{\mathbf{t}}_0(\mathbf{x}_0); \quad (8)$$

$$\mathbf{V} = \mathbf{\Omega}^T \mathbf{C}_{33}^n \mathbf{\Omega}; \quad \mathbf{v} = \mathbf{\Omega}^T \tilde{\boldsymbol{\beta}}_3^n.$$

Тут $\mathbf{\Omega}$ – матриця повороту до системи координат, вісь Ox'_3 якої спрямована уздовж нормалі \mathbf{n} ; $2h$ – товщина включення; h_0 , $\tilde{\mathbf{t}}_0$ – прикладене до включення зовнішнє теплове та магніто-електро-механічне навантаження.

Співвідношення (7), (8) утворюють систему інтегральних рівнянь стосовно невідомих функцій стрибка температури $\Delta\theta$ та розширеного вектора переміщень $\Delta\tilde{\mathbf{u}}$ на берегах серединної поверхні S модельного тонкого включення. Розв'язування цих інтегральних рівнянь, особливо у випадку поверхонь неканонічної форми, зручно здійснювати числово за допомогою методу граничних елементів.

Метод граничних елементів для неплоских тонких включень. За основу візьмемо запропоновану у роботі [9] схему методу граничних елементів. Відповідно до неї поверхня S розбивається на чотирикутні квадратичні розривні граничні елементи. Це означає, що вузли колокації лежать виключно на елементі, а не на його межі. У випадку неплоских поверхонь використання таких граничних елементів дає можливість уникнути необхідності обчислення граничних переходів та градієнтів в околі точки колокації, адже остання завжди лежатиме на гладкій поверхні.

Із кожним граничним елементом пов'язується криволінійна система координат $O\xi\eta$, а сам елемент у ній відображається у квадрат $-1 \leq \xi \leq 1$, $-1 \leq \eta \leq 1$. При цьому вузли інтерполяції геометрії елемента лежать у 9 точках, для яких криволінійні координати відповідно рівні $-1; 0; 1$, а вузли колокації – у дев'яти точках, для яких $\xi = (-2/3; 0; 2/3)$; $\eta = (-2/3; 0; 2/3)$.

Крайові умови разом з невідомими крайовими функціями та функціями стрибків інтерполюються за точками колокації на кожному граничному елементі Γ_N так:

$$\mathbf{b}_N(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 \mathbf{b}_N^{i,j} \phi_i(\xi) \phi_j(\eta), \quad (9)$$

де $\mathbf{b} = (\theta, \Delta\theta, \Sigma\theta, h_n, \Sigma h_n, \Delta h_n, \tilde{u}_1, \Delta\tilde{u}_1, \Sigma\tilde{u}_1, \tilde{t}_1, \Sigma\tilde{t}_1, \Delta\tilde{t}_1)^T$, а розривні функції форми задані у вигляді

$$\phi_1(\xi) = \xi \left(\frac{9}{8}\xi - \frac{3}{4} \right), \quad \phi_2(\xi) = \left(1 - \frac{3}{2}\xi \right) \left(1 + \frac{3}{2}\xi \right), \quad \phi_3(\xi) = \xi \left(\frac{9}{8}\xi + \frac{3}{4} \right). \quad (10)$$

Окрім функцій форми (10) в рівнянні (9) можна використовувати й інші, зокрема, при моделюванні фронтальної лінії тонкого включення чи тріщини з метою урахування кореневої особливості полів теплових потоків та розширених напружень функції форми для стрибків температури та розширених переміщень вибираються у вигляді [9]

$$\phi_i^\Delta(\xi) = \sqrt{1 \pm \xi} \left(\Phi_{i1}^\Delta + \sum_{j=2}^3 \Phi_{ij}^\Delta (1 \pm \xi)^{j-1} \right), \quad (11)$$

де сталі Φ_{ij}^Δ визначаються з системи рівнянь $\phi_i(\xi_j) = \delta_{ij}$ при $\xi_j = (-2/3; 0; 2/3)$.

Ці функції форми дають можливість високоточного обчислення узагальнених коефіцієнтів інтенсивності фізико-механічних полів на фронті тонкої неоднорідності [9].

Крім того, у випадку ліній зламу на поверхні S , функції форми треба вибирати з урахуванням особливостей, що виникають на цій лінії. Тому при обчисленні інтегралів (6), (7) на граничних елементах, що є дотичними до ліній зламу або фронтальної лінії включення, запропоновано використовувати нелінійні відображення

$$\xi = \frac{1}{2}(3 - \xi_1^2)\xi_1, \quad \eta = \frac{1}{2}(3 - \eta_1^2)\eta_1, \quad d\xi d\eta = \frac{9}{4}(1 - \xi_1^2)(1 - \eta_1^2)d\xi_1 d\eta_1, \quad (12)$$

що згладжують підінтегральний вираз на межі граничного елемента, оскільки якобіан заміни змінних там дорівнює нулю.

Такі відображення дають можливість істотно підвищити точність числової реалізації методу, що у свою чергу дає можливість підвищити швидкість розрахунків унаслідок використання меншої кількості елементів розбиття.

При обчисленні сингулярних та гіперсингулярних інтегралів використано перехід до полярної системи координат із подальшим застосуванням модифікованої квадратури Кутта

[9], що дає можливість без особливих складнощів визначити головне значення та скінченну частину Адамара поверхневого особливого інтегралу.

Числовий приклад. Розглянемо трансверсально-ізотропне піроелектричне середовище з тинтанату барію, що має зазначені в [12] властивості. Вивчимо тонку неоднорідність, серединна поверхня якої утворює відтинок еліптичного параболоїда обертання:

$$x_3 = \rho(x_1^2 + x_2^2), \quad x_1^2 + x_2^2 \leq R^2. \quad (13)$$

Вважатимемо, що включення є дуже податним (непроникна тріщина), адже у цьому випадку коефіцієнти інтенсивності фізико-механічних полів є найбільшими. Також припустимо, що включення майже не зазнає ефекту теплового розширення.

Нехай на поверхні включення задане самозрівноважене теплове навантаження $h_0 = \text{const}$. Додаткове механічне навантаження відсутнє: $\tilde{\mathbf{t}}_0 \equiv \mathbf{0}$. До термомагнітоелектропружного середовища, що містить включення, жодного іншого навантаження не прикладено.

Розіб'ємо серединну поверхню неоднорідності на 12 граничних елементів так, як зображено на рис. 2 (вигляд уздовж осі Ox_3).

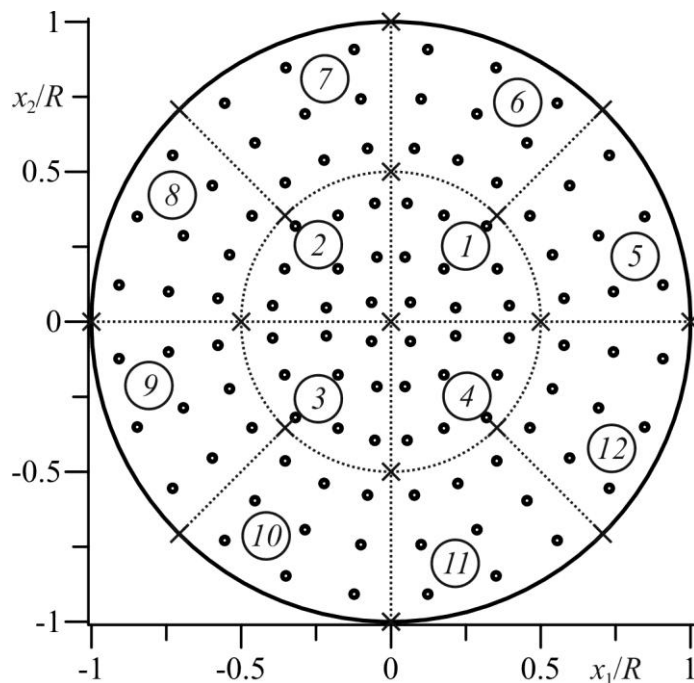


Рисунок 2. Сітка граничних елементів
Figure 2. Boundary element mesh

Дослідимо вплив параметра ρ форми серединної поверхні включення (тріщини) на коефіцієнти інтенсивності фізико-механічних полів на фронтальній лінії неоднорідності. При цьому коефіцієнтами нормування виберемо величини $K_\sigma = h_0 \beta_{11} R \sqrt{\pi R} / k_{11}$, $K_\chi = h_0 \chi_3 R \sqrt{\pi R} / k_{11}$, $K_{h_0} = -2h_0 \sqrt{R/\pi}$. Розраховані для фіксованих значень ρ (0,2; 0,4; 0,6 та 0,8) величини нормованих коефіцієнтів інтенсивності фізико-механічних полів зображено на рис. 3.

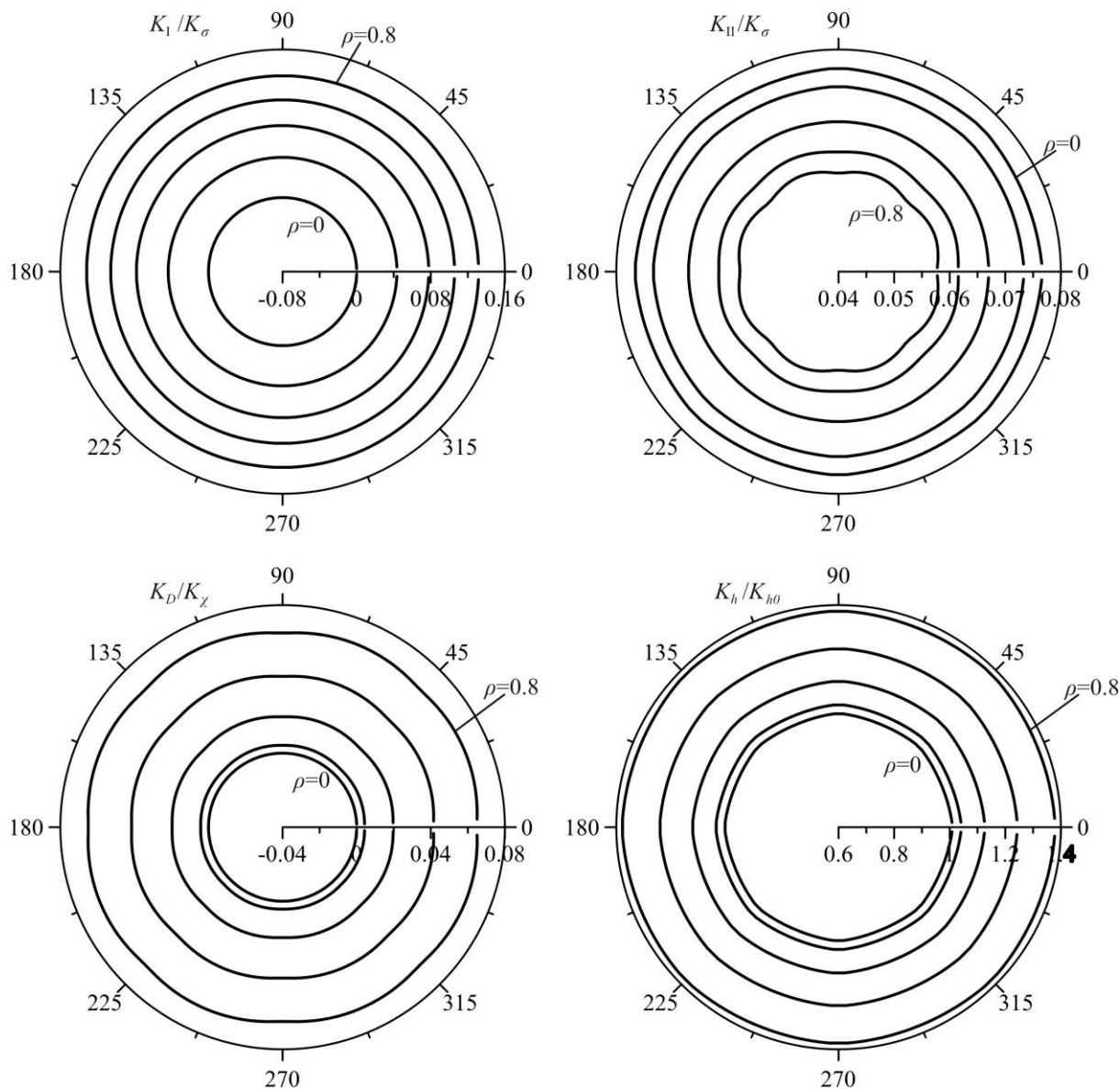


Рисунок 3. Коефіцієнти інтенсивності фізико-механічних полів на фронті включення
 Figure 3. Field intensity factors at inclusion's front line

Видно, що коефіцієнти інтенсивності фізико-механічних полів є практично сталими уздовж фронту. Незначні коливання зумовлені апроксимацією реальної колової межі поверхні квадратичними граничними елементами. Можна навіть простежити, що ці коливання є симетричними та однаковими на кожному з елементів. Проте вони лежать в межах усього 0.7%. Сталість значень коефіцієнтів інтенсивності уздовж фронту зумовлена тим, що він лежить у площині ізотропії матеріалу середовища, а сама серединна поверхня включення (тріщина) є поверхнею обертання навколо осі поляризації Ox_3 .

У випадку $\rho = 0$ плоскої дископодібної тріщини результати розрахунків збігаються із відомими [9], що верифікує розроблений підхід. Зі збільшенням параметра ρ , що характеризує «неплоскість» тонкої неоднорідності, коефіцієнти інтенсивності напружень моди I зростають, а моди II – спадають. Коефіцієнти інтенсивності напружень моди III дорівнюють нулю. Збільшення також зазнають коефіцієнти інтенсивності теплового потоку, адже площа поверхні тріщини зі збільшенням ρ зростає. Для неплоских дефектів, на відміну від плоских, істотних значень також набуває коефіцієнт K_D інтенсивності електричного зміщення.

Висновки. Розроблено математичну модель термомагнітоелектропружного тіла із тонкими включеннями, а також метод граничних елементів, що дає можливість ефективного

(високоточного та швидкого) розв'язування відповідних просторових задач. Особливістю запропонованого граничноелементного підходу є застосування принципу спряження континуумів різної вимірності при моделюванні тонких включень, а також використання розривних граничних елементів, нелінійних відображень та модифікованих квадратур для розв'язування отриманих на основі цього принципу систем інтегральних рівнянь. При цьому за допомогою спеціальних функцій форми можна враховувати як особливості на фронті неоднорідності, так і відповідні на лініях зламу чи в кутових точках. Усе це дає можливість розв'язувати із високою точністю задачі термомагнітоелектропружності для тіл із неплоскими тонкими включеннями чи тріщинами, що не вдавалося зробити до цього часу застосуванням традиційних числових підходів, зокрема методів граничних чи скінченних елементів.

References

1. Rungamornrat J., Mear M.E. Analysis of fractures in 3D piezoelectric media by a weakly singular integral equation method, *Int J Fract*, Vol. 151, 2008, pp. 1–27.
2. Rungamornrat J., Phongtinnaboot W., Wijeyewickrema A.C. Analysis of cracks in 3D piezoelectric media with various electrical boundary conditions, *International Journal of Fracture*, Vol. 192, 2015, pp. 133–153.
3. Zhao M.H., Guo Z.H., Fan C.Y., Zhang R.L., Pan E. Three-dimensional vertical cracks in magneto-electroelastic media via the extended displacement discontinuity boundary integral equation method, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, Vol. 24, 2013, pp. 1969–1984.
4. Muñoz-Reja M.M., Buroni F.C., Sáez A., García-Sánchez F. 3D explicit-BEM fracture analysis for materials with anisotropic multifield coupling, *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 40, 2016, pp. 2897–2912.
5. Shang F., Wang Z., Li Z. Thermal stresses analysis of a threedimensional crack in a thermopiezoelectric solid, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 55, 1996, pp. 737–750.
6. Shang F., Kuna M., Scherzer M. Analytical solutions for two penny-shaped crack problems in thermo-piezoelectric materials and their finite element comparisons, *International Journal of Fracture*, Vol. 117, 2002, pp. 113–128.
7. Kirilyuk V.S. Thermostressed state of a piezoceramic body with a plane crack in a symmetric heat flow from its surfaces, *International Applied Mechanics*, Vol. 46, 2010, pp. 753–762.
8. Pasternak I., Pasternak R., Sulym H. A comprehensive study on Green's functions and boundary integral equations for 3D anisotropic thermomagneto-electroelasticity, *Eng Anal Bound Elem*, Vol. 64, 2016 pp. 222–229.
9. Pasternak Ia., Pasternak R., Pasternak V., Sulym H. Boundary element analysis of 3D cracks in anisotropic thermomagneto-electroelastic solids, *Engineering Analysis with Boundary Elements*, Vol. 74, 2017, pp. 70–78.
10. Qin Q.H. Green's function and boundary elements of multifield materials, Oxford, Elsevier, 2007, 254 pp.
11. Sulym H.T. Bases of mathematical theory of thermoelastic equilibrium of deformable solids with thin inclusions, Lviv, 2007, 716 pp. [in Ukrainian]
12. Dunn M.L. Micromechanics of coupled electroelastic composites: effective thermal expansion and pyroelectric coefficients, *J Appl Phys*, Vol. 73, 1993, pp. 5131–5140.

ЗБІЛЬШЕННЯ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ БУДІВЕЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ ПОЛІМЕРНИМИ ВІДХОДАМИ

О.С. Малишевська¹, С. І. Гаркавий², О. Д. Мельник³, М. І. Мізюк¹,
І.А. Мищенко¹

¹ Івано-Франківський національний медичний університет;

² Національний медичний університет імені О. О. Богомольця, м. Київ;

³ Івано-Франківський національний університет нафти і газу

The best results were found for concrete mixtures containing 8 % of PET wastes with adding of SAS. Obtained mixtures were also characterized by the absence of cracks at visual observation, decreasing of shrinkage upto 34.6 %, increasing of cohesion of PET-wastes with the concrete stone up to 30.4% which was confirmed by microscopic and mechanical researches. The suggested method allows reducing weight concrete upto 21.3 % with out loss of its strength properties.

Актуальність теми. Зростання виробництва і споживання полімерів зумовлює безперервне збільшення кількості їх відходів. Згідно аналізу ринку споживання ПЕТ упаковки, проведеного компанією SmithersPira, світове виробництво ПЕТ за рік у 2016 склало 17,3 млн. т., зрічним приростом споживання -4,6 %. Прогнозується, що до 2021 року споживання ПЕТ упаковки складе 21,1 млн. т., із темпом зростання- 3,8% за рік [1].

В Україні, за останні 25 років, частка полімерів у відходах зросла з 1,7 % до 13,76%, у результаті в країні накопичено близько 39 млн.т., полімерів. Щорічно до цієї маси, за даними УкрДержстатистики, додається ще близько одного мільйона тон.

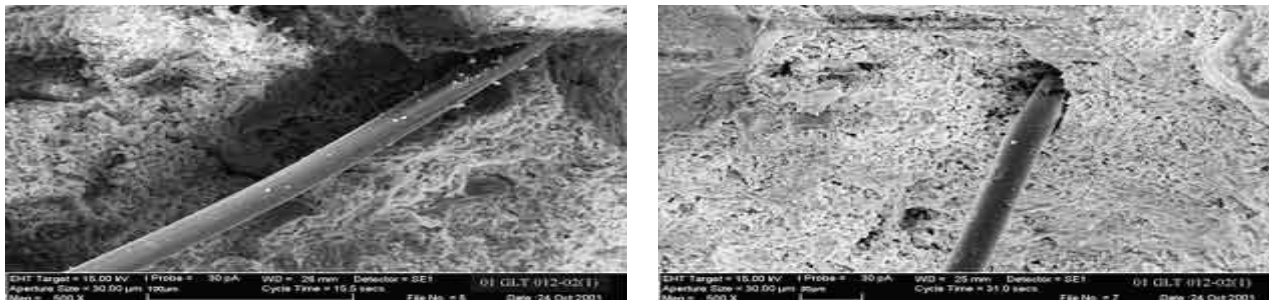
Одним із перспективних шляхів вирішення проблеми утилізації полімерних відходів є включення їх до складу цементних композицій, у якості наповнювачів замість фібро-волокон. Використання полімерних наповнювачів забезпечить можливість: частково замінити вторинне армування бетону металом у несучих конструкціях та повністю виключити застосування металу в інших видах будівництва; розробити цементні композиції з покращеними тепло- та звукоізоляційними властивостями, котрі можуть бути застосовані у будівництві. При цьому буде досягнуто значного економічного ефекту, що викликаний економією вихідної сировини та збільшенням довговічності будівельних конструкцій за рахунок попередження усадки та тріщиноутворення в бетоні.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Відомо, що наповнювачі у бетонних сумішах займають близько 75 % від маси бетону і до 95 % об'єму, тому їх властивості та якість має вирішальний вплив на фізико-механічні властивості цементного каменю, його довговічність та експлуатаційні властивості. Переважно заповнювач значно дешевший ніж цемент, а наповнення цементних сумішей полімерними відходами робить їх не тільки економічно, а й екологічно вигідними. Полімери мають гарні деформаційні властивості, що сприятиме зниженню об'ємної деформації та напруги у цементному камені під час твердіння та зміни температури і вологості довкілля. У результаті зменшиться розтріскування, передчасне руйнування, усадка та деформація цементного каменю в процесі тужавіння.

Фактором, який має вирішальний вплив на фізико-механічні властивості бетону є зчеплення між заповнювачем і цементним каменем. Зчеплення виникає внаслідок щільного прилягання і з'єднання цементного каменю з наповнювачем, яке забезпечує шорстка поверхня наповнювача та його адгезійні властивості. Підвищення шорсткості поверхні наповнювача, а разом з нею і адсорбції, забезпечує краще зчеплення.

Під час введення будь-якого наповнювача у бетонну матрицю вирішальну роль відводиться «зклеюванню» гідрофобних (органіка) і гідрофільних (клинкерні мінерали) поверхонь. Добре досліджені полімерні волокна, що застосовують в будівництві, володіють низьким ступенем зчеплення з цементним каменем. Це викликано практично відсутньою адгезією та сорбцією поверхні полімеру, крім того полімери є хімічно-інертними по

відношенню до компонентів цементної суміші (рис.1). Введення полімерних волокон жодним чином не може впливати на збільшення міцності цементного каменю, бо вони незчеплені з бетоном. Волокна вводяться в бетонну суміш з метою попередження її усадки, розтріскування та більш рівномірного розподілу елементів суміші в бетонній матриці і завдяки цьому відбувається покращення фізико-механічних характеристик бетону.



Рисуюнок 1. Зчеплення цементного каменю з поліамідним волокном. Фото з мікроскопа.[2].

На сучасному етапі пропозиції науковців із вирішення даної проблеми обмежуються зміною вигляду полімерних волокон. Волокна виготовляють у формі джгутів, спіралей, хвильок, із різноманітними гачечками на їх поверхні та ін [3-6]. Все це сприяє підвищенню зчеплення з цементним каменем на фізичному рівні, але не на хімічному. Відомо, що саме хімічне з'єднання є найбільш надійним, міцним і довговічним. Тому, якщо створити умови росту кристалів цементної матриці на поверхні наповнювача, то це вирішить проблему зчеплення полімеру з бетоном.

Для вирішення проблеми зчеплення ми запропонували нанесення ПАР, що активно адсорбуються на поверхні механічно-активованих ПЕТ-відходів. Термодинамічний аналіз процесів взаємодії з водою клінкерних мінералів показав, що вони є екзотермічними, самочинними з досить значним зменшенням енергії Гіббса ($\Delta\sigma^0 < 0$) на рівні 150-200 кДж/моль. Гетерогенність цих реакцій свідчить про вирішальний вплив площі контакту між реагуючими речовинами і енергетики адсорбційного приповерхневого шару на контакті двох фаз (рідина-тверде тіло). Молекули ПАР знижують значення поверхневого натягу (σ) води практично в 2 рази. При цьому інтенсифікується процес змочування і подальшому зростає швидкість взаємодії рідинної і твердої фази, що є одним з вирішальних показників гетерогенних процесів. ПАР які ми використовували – гідрофобні і на поверхні полімеру утворюють скупчення вертикально розташованих молекул. Завдяки хемосорбції вони міцно фіксуються на поверхні, перетворюючи її на олеофільну і стають відповідним клеєм між поверхнею неорганічних і органічних речовин. Проведені нами експериментальні дослідження підтвердили правильність і ефективність такого вибору.

Мета. Дослідити вплив нанесення на поверхню полімерних ПЕТ-відходів поверхнево-активних речовин (ПАР), якими наповнюють цементно-піщані суміші, на зміну їх адгезивних властивостей до компонентів цементної матриці.

Задачі досліджень:

- визначити зміну фізико-механічних властивостей наповнених ПЕТ - відходами цементно-піщаних сумішей після нанесення ПАР на їх поверхню;
- встановити максимальну кількість ПЕТ – відходів, яку може містити цементно-піщана суміш без погіршення її фізико-механічних характеристик.

Матеріали та методи дослідження. Дослідження проводились з використанням: відходів ПЕТ – пляшок; шлако-портландцементу М-400; піску; шредера – смужкорізу; шаблевидного різача для паперу; пристрою для механічної активації полімерних відходів; міксерного змішувача; вагів лабораторних 4 класу точності ТВЕ; установки ПЦК – 1 призначена для визначення міцності цементного каменю при вигині і стиску зразків згідно EN 12390-4; форм для виготовлення зразків згідно EN 12390-1.

Відходи пляшок - ПЕТ нарізали на електричному шредері – смужкорізі з розмірами фракції: ширина від 1,0 до 2,5 мм, довжина від 10 до 15 мм. По довжині смужки нарізали

різаком для паперу. Після цього їх механічно активували у створеному нами пристрої у відповідності до запатентованої методики [7]. У результаті одержали вихід волокнисто-розшарованого шорохуватого матеріалу в межах 99,6 %.

Підготовку цементно-піщаної суміші та дослідження фізико-механічних властивостей зразків проводили за методиками стандартів EN 12390-5 і EN 206-1 [8, 9].

Згідно з методикою, підготовані полімерні відходи обробляли ПАР і додавали у суху суміш з піску та цементу. Суміш перемішували змішувачем, не припиняючи перемішування, додавали воду. Після введення води суміш перемішували, залишали на 5 хвилин і знову перемішували. Повторне перемішування неохідне з метою виключення передчасного схоплення суміші. Суміш укладали шарами і ущільнювали металічним стержнем, у форми розміром (90×20×20 мм). Після укладання зразки вібрували.

Таким способом було виготовлено по 6 зразків для кожного виду суміші. Зразки витримували у формах протягом 24 год (± 1 год). Після розформування, їх вміщували на 2 доби у воду. Через 72 год (± 2 год) після виготовлення проводили дослідження на стиск і згин половини зразків за EN 206-1. Аналогічні дослідження проводили через 28 діб з другою половиною зразків, які зберігали 7 днів у воді і 21 на повітрі.

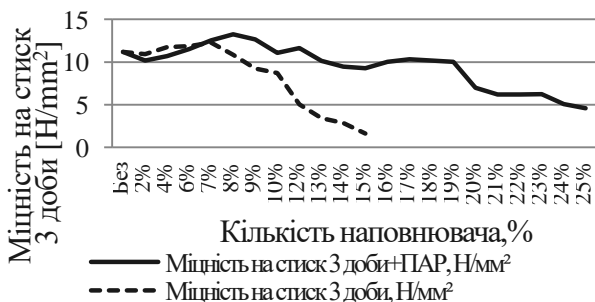
Склад суміші контрольних зразків: цемент - 500 гр., пісок - 1500 гр., вода - 250 гр.

Склад досліджуваної суміші 1: пісок - цемент - вода (3:1:0,4) - полімерний наповнювач від 1 до 15%, від загальної маси піску (з кроком 1-2 %).

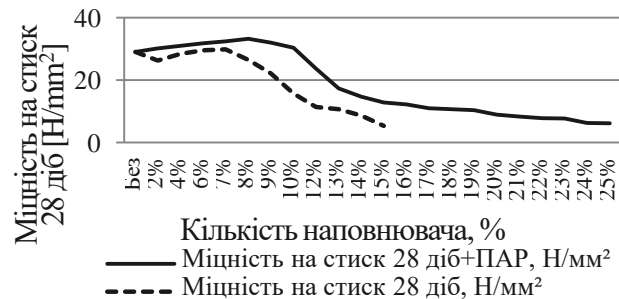
Склад досліджуваної суміші 2: пісок - цемент - вода (3:1:0,4) - полімерний наповнювач від 1 до 15%, від загальної маси піску (з кроком 1-2 %) + ПАР.

Результати досліджень.

Результати визначення механічної міцності зразків цементного каменю на ранніх стадіях твердіння з механічно-активованими ПЕТ-відходами та з механічно-активованими ПЕТ-відходами з нанесеною Пар на їх поверхню представлено на рис. 2 Фіг. А, 3 Фіг. А.



Фіг. А.

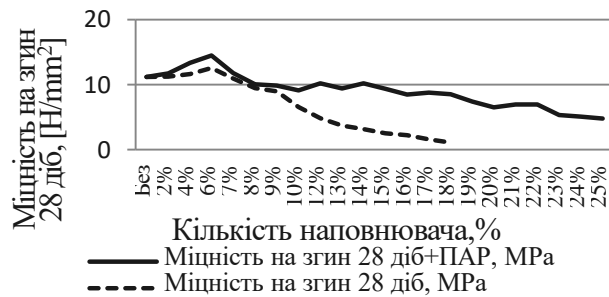


Фіг. В.

Рисунок 2. Залежність між міцністю бетону на стиск кількістю полімерного наповнювача і додавання ПАР у віці 3 діб (фіг. А) і 28 діб (фіг. В).



Фіг. А



Фіг. В

Рисунок 3. Залежність між міцністю бетону на згин кількістю полімерного наповнювача і додавання ПАР у віці 28 діб (фіг. А) і 28 діб (фіг. В).

Як можна бачити з рис. 2 (Фіг. А), з кількістю наповнювача 8 % з ПАР міцність зразків на стиск через 3 доби знаходиться в межах 13,21–13,26 Н/мм², що у 1,2 рази вища, ніж у

зразків без домішок, та у 1,08 % рази, ніж у зразків наповнених механічно активованими ПЕТ-відходами без ПАР. З рис. 3 (Фіг. А) можна зауважити, що міцність зразків на згин через 3 доби, з кількістю наповнювача 8 % з ПАР знаходиться в межах 8,64–8,68 Н/мм², що у 1,27 рази вища, ніж у зразків без домішок, та у 1,15 % рази, ніж у зразків наповнених механічно активованими ПЕТ-відходами без ПАР. Через 28 діб, як показано на рис. 2 (Фіг. В), з кількістю наповнювача 8 % з ПАР міцність зразків на стиск знаходиться в межах 33,24–33,28 Н/мм², що у 1,15 рази вища, ніж у зразків без домішок, та у 1,11 % рази, ніж у зразків наповнених механічно активованими ПЕТ-відходами без ПАР. З рис. 3 (Фіг. В) можна зауважити, що міцність зразків на згин через 28 діб, з кількістю наповнювача 6 % з ПАР знаходиться в межах 14,47–14,54 Н/мм², що у 1,3 рази вища, ніж у зразків без домішок, та у 1,15 % рази, ніж у зразків наповнених механічно активованими ПЕТ-відходами без ПАР.

Обговорення результатів. Отримані дані щодо впливу наповнення полімерними відходами цементних розчинів на фізико-механічні характеристики цементного каменю дозволяють стверджувати наступне:

-активовані ПЕТ-відходи суттєво впливають на зростання міцності цементного каменю на стиск і на згин, як на ранніх так і на пізніх стадіях твердіння, рис. 2,3;

- позитивний вплив нанесення ПАР на поверхню полімеру, на ранніх стадіях твердіння, обумовлений формуванням додаткових центрів кристалізації на поверхні полімерів. ПАР виступають своєрідним «клеєм» між полімером та цементною матрицею. Полімер є аморфною речовиною і при нанесення на його поверхню ПАР, ПАР зв'язується з полімером гідрофобною частиною, а гідрофільна частина залишається на поверхні і стає центрами кристалізації та з'єднання з цементною матрицею. Цей процес енергетично вигідний, бо ПАР знижує поверхневий натяг у системі, тому проходить активно і, таким чином, прискорює процес тужавіння цементного тіста та впорядкованість цементної матриці. Ілюстрацією і підтвердженням ефекту «хімічного зчеплення» є результати досліджень представлені на рис. 2, 3.

Результати визначення міцності на стиск зразків цементного каменю, що наповнений ПЕТ-відходами з ПАР на поверхні, на ранніх стадіях (рис. 3. Фіг. А) вказують на неоднозначний вплив наповнювача на змінення механічної міцності. Ця неоднозначність проявляється, в коливальній зміні міцності зразків на стиск у залежності від кількості наповнювача із затухаючою амплітудою. Однозначного пояснення цьому процесу, на даній стадії досліджень, у нас немає.

Максимальна кількість введення у цементну суміш полімерних ПЕТ-відходів без погіршення фізико-механічних характеристики цементного каменю складає 10 %.

Висновки і перспективні напрямки досліджень. Проведеними дослідженнями впливу нанесення на поверхню полімерних ПЕТ-відходів ПАР, якими наповнюють цементно-піщані суміші, на зміну їх адгезивних властивостей до компонентів цементної матриці встановлено, що нанесення ПАР на поверхню полімеру суттєво впливає на зростання міцності цементного каменю. Позитивний вплив нанесення ПАР на поверхню полімеру, на ранніх стадіях твердіння, обумовлений формуванням додаткових центрів кристалізації на поверхні полімерів. ПАР виступають своєрідним «клеєм» між полімером та цементною матрицею. У результаті отримали збільшення міцності на стиск на 20,3 % на ранніх стадіях та на 15,2 % на 28 добу від початку тужавіння; на згин 27,6 % на 3 добу та на 30,4 % на 28 добу від початку тужавіння при додаванні 8 % активованих ПЕТ-відходів. Дослідженнями встановлено, що максимальна кількість ПЕТ – відходів, яку може містити цементно-піщана суміш без погіршення її фізико-механічних властивостей становить 10 %.

Отримані результати є базовими і будуть використані для подальших досліджень з встановлення граничних меж введення у бетонні суміші інших класів полімерних відходів з одночасним нанесенням на їх поверхню ПАР.

Література

1. <http://www.smitherspira.com/industry-market-reports/packaging/the-future-of-pouch-packaging-to-2021>

2. Армированные волокнами вяжущие композиционные материалы: Вклад полиамидных

волокон.// www.trotuar.ru/forms/dobavki/fibra2.shtml

3. Nawy EdwardG. (2008). Reinforced The composition: A Fundamental Approach. Sixth edition, Upper Saddle River (US): Prentice Hall.

4. Czarnecki L. (2003) Domieszki do betony. Mozliwosci i ograniczenia. Budownictwo, technologia, architektura, 3, 4-6.

5. Merkley J. D., Caidian Luo. Fiber cement composite materials using bleached cellulose fibers (2012). Patent number 8333836. Publication number 20110248421. Application number US 13/066,163.

6. Tanaka Yoshihiro, Hashimoto Osamu, Nishi Kazuhiko. Fiber reinforced cement based mixed material(2015). Patent number PCT/JP2012/079468. Publication number US9145337 B2. Application number US 14/359,071.

7. Патент № 110282МПК В29В 17/00, В03В 9/06. Спосіб переробки відходів пляшок поліетилентетрафталату (ПЕТФ)/О. С. Малишевська, О. Д. Мельник (UA). Бюл. №23, 10.12.2015.

8. EN 206-1 Concrete – Part 1: Specification, performance, production and conformity. June 2013.

9. BS EN 12390-5:2009. Testing hardened concrete Part 5: Flexural strength of test specimens. April 2009.

ОБҐРУНТУВАННЯ УМОВ ТЕПЛООБМІНУ ПРИ МОДЕЛЮВАННІ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМУ ҐРУНТУ У РАЙОНАХ РОЗРОБКИ ГАЗОВИХ РОДОВИЩ

Л. Я. Побережний, Д. В. Кухтар

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу,

Abstract. At the stage of transportation of gas containing condensate impurities, to places of complex preparation, there is a danger of formation of gas hydrates. High operating pressure in the pipeline and low temperature cause the formation of methane gas hydrates. The simulation of soil temperature in areas of gas deposits makes it possible to rationally use inhibitors of hydrate formation. The article substantiates the choice of a mathematical model for studying the temperature regime of soils. The results of the calculation of the temperature field of the upper layers of soil for the annual cycle are given.

Оновлена стратегія України у галузі паливно-енергетичного комплексу передбачає збільшення видобутку власного газу на території країни. Особлива увага зосереджена на пошуках резервів на родовищах, які тривалий час перебувають у розробці.

На етапі транспортування газу, що містить домішки конденсату, до місць комплексної підготовки є небезпека утворення газових гідратів. Утворення гідратних корків у трубопроводах перешкоджає ефективній експлуатації викидних ліній свердловин та може спричинити аварійну ситуацію.

Утворення газових гідратів метану відбувається за умов високого експлуатаційного тиску в трубопроводі та низької температури. Домішки азоту, сірководню та вуглекислого газу в природному газі дещо змінюють термобаричні параметри гідратоутворення. При цьому залишається необхідність визначення температурного режиму ґрунту на глибині залягання викидних ліній свердловин для оцінки потенційних ризиків утворення гідратів [1]. Моделювання температурного режиму ґрунту в районах газових родовищ дасть змогу раціонально використовувати інгібітори гідратоутворення. Це в свою чергу зменшить їхній токсичний вплив на навколишнє середовище.

На сьогоднішній день у літературі достатньо широко представлені роботи, які розглядають різні підходи до моделювання температури ґрунтового масиву. Їхньою метою є вирішення різноманітних прикладних задач на основі даних про температуру поверхневих

шарів ґрунту [2, 3]. Особлива увага приділена вирішенню питань пов'язаних із роботою теплових насосів із різними схемами встановлення ґрунтових теплообмінників [4, 5].

Для таких завдань зміну температурного поля ґрунту визначають шляхом розв'язку крайової задачі теплопровідності:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \nabla^2 T, \quad (1)$$

де T – температура ґрунту, °С; τ – час, с; a – температуропровідність ґрунту, м²/с.

Для побудови адекватної математичної моделі важливо правильно вибрати граничні умови та проаналізувати механізми перенесення тепла у системі.

Обґрунтування математичної моделі, яка описуватиме температурний режим ґрунту довкола викидної лінії, потребує ґрунтового аналізу та врахування процесів перенесення тепла у системі повітря-ґрунт-трубопровід. Крім цього необхідно встановити граничні умови та умови однозначності, які коректно визначатимуть процес який розглядається.

Диференціальне рівняння виду (1) описує нескінченну кількість конкретних процесів. Для того, щоб виділити процес який розглядається і однозначно визначити його, до системи диференціальних рівнянь додаються умови однозначності. Вони задають математичний опис усіх часткових особливостей явища, що розглядається.

Встановимо умови однозначності для ґрунтового масиву з прокладеною в ньому викидною лінією від газової свердловини:

1. *Геометричні умови, які характеризують форму і розміри тіла або системи в якій проходить процес.* Модель ґрунтового масиву задаємо напівобмеженим тілом; координата x відраховується від поверхні ґрунту в напрямку збільшення глибини.

2. *Фізичні умови, що характеризують властивості середовища.* Теплові властивості ґрунтового покриву характеризує значення температуропровідності a , яке показує швидкість розповсюдження температури внаслідок поглинання чи виділення тепла. Температуропровідність залежить від співвідношення твердої, рідкої і газоподібної складової, текстурної і структурної особливості ґрунту.

3. *Початкові умови, що характеризують особливості процесу в початковий момент часу.* Вважаємо, що в початковий момент τ_0 температура ґрунтового масиву рівномірна, а її значення дорівнює середньорічній температурі повітря в заданому регіоні $T = t_{ср} = const$.

4. *Граничні умови, які визначають особливості перебігу процесу на межі середовища:*

Граничні умови першого роду. На поверхні задано розподіл температур як функція координат і часу $f(\tau)$. Приймаємо рівність температури поверхні ґрунту T і температури повітря $t_{нов}$:

$$T = t_{нов} = f(\tau). \quad (2)$$

Значення температури повітря отримуємо з баз даних метеослужб для досліджуваного регіону.

Граничні умови другого роду. Відомо, що температура верхніх шарів ґрунту і прилеглих шарів повітря постійно перебувають у тепловій взаємодії. Напрямок теплового потоку змінюється не лише у різні періоди року, але й впродовж доби [4]. Тому, враховуючи тепловий баланс між отриманою інсоляцією і тепловіддачею в атмосферу (у т.ч. за рахунок випаровування вологи), приймаємо, що на поверхні ґрунту тепловий потік відсутній.

Вважаємо, що наша система рівномірно прогрівається. Задається однорідна гранична умова другого роду:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial n_0} \right)_{нов} = 0, \quad (3)$$

де $\left(\frac{\partial T}{\partial n_0} \right)_{нов}$ - щільність теплового потоку (похідна від температури по нормалі до поверхні).

Джерелами внутрішніх теплових потоків від шарів ґрунту з постійною температурою (геліотермозона) також нехтуємо, оскільки нас цікавить розрахунок температурного поля для верхніх шарів ґрунту.

Граничні умови третього роду широко застосовуються у гірничій теплофізиці для дослідження температурних полів в системі ґрунтовий масив – повітряний потік. У даній системі не задаються.

Граничні умови четвертого роду використовуються для вирішення задач теплообміну на межі контакту двох середовищ із різними теплофізичними властивостями. У даному випадку ґрунтовий масив моделюємо однорідним (температуропровідність $\alpha=const$), тому граничні умови четвертого роду не приймаємо до уваги.

Результати. Температурний режим ґрунту для заданих початкових і граничних умов характеризується змінною з глибиною температурою ґрунту T_{zp} , зв'язаною з температурою атмосферного повітря у даному регіоні $t_{нов}$ [5]:

$$T_{zp}(x, \tau) = \bar{t}_{нов} + A \cdot e^{-x \sqrt{\frac{\pi}{365\alpha}}} \sin\left(\frac{2\pi(t - t_0)}{365} - x \sqrt{\frac{\pi}{365\alpha}} - \frac{\pi}{2}\right), \quad (4)$$

де x – глибина ґрунту, м; t – день року; $\bar{t}_{нов}$ – середньорічна температура атмосферного повітря, °С; A – річна амплітуда коливань температури; $\alpha=0,282 \text{ м}^2/\text{с}$ – температуропровідність ґрунту; t_0 – час відставання (у днях) від початкової дати (1 січня) до виникнення мінімальної температури в році.

За даними багаторічних спостережень (01.01.2005-01.04.2017) на метеостанції в м. Ізюм, отримано значення температур повітря, що притаманні території Східного нафтогазоносного регіону України.

У таблиці 1 наведено значення середніх температур повітря для кожного місяця, а також їхні середні амплітуди. За даними таблиці 1 розраховано середньорічну температуру атмосферного повітря в регіоні $\bar{t}_{нов}$ та річну амплітуду коливань температури A .

Табл. 1. – Середньомісячна температура повітря

Місяць року	Середня температура, °С	Амплітуда коливань температури, °С
січень	-5,1	22,5
лютий	-3,5	19,1
березень	2,9	14,3
квітень	10,3	12,9
травень	17	12,8
червень	20,8	10,4
липень	22,5	10,1
серпень	21,8	11,8
вересень	15,1	12,2
жовтень	8,2	14,8
листопад	3,3	15,1
грудень	-1,4	19
t пов	9,3	
A	13,8	

На рис. 1 представлено графіки зміни температури ґрунту на різній глибині протягом року, отримані у результаті розрахунків за формулою (4).

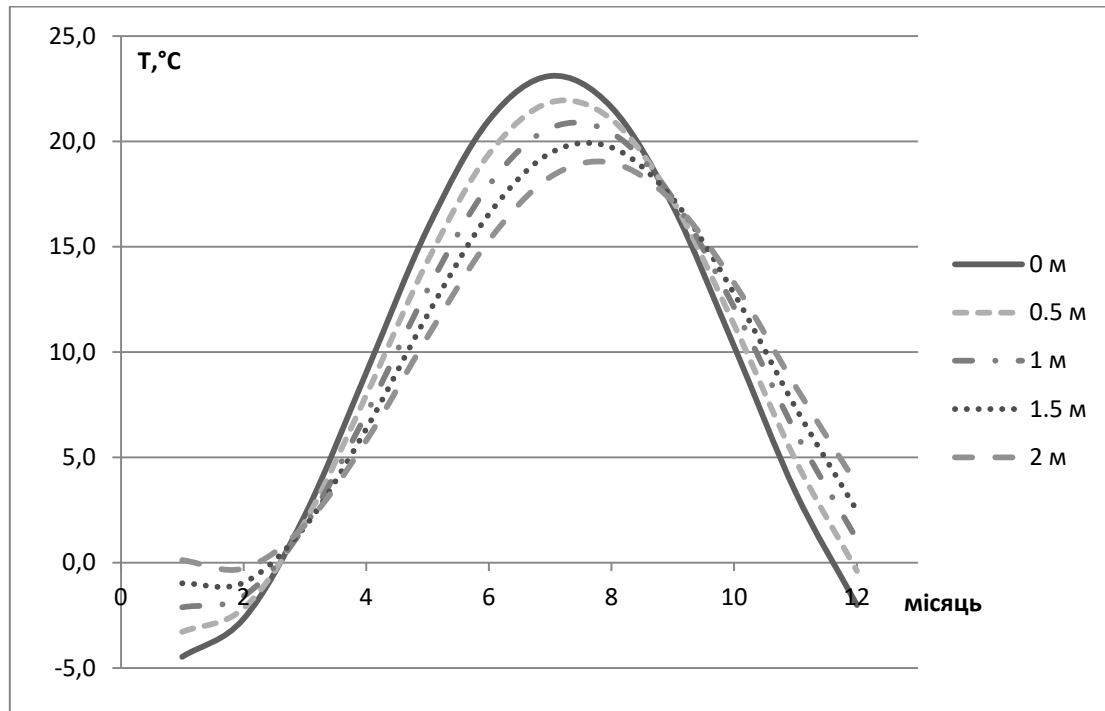


Рис.1. Графіки зміни температури ґрунту на глибині 0,5 м, 1 м, 1,5 м, 2 м.

Аналізуючи отримані на графіках дані, бачимо, що найнижча температура ґрунту спостерігається в січні і лютому. Починаючи з березня температура ґрунту поступово піднімається і досягає максимуму в липні та серпні. Температурні максимуми та мінімуми на поверхні і в товщі ґрунту спостерігаються із затримкою в часі. Це пояснюється тепловою інерцією ґрунту.

Висновки.

1. Встановлено граничні умови та умови однозначності, які визначають процес розподілу температури в ґрунті з прокладеною в ньому викидною лінією газової свердловини.
2. Обґрунтовано вибір математичної моделі для дослідження температурного режиму ґрунтів на територіях де проводиться розробка родовищ природного газу.
3. Наведено результати розрахунку температурного поля верхніх шарів ґрунту для річного циклу.

Література

1. Грицанчук А. В. Аналіз небезпек утворення гідратних корків у викидних лініях свердловин / А. В. Грицанчук // Тези доповідей міжнародної наук.-практ. конф. «Екогеофорум». – Івано-Франківськ, 2017. – С. 179-181.
2. Кухтар Д. В. Вплив температури ґрунту на висотне положення реперів / І.С. Тревого, Є.Ю. Ільків, Д.В. Кухтар, С.І. Досин // Сучасні досягнення геодезичної науки та виробництва. – 2012. – №2 (24). – С. 48-50.
3. Marquez J. M., Ground Thermal Diffusivity Calculation by Direct Soil Temperature Measurement. Application to very Low Enthalpy Geothermal Energy Systems / J. M. Marquez, M. A. Bohorquez, S. G. Melgar // [Sensors \(Basel\)](https://doi.org/10.3390/s16030306). 2016 Mar; 16(3): 306. doi: [10.3390/s16030306](https://doi.org/10.3390/s16030306)
4. Тарасов А. И. Обоснование граничных условий теплообмена при моделировании ґрунтовых теплообменников / А. И. Тарасов, В. А. Тарасова // Восточно-Европейский журнал передових технологий. – 2011. – №8 (54). – С.9-14.
5. RETScreen®International. Ground-source Heat Pump Project Analysis: Chapter // RETScreen®Engineering & Cases Textbook. – Ministry of Natural Sources of Canada, 2005. – 70 p.

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ НАДІЙНОЇ РОБОТИ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ДОВГОМІРНИХ ОБ'ЄКТІВ

Л. Я. Побережний(1), А.І. Станецький(1), Т.Ю. Пиріг(1), Р. В. Кубаль(2)

(1) Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу

(2) ЗСУ, Центральне управління забезпечення пально-мастильними матеріалами Збройних Сил України Тилу Збройних Сил України

Long-term industrial facilities (oil, gas, steam and product pipelines) are complex technological complexes. Their use ensures uninterrupted transportation of liquids and gases. Improving the reliability and performance of such systems is an important issue. The corrosion-mechanical behavior of prolongedexplosive tubular steels in acidic soils was studied and a soil leveling was performed according to the level of corrosion hazard.

Вступ. Довгомірні промислові об'єкти (нафто-, газо-, паро- та продуктопроводи) є складними технологічними комплексами. Їх використання забезпечує безперервне транспортування рідин та газів. Підвищення надійності та роботоздатності таких систем є важливою проблемою, оскільки вони експлуатуються тривалий період за умов високих тисків та корозійного впливу середовищ. Роботоздатність довгомірних промислових об'єктів залежить від своєчасного виявлення пошкоджень в металі навіть на структурному рівні, або можливості їх прогнозування. Крім експлуатаційних чинників та агресивного впливу навколишнього середовища, існує підвищена небезпека пошкодження внаслідок навмисних шкідливих дій (саботаж, теракт) або через влучання снарядів чи мін через регулярне недотримання бойовиками ОРДЛЮ мирних домовленостей. У таких умовах оцінка поведінки матеріалу труб не тільки за експлуатаційних, а й за екстремальних рівнів навантаження є доволі актуальною [1, 2].

Матеріали і методи. Об'єктом досліджень вибрано магістральні трубопроводи на пізній стадії експлуатації, виготовлені зі сталі 17ГС та 19Г. Вирізки фрагментів труб, які були в експлуатації 41 рік, надано УМГ «Київтрансгаз». Для вивчення матеріалу в стані поставки використовувались труби аварійного резерву. Згідно теорії ранжування, всі джерела загроз мають різну ступінь небезпеки, яку можна кількісно оцінити, провівши їх ранжування. При цьому оцінка ступеня небезпеки проводиться за непрямими показниками, вибір яких напряду прив'язаний до умов роботи об'єкта. Для випробовувань вибрано шість модельних середовищ (табл. 1).

Таблиця 1 – Хімічний склад модельних середовищ для корозійних випробовувань

№ МС	Концентрація, моль/л			
	NaCl	Na ₂ SO ₄	HCl	H ₂ SO ₄
1	0,01	-	0,00001	-
2	0,05	-	0,0001	-
3	0,1	-	0,001	-
4	0,005	0,005	-	0,000005
5	0,025	0,025	-	0,00005
6	0,05	0,05	-	0,0005

Раніше було проведено вивчення впливу тривалої експлуатації на опір деформаціям матеріалу трубопроводу. Отримані у роботах [1, 2] використано нами для ранжування ґрунтів за небезпекою розвитку корозійних процесів.

Результати та їх обговорення. Для поглибленого аналізу отриманих результатів доцільно представити їх у графічному вигляді (рис. 1 – 4). Такий методичний підхід дасть змогу кращого унаочнення і спростить виділення найнебезпечніших типів ґрунтових електrolітів [3, 4]. Найбільш небезпечними для деградованих матеріалів є кислі середовища,

ранжування яких за характеристичними показниками було наступним етапом нашого дослідження. Аналіз отриманих результатів у підкислених хлоридних ґрунтових електролітах показав істотний вплив механічного чинника, причому із збільшенням величини номінальних напружень інтенсивність деформаційних процесів зростає як для сталі 17ГС так і для 19Г (табл. 2, 3). Відносні показники у балах для обох сталей теж різняться незначно, що вказує на схожість причин і механізмів деформування внаслідок впливу тривалої експлуатації. Бачимо зростання бальності показників із зменшенням рівня рН (збільшенням кислотності) у обох випадках, що вказує на контролюючу роль рівня рН у розвитку деформаційних процесів (табл. 2). Однак для оцінки рівня небезпеки процесу важливими є не тільки абсолютні показники, а й їх приріст в результаті дії досліджуваних чинників. Проаналізувавши дані приростів деформації, фіксуємо значні відмінності у поведінці деградованих трубопровідних сталей. Зокрема, для сталі 17ГС можна відзначити цікаву особливість – у МС3, МС4 та МС5 найбільший приріст деформації відповідає не найвищому (510 МПа), а середньому (420 МПа) рівню напружень, у той час як при переході до МС6 поведінка матеріалу стає стандартною (збільшення деформацій прямо пропорційне збільшенню напружень).

Таблиця 2 – Ранжування кислих ґрунтових електролітів за абсолютним значенням деформації

МС	Сталь 17ГС			Сталь 19Г		
	330 МПа	420 МПа	510 МПа	330 МПа	420 МПа	510 МПа
1	2,08	4,09	7,89	2,01	4,51	9,01
2	2,09	4,43	8,71	2,06	4,59	10,42
3	2,15	5,26	9,57	2,23	5,41	10,73
4	2,13	5,01	9,43	2,28	5,35	10,59
5	2,14	5,17	9,57	2,32	5,77	11,27
6	2,23	5,29	10,29	2,39	5,86	11,83

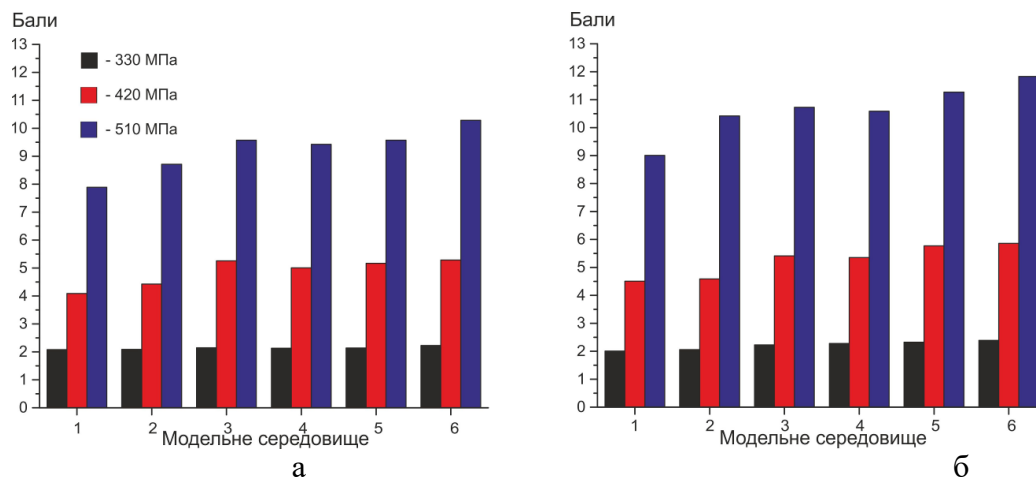


Рисунок 1 – Відносні показники рівня деформації у МС: а – 17ГС, б – 19Г.

Таблиця 3 – Ранжування кислих ґрунтових електролітів за приростом деформації

МС	Сталь 17ГС			Сталь 19Г		
	330 МПа	420 МПа	510 МПа	330 МПа	420 МПа	510 МПа
1	2,35	2,46	2,79	3,55	4,38	7,76
2	2,73	2,37	2,64	3,59	4,29	9,01
3	1,88	5,5	3,82	3,01	8,11	8,77
4	1,94	4,44	3,5	3,63	7,56	8,46
5	1,67	2,94	2,72	3,3	7,04	5,92
6	1,75	2,99	3,5	3,29	6,72	6,92

Така поведінка матеріалу свідчить про підвищені ризики виникнення позаштатних ситуацій у зсувонебезпечних районах та місцях із значними коливаннями вологості. Друга небезпечна особливість – відносні прирости деформації для сталі 19Г значно перевищують показники для 17ГС, а взявши до уваги незначні відмінності в абсолютних показниках контрольних зразків, можемо зробити висновок про значно більшу чутливість деградованої сталі 19Г до показників рН середовища.

Показники бальності відрізняються до 2-х разів, що свідчить про необхідність оптимізації режимів роботи тривалоексплуатованих трубопроводів із сталі 19Г у кислих ґрунтах, характерних для Західної України та Полісся. Найнебезпечнішими середовищами за показником відносного приросту деформації для сталі 17ГС будуть МС3 (кисле хлоридне) та МС4 (кисле хлоридно-сульфатне). Також потрібно звернути увагу на МС2, де відносний приріст найбільший при мінімальному рівні напружень, які можуть відповідати штатним умовам експлуатації. У підкислених хлоридно-сульфатних електролітах додаткова небезпека пов'язана із локалізацією корозійних процесів та розвитком мікротріщин, про що свідчать деформаційні скачки на кінетичних кривих.

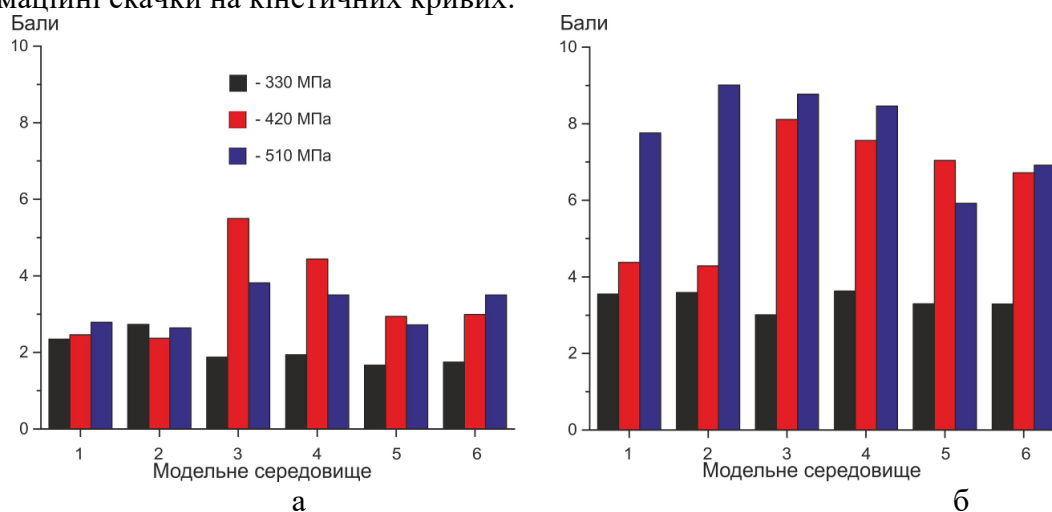


Рисунок 2 – Відносні показники рівня приросту деформації у МС: а – 17ГС, б – 19Г

Для сталі 19Г підвищена небезпека розвитку корозійно-механічних уражень буде в усіх кислих ґрунтових електролітах. Найнебезпечнішими серед підкислених хлоридних буде МС2 та МС3, у яких крім підвищеного рівня приросту деформації спостерігаються деформаційні стрибки на кінетичних кривих. Серед підкислених хлоридно-сульфатних підвищені експлуатаційні ризики внаслідок корозійно-механічних процесів будуть для усіх трьох середовищ. У МС4 маємо найвищий рівень приросту деформації, у той час як для МС 5 та МС 6 фіксуються значні деформаційні піки на кінетичних кривих. Проаналізувавши показники кутів нахилу завершальних ділянок кінетичних кривих деформації можемо зробити висновки про рівень зникання процесу (табл. 4).

Таблиця 4 – Ранжування кислих ґрунтових електролітів за показником кута нахилу завершальної ділянки кривої деформації

МС	Сталь 17ГС			Сталь 19Г		
	330 МПа	420 МПа	510 МПа	330 МПа	420 МПа	510 МПа
1	1,39	3,02	3,9	1,83	3,03	3,74
2	1,85	3,35	1,98	1,76	3,1	4,55
3	2,84	3,59	2,08	3,08	3,42	2,19
4	1,09	1,33	2,26	2,08	3,58	3,07
5	3,27	6,07	4,58	2,77	4,5	5,93
6	2,92	4,13	5,55	2,87	4,05	5,5

Для сталі 17ГС спостерігаємо цікавий взаємозв'язок між рівнем рН та відносними показниками кута нахилу. Зокрема, зниження рівня рН у хлоридних середовищах при

величині напружень 330 та 420 МПа викликає зростання показника, тобто процес деформації інтенсифікується, у той час як при 510 МПа відносний показник зменшується порівняно із МС1. така поведінка може бути пов'язана із наводненням металу та втратою пластичності. З іншої сторони, внаслідок швидшого розчинення металу затуплюються вершини корозійних мікротріщин, тим самим сповільнюється їх ріст. Таке пояснення підтверджується аналізом висоти деформаційних стрибків на кінетичних кривих. Додатково слід відзначити високу бальність показника у МС3 при мінімальній величині напружень.

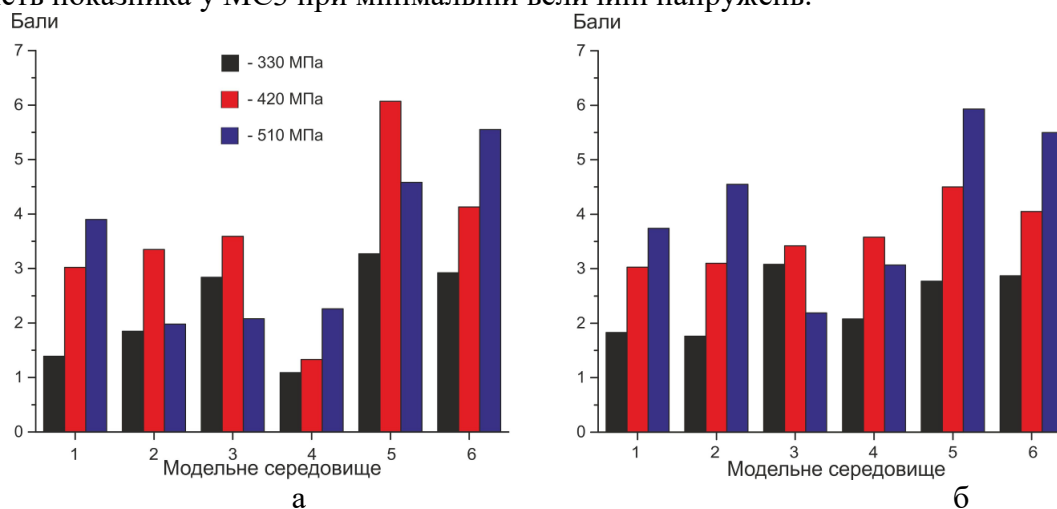


Рисунок 3 – Відносні показники кутів нахилу деформаційних кривих у МС:
а – 17ГС, б – 19Г.

Поведінка сталі 19Г подібна до такої для 17ГС у відповідних середовищах, однак є низка особливостей, зокрема менша бальність при рівні напружень 420 МПа, за винятком МС4, що може бути пов'язане із високими показниками відносних приростів деформації та, відповідно, вичерпанням ресурсу пластичності. Узагальнивши отримані дані, можемо провести об'єднане ранжування кислих ґрунтових електролітів за трьома характеристичними показниками

Висновки. Для деградованої трубопровідної сталі 17ГС за сумою трьох показників найнебезпечнішими будуть МС3, МС 5 та МС6. Особливу увагу слід звернути на МС3, де підвищені ризики розвитку корозійно-механічних процесів є вже при середньому з досліджуваних рівнів номінальних напружень, а урахувавши наявність стрибкоподібних змін деформації на кінетичній кривій, існує підвищена небезпека розвитку корозійних тріщин. У області екстремальних напружень у всіх середовищах бальність сумарного показника є очікувано високою, що свідчить про втрату запасу міцності при різкому виникненні аварійної ситуації. Для тривалоексплуатованої сталі 19Г ситуація подібна, однак бальність сумарного показника вища на 15-53%, що вказує на підвищену небезпеку відмов труб із даної сталі на пізній стадії експлуатації у кислих ґрунтових електролітах. За підвищених експлуатаційних навантажень найбільша небезпека розвитку корозійно-механічних процесів буде у середовищах МС3, 4, 5, 6; при екстремальних навантаженнях – МС2, 5 та 6.

Література

1. Zheng, J. Y., Zhang, B. J., Liu, P. F., & Wu, L. L. (2012). Failure analysis and safety evaluation of buried pipeline due to deflection of landslide process. *Engineering Failure Analysis*, 25, 156-168.
2. Cruickshank, P. (2009). The 2008 Belgium cell and FATA's terrorist pipeline. *CTC Sentinel*, 2(4), 4-8.
3. Побережний Л.Я. Ранжування ґрунтів за небезпекою втрати несної здатності трубопроводами на пізній стадії експлуатації / Л.Я. Побережний, А.І. Станецький // Науковий вісник НЛТУ України. – 2016. – Вип. 26.1.- С. 280-286.
4. Побережний Л. Я. Корозійно-механічна деградація магістральних газопроводів / Л. Я. Побережний, А. І. Станецький // Нафтова і газова промисловість. – 2011. – №1. – С. 36-38.

ВПЛИВ ПЛОЩІ ПОПЕРЕЧНОГО ПЕРЕРІЗУ ПІДКРІПЛЮЮЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА ВЛАСНІ ЧАСТОТИ ПІДСИЛЕНОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ОБОЛОНКИ

П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, М.І. Гудь

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя Україна

Підсилені за допомогою стрингерів циліндричні оболонки широко використовуються у ракетобудівній галузі для виготовлення обтікачів ракет носіїв. Оболонки підсилюють за допомогою стрингерів та шпангоутів зсередини. На такий тип конструкцій діє цілий комплекс експлуатаційних навантажень зокрема від оточуючого газового потоку, динамічні навантаження від двигунів. Так, при транспортуванні авіаційним транспортом обтікачі можуть здійснювати як вільні, так і вимушені коливання, що спричинені турбулентністю повітря, роботою двигунів літака, вертикальними прискореннями. Аналіз впливу площі поперечного перерізу стрингерів на властивості вільних коливань є необхідним для вирішення задач оцінки НДС та втомної міцності підсиленої циліндричної оболонки при транспортуванні авіаційним транспортом.

У літературі відомі праці, які присвячені дослідженням динаміки оболонкових елементів ракетноносіїв та теорії підсилених оболонок [1-3]. Для моделювання використовували середовище ANSYS APDL, яке базується на використанні методу скінченних елементів. За допомогою модального аналізу визначали частоти власних коливань конструкції. У декартових координатах створювали скінченноелементну модель тонкостінного циліндра з підсиленням (рис. 1).

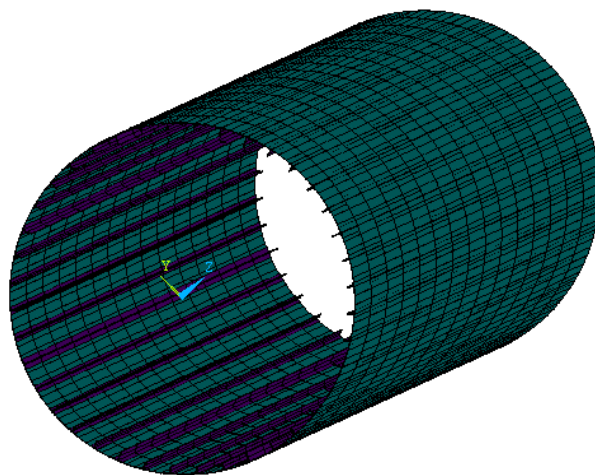


Рис. 1. Скінченноелементна модель тонкостінного циліндра підсиленого стрингерами

Геометричні розміри конструкції $L=6,3$ м, $D=1,8$ м, товщина $t_{\text{стінки}}=0,0015$ м. У підсиленій моделі (рис. 1 б) використовували стрингери ПР109-4 (32 шт) і ПР109-12 (8 шт), які розміщували на внутрішній поверхні оболонки симетрично та з постійним кроком. При моделюванні оболонки та стрингерів застосовували механічні властивості матеріалу Д16АТ: модуль Юнга $E = 7,2 \times 10^5$ МПа; коефіцієнт Пуассона $\nu = 0,3$; $\rho = 2,7 \cdot 10^4 \text{ Н/м}^3$. Для створення оболонки скінченноелементної моделі циліндра використовували елемент SHELL181. Стрингери моделювали використовуючи лінійний двох вузловий просторовий балковий елемент BEAM 188.

Для оцінки впливу площі поперечного перерізу підкріплюючих елементів використовували стрингери типу ПР109-4 у яких поступово збільшували товщину стінок t_1 і t_2 .

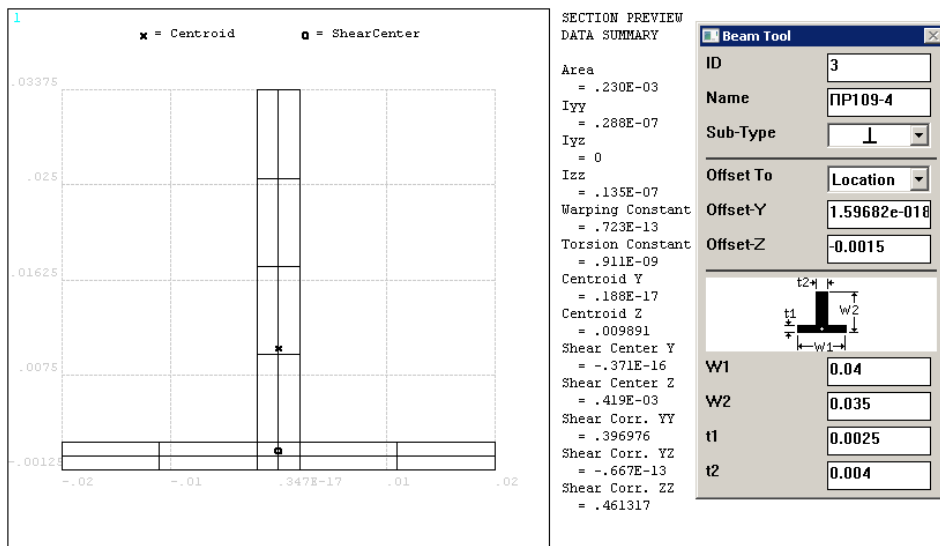


Рис. 2. Поперечний переріз, розміри та геометричні параметри стрингерів ПР109-4

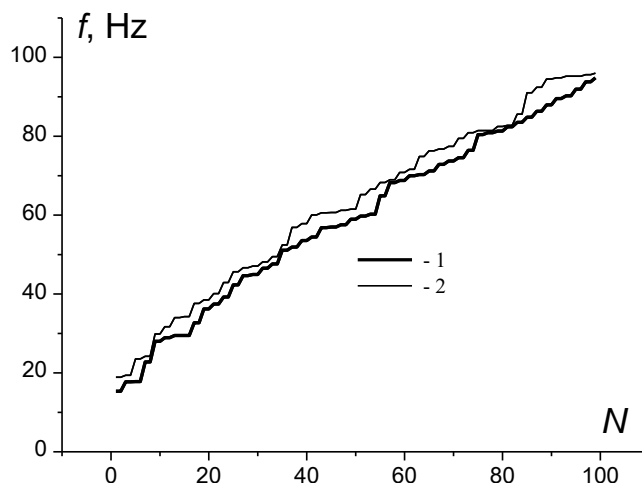


Рис. 3. Вплив площі поперечного перерізу стрингерів на власні частоти підсиленого тонкостінного циліндра

На рисунку 3 подані результати дослідження впливу рівня підсилення (площі S) поперечного перерізу підкріплюючих елементів (стрингерів) на власні частоти підсиленої циліндричної оболонки.

Очевидно, що із збільшенням площі поперечного перерізу стрингерів власні частоти підсиленого циліндра зменшуються на ділянці вище 40 Гц. На ділянці до 40 Гц, при збільшенні площі поперечного перерізу до $0,54 \times 10^{-3} \text{ м}^2$, власні частоти зменшуються. Проте, при $S > 0,54 \times 10^{-3} \text{ м}^2$ на ділянці до 40 Гц власні частоти починають збільшуватись.

Література

1. Моссаковский В. И. Прочность ракетных конструкций / В. И. Моссаковский, А. Г. Макаренко, П.И. Никитин, Ю. И. Савин, И. Н. Спиридонов. – М.: Высшая школа, 1990. – 358 с.
2. Амиро И.Я. Теория ребристых оболочек / И. Я. Амиро, В. А. Заруцкий. – К.: Наукова думка, 1980. – 367 с. 3.
3. Амиро И.Я. Устойчивость ребристых оболочек вращения / И. Я. Амиро, О. А. Грачев, В. А. Заруцкий, А. С. Пальчевский, Ю. А. Санников. – К.: Наукова думка, 1987, 180 с.

ВПЛИВ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ НА ВЛАСНІ ЧАСТОТИ КОЛИВАНЬ ПІДСИЛЕНОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ОБОЛОНКИ

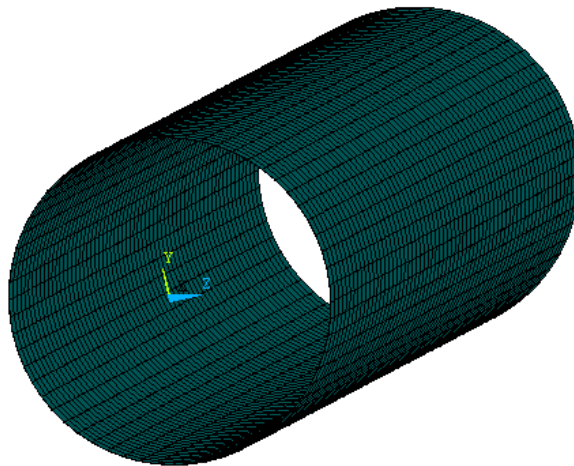
П.В. Ясній, М.С. Михайлишин, М.І. Гудь

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

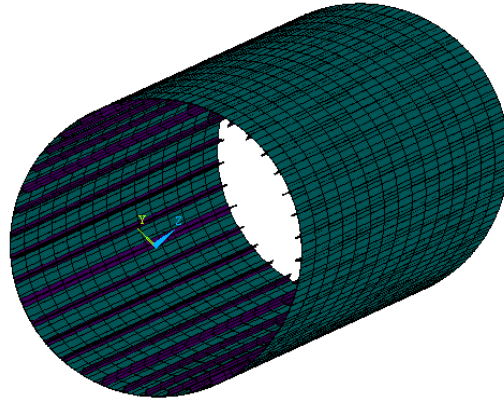
Підсилені стрингерами циліндричні оболонки широко використовуються у ракетобудуванні для виготовлення обтікачів ракет носіїв. Тонкі оболонки підсилюють стрингерами та шпангоутами зсередини. За експлуатаційних умов на обтікачі діють навантаження від оточуючого газового потоку, динамічні навантаження від двигунів. Зокрема, при транспортуванні авіаційним транспортом обтікачі можуть здійснювати як вільні, так і вимушені коливання, що спричинені турбулентністю повітря у польоті, роботою двигунів літака, вертикальними прискореннями (перевантаженнями). Аналіз властивостей вільних коливань є необхідним для вирішення задач оцінки напружено-деформованого стану та втомної міцності підсилених циліндричних оболонок притранспортуванні, зокрема авіаційним транспортом.

Метою дослідження є чисельне моделювання роботи, аналіз частот власних коливань підсилених циліндричних оболонок та ефективності підсилення тонкостінних циліндричних оболонок за допомогою стрингерів.

У літературі відомі праці, які присвячені дослідженням динаміки оболонкових елементів ракетноносіїв та теорії підсиленних оболонок [1-3]. Для чисельного моделювання використовували програмний комплекс ANSYS APDL, який базується на використанні методі скінченних елементів (МСЕ). Для визначення частот власних коливань конструкції використовували модальний аналіз. У декартових координатах створювали скінченноелементну модель тонкостінного циліндра без підсилення стрингерами (рис. 1 а) та з підсиленням (рис. 1 б).



а)



б)

Рис. 1. Скінченноелементні моделі тонкостінних циліндрів без підсилення (а) та з підсиленням стрингерами (б)

Довжина циліндра становила становить 6,3 м, діаметр 1,8 м, товщина стінки 0,0015 м. У підсиленій моделі (рис. 1 б) використовували стрингери ПР109-4 (32 шт) і ПР109-12 (8 шт), які розміщували на внутрішній поверхні оболонки симетрично та з постійним кроком. При моделюванні оболонки та стрингерів застосовували механічні властивості матеріалу Д16АТ: модуль Юнга $E = 7.2 \times 10^5$ МПа; коефіцієнт Пуассона $\nu = 0,3$; $\rho = 2,7.104 \text{ Н/м}^3$. Для створення оболонки скінченноелементної моделі циліндра використовували елемент SHELL181. Стрингери моделювали використовуючи лінійний двох вузловий просторовий балковий елемент BEAM 188.

Таблиця 1.

Власні частоти не підсиленої та підсиленої оболонок з урахуванням власної ваги

№	Не підсилена оболонка	Підсилена оболонка
1	18,8	14,2
2	18,8	14,2
3	19,4	14,9
4	19,4	14,9
5	23,5	16,5
6	23,5	16,5
7	24,2	19,9
8	24,2	20,2
9	29,8	20,2
10	29,8	20,7

Із результатів обчислень (вибірка з перших 10 мод) власних частот (табл. 1) помітно, що непідсилена та підсилена оболонки мають кратні власні частоти, що характерно для конструкцій з осовою симетрією. Варто відмітити, що власні частоти підсиленої оболонки є меншими, що є наслідком збільшення жорсткості конструкції.

Література

1. Моссаковский В. И. Прочность ракетных конструкций / В. И. Моссаковский, А. Г. Макаренко, П.И. Никитин, Ю. И. Савин, И. Н. Спиридонов. – М.: Высшая школа, 1990. – 358 с.
2. Амиро И.Я. Теория ребристых оболочек / И. Я. Амиро, В. А. Заруцкий. – К.: Наукова думка, 1980. – 367 с. 3.
3. Амиро И.Я. Устойчивость ребристых оболочек вращения / И. Я. Амиро, О. А. Грачев, В. А. Заруцкий, А. С. Пальчевский, Ю. А. Санников. – К.: Наукова думка, 1987, 180 с.

СУЧАСНІ МЕТОДИ ДІАГНОСТИКИ СТАНУ БУДІВЕЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ ПІСЛЯ ЇХ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

П.В. Ясній, О.П. Конончук, О.М. Якубишин

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

Abstract. *The building survey of the beginning of the 20th century, using modern non-destructive testing devices was provided. The actual bearing capacity of the floor construction was calculated and the possibility of its further operation was established.*

При реконструкції будівель і споруд постає питання оцінки технічного стану та надійності конструкцій і можливості їх подальшої експлуатації, ремонту чи підсилення. Ці завдання можна вирішити за допомогою інструментального обстеження, в ході якого встановлюється реальна несуча здатність та експлуатаційна придатність конструкцій та основ. Досить часто конструкції, що підлягають обстеженню є не типовими, виконаними згідно індивідуальних проектних рішень, аналогів яким важко знайти в сучасній літературі. Розрахунки таких конструкцій не завжди можна підвести під сучасні норми проектування. Такі завдання потребують індивідуального підходу до їх вирішення, застосування лабораторій із сучасним обладнанням, що дасть змогу дослідити конструкції такого типу безпосередньо на об'єкті. Саме використання приладів неруйнівного контролю дозволяє оперативно отримати інформацію з високою точністю без необхідності залучення спеціалізованих лабораторій руйнівного контролю.

На практиці, при проведенні обстеження будівель і споруд час експлуатації яких перевищує 60 років можна зустріти збірно-монолітні порожнинні перекриття, в яких в якості порожниноутворюючих елементів використані керамічні чи цементно-солом'яні блоки [1, 2]. Несучу здатність та надійність такого перекриття без руйнування його конструкції можна встановити лише із застосуванням неруйнівних методів контролю.

Неруйнівні методи контролю міцності бетону започатковані в 1950_60-их роках в дослідженнях ультразвукового методу І.М. Рабиновича, С.М. Соколова, Ю.А. Нілендера, М.А. Новгородського, І.А. Диковського та А.І. Кравцова. Досить широко методи неруйнівного контролю описані в роботах Б.Г. Скрамтаєвої та М.Ю. Ліщинського «Випробування міцності бетону» (М., 1964) також у наукових дослідженнях М.Г. Коревицької «Неруйнівні методи контролю якості залізобетонних конструкцій» (М., 1989). Переваги та недоліки різних методів неруйнівного контролю міцності бетону досліджували українські вчені, зокрема О.М. Пшінько, В.П. Лисняк, А.М. Зінкевич, Г.М. Гладишев, М.А. Чернуха, В.П. Овчар, а також і російські вчені: А.В. Улибін, С.Д. Федотов, Д.С. Тарасова, М.В. Воронцова, А.А. Васильєв [3].

В межах даних досліджень, за допомогою приладів неруйнівного контролю проведено діагностику міжповерхового перекриття будівлі (м. Чортків Тернопільської області) з метою визначення його надійності та можливості безпечної подальшої експлуатації після її реконструкції під комплексну будівлю.

На основі вивчення архівних документів встановлено, що будівля була збудована в період з 1937 по 1938 рік. На протязі багатьох років був відсутній догляд за експлуатацією будівлі. Територія, на якій розташований об'єкт, належить до IV-го району з сніговим навантаженням $S_0=1400$ Па та з вітровим навантаженням $W_0=550$ Па, непідроблювальна і невідтоплювальна [4]. Згідно з картою ЗСР-2004-А та додатком А ДБН В.1.1-12-2014 сейсмічність території – 6 балів. Відповідно до ДСТУ-Н Б В.1.2-16:2013 об'єкт реконструкції відноситься до класу наслідків (відповідальності) СС2 і належить до III-ї категорії складності.

Будівельний об'єкт являє собою три-, чотири- та п'ятиповерхову будівлю Т-подібної складної форми в плані. Конструктивна схема будівлі – стінова з несучими зовнішніми і внутрішніми цегляними стінами. За результатами попереднього технічного обстеження

будівлі встановлено, що конструкції фундаментів, зовнішні та внутрішні несучі стіни, перегородки, конструкції перекриття над цокольним поверхом, конструкції сходової клітки знаходяться в доброму технічному стані, є надійними та безпечними для подальшої експлуатації. Конструкції даху та покрівлі, підлоги, вікна та двері знаходяться в технічно-незадовільному стані і підлягають 100% заміні. Міжповерхове перекриття з порожнинних керамічних та цементно-солом'яних блоків необхідно інструментально обстежити, встановити тип конструкції, дослідити залишкову міцність матеріалів, використовуючи методи неруйнівного контролю. На основі отриманих даних виконати розрахунки та визначити фактичну несучу здатність перекриття після його тривалої експлуатації.

Роботи з інструментального обстеження проводились Науково-випробувальною лабораторією будівельних матеріалів, виробів та конструкцій Тернопільського національного технічного університету ім. Івана Пулюя (Свідоцтво про атестацію № РХ-1348/14) [5].

Для дослідження були застосовані прилади неруйнівного контролю міцності бетону, керамічних блоків, контролю розташування та діаметру арматури. Товщину захисного шару бетону, розташування та діаметр арматури на ділянках випробувань визначали магнітним методом згідно з ДСТУ Б В.2.6-4-95 [6]. Характеристики міцності бетону та керамічних блоків перекриття визначали методом ударного імпульсу згідно ДСТУ Б В.2.7-220:2009 [7].

Відповідно до технічного завдання інструментальному обстеженню підлягали дві ділянки перекриття 1-го та одна ділянка перекриття 2-го поверху будівлі. На першій ділянці випробувань досліджено конструкцію та міцність матеріалів збірно-монолітного перекриття 1-го поверху (рис. 1). На другій ділянці – досліджено конструкцію та міцність матеріалів несучої сталобетонної балки перекриття 1-го поверху. На третій ділянці – досліджено конструкцію та міцності матеріалів збірно-монолітного перекриття 2-го поверху (Рис. 2).



Рис. 1. Ділянка «1»: Вигляд знизу збірно-монолітного перекриття 1-го поверху

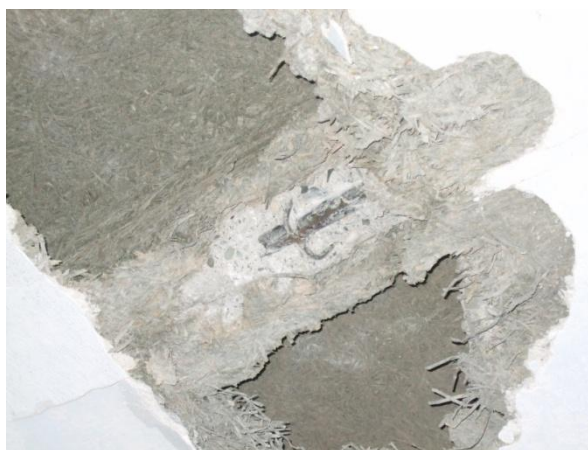


Рис. 2. Ділянка «3»: Вигляд знизу збірно-монолітного перекриття 2-го поверху

Після проведення досліджень товщини захисного шару бетону, розташування та діаметру арматури на першій ділянці випробувань магнітним методом, виконано демонтаж нижньої поверхні перекриття для більш детального огляду конструкції (Рис. 1). За результатами візуального огляду та обмірів виготовлено креслення конструкції збірно-монолітного перекриття товщиною 260 мм (Рис. 3).

Перекриття складається з керамічних порожнинних блоків розміром 305×250×210 мм виготовлених у вигляді трапеції в поперечному перерізі, які вкладені рядами вздовж прольоту перекриття $l=6,5$ м (Рис. 1, 3). Між кожним з рядів блоків розміщений гладкий арматурний стержень діаметром 22 мм. Проміжок між керамічними блоками заповнений монолітним бетоном. Поверх блоків залита суцільна монолітна плита товщиною 40 мм, яка армована сіткою з дроту діаметром 6 мм з кроком 300×300 мм.

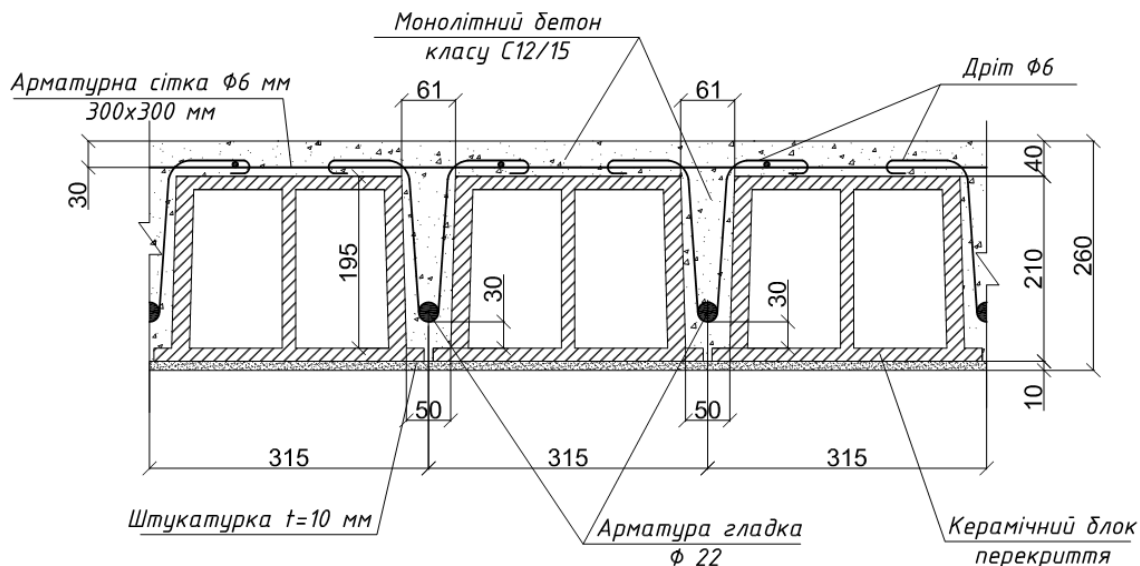


Рис. 3. Конструкція збірно-монолітного перекриття 1-го поверху

Результати вимірювань кубової міцності бетону та міцності керамічних блоків збірно-монолітного перекриття 1-го поверху методом ударного імпульсу згідно ДСТУ Б В.2.7-220:2009 наведені в таблиці 1 (ділянка №1).

Таблиця 1. Результати вимірювань кубової міцності бетону та міцності керамічних блоків перекриття

№ ділянки	Назва матеріалу	Покази приладу				Середня міцність, МПа
		1	2	3	4	
1	Бетон	16,7	15,8	16,2	15,6	16,1
	Керамічний блок	10,8	9,9	10,0	10,5	10,3
2	Бетон	8,8	8,7	9,6	9,2	9,1
3	Бетон	10,6	11,3	9,6	10,5	10,5

Провівши інструментальні дослідження та обміри несучої сталобетонної балки перекриття 1-го поверху прольотом $l=4,2$ м, встановлено її геометричні розміри та конструкцію. Балка має розмір поперечного перерізу 440×420 мм та складається з трьох металевих двотаврів висотою 230 мм і товщиною полиці 12 мм, які замонолічені в бетон. Результати вимірювань міцності бетону наведені в таблиці 1 (ділянка №2).

Геометричні розміри та конструкція збірно-монолітного перекриття другого поверху товщиною 210 мм (Рис. 2), що були встановлені в результаті інструментального обстеження, наведені на рис. 4. Перекриття складається з цементно-солом'яних блоків розміром $400 \times 400 \times 170$ мм з прямокутним поперечним перерізом, які вкладені рядами вздовж прольоту перекриття $l=5,5$ м. Між кожним з рядів блоків розміщений гладкий арматурних стержень діаметром 24 мм. Проміжок між цементно-солом'яними блоками заповнений монолітним бетоном. Поверх блоків залита суцільна монолітна плита товщиною 35 мм. Результати вимірювань кубової міцності бетону подані в таблиці 1 (ділянка №3).

На основі інструментального обстеження, отримано всі необхідні вихідні дані для розрахунку фактичної несучої здатності основних несучих конструкцій перекриття першого та другого поверхів. Результати таких розрахунків зведені в таблиці 2. В останній колонці таблиці представлено показники несучої здатності сучасних конструкцій, подібних досліджуваним перекриттям. Як видно з таблиці, лише несуча здатність сталобетонної балки перекриття 1-го поверху відповідає поставленим вимогам. Несуча здатність збірно-монолітного перекриття 1-го та 2-го поверхів в два рази менша ніж необхідна. Отже, під час реконструкції необхідно вжити заходів для підвищення несучої здатності таких перекриттів.

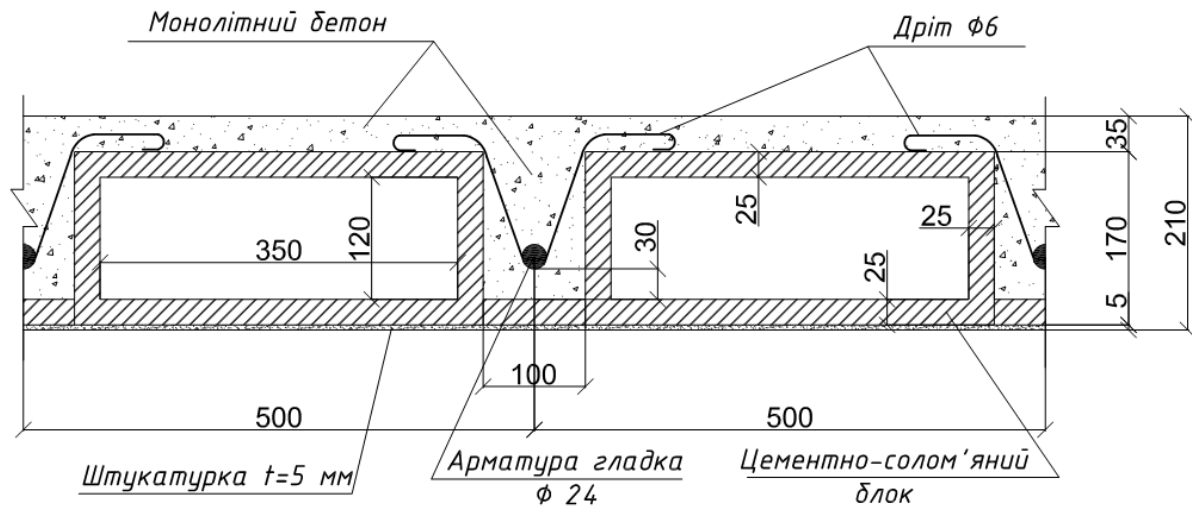


Рис. 4. Конструкція збірно-монолітного перекриття 2-го поверху

Таблиця 2. Результати розрахунків фактичної несучої здатності конструкцій перекриття

№ ділянки	Назва конструкції	Фактична несуча здатність	Несуча здатність сучасних конструкцій-аналогів
1	Сталобетонна балка перекриття 1-го поверху	8,55 т/м.п.	8,55 т/м.п.
2	Збірно-монолітне перекриття 1-го поверху	0,406 т/м ²	0,800 т/м ²
3	Збірно-монолітне перекриття 2-го поверху	0,323 т/м ²	0,800 т/м ²

Розглянутий в даній роботі об'єкт реконструкції є цікавим з точки зору його конструкції, терміну експлуатації та можливості подальшого використання. Детально досліджено конструкцію перекриття першого і другого поверхів, характеристики залишкової міцності бетону і керамічних блоків за якими розраховано залишкову міцність перекриття. Зроблено висновок, що досліджена будівля, без зміни функціонального призначення приміщень могла б ще експлуатуватись довгий період. Надано рекомендації по реконструкції і підсиленню перекриттів.

Література:

1. Yasniy P. Hollow block floor's survey of the building of the early 20th century using modern diagnostic methods / P. Yasniy; O. Kononchuk; O. Yakubyshyn // Scientific Journal of the TNTU. – 2017. – No 1(85). – pp. 38 – 46.
2. Овсепян Ю.Г. Технология изготовления перекрытий из крупногабаритных керамических изделий [Текст] / Ю.Г. Овсепян, К.М. Хачатрян // Научно-техническая конференция по итогам научно-исследовательских работ студентов института строительства и архитектуры: сборник докладов. – Москва: ИСА, 2015. – С. 293 – 294.
3. Ясній П.В. Дослідження міцності бетону неруйнівними методами контролю [Текст] / П.В. Ясній, О.П. Конончук, О.М. Якубишин // Ресурсоекономні матеріали, конструкції, будівлі та споруди: зб. наук. пр. – Рівне: НУВГП, 2016. – Вип. 32. – С. 296 – 303.
4. ДБН В.1.2-2:2006. Навантаження і впливи: Норми проектування. – Київ: Мінбуд України, 2006. – 75 с.
5. <http://tntu.edu.ua/?p=uk/structure/research/labs/nvlbm#page>.
6. ДСТУ Б В.2.6-4-95 (ГОСТ 22904-93). Магнітний метод визначення товщини захисного шару бетону і розташування арматури. – Київ: Мінбуд України, 1996. – 22 с.
7. ДСТУ Б В.2.7-220:2009. Будівельні матеріали. Бетони. Визначення міцності механічними методами неруйнівного контролю. – Київ: Мінбуд України, 2010. – 23 с.

METHODOLOGY AND SOME RESULTS OF STUDY OF FREQUENCY AND WAVEFORM EFFECT ON THE FATIGUE CRACK GROWTH RESISTANCE OF HEAT-RESISTANT STEEL

P. Yasniy ^a, A. Rudawska ^b, V. Iasnii ^a

^a Ternopil Ivan Pul'uj National Technical University, Ukraine

^b Politechnika Lubelska, Poland

Abstract

Investigation of frequency and waveform effect on the fatigue crack growth resistance of heat-resistant 12Cr1MoV steel of a thermal power plant header after exploitation is presented. The studies showed that the crack growth is very non even. The increase of fatigue crack growth rate was 0.2-0.65 mm. The decrease of loading frequency at 500 C decreases significantly the FCG rate on the right part of FCG diagram.

1. Вступ

Під час експлуатації елементів конструкцій, котрі призначені для роботи при високих температурах та піддаються дії циклічного навантаження, на їх поверхнях виникають пошкодження, які згодом перетворюються у тріщини [1]. До таких елементів конструкцій відносяться корпуси реакторів, колектори пароперегрівників, паропроводи, ролик МБЛЗ та ін. У елементах енергетичного обладнання тріщини на початковому етапі спричинені термовтомою матеріалів, яка зумовлена зміною температур під час виходу на робочий режим, а також внутрішнім тиском [2,3].

Тому для прогнозування міцності і довговічності, а також для обґрунтування залишкового ресурсу високотемпературних елементів теплоенергетичного обладнання необхідно дослідити вплив експлуатаційних чинників на швидкість росту втомних тріщин (РВТ). До них, зокрема відносяться висока температура, швидкість зміни напружень (частота навантаження), а також час витримки за максимального навантаження.

У праці [4] було досліджено вплив температури на циклічну тріщиностійкість сталі 12Х1МФ колектора пароперегрівника після 178,5 тис. год. експлуатації. Було виявлено, що із збільшенням температури від 20°C до 500°C швидкість РВТ на середньоамплітудній ділянці зростає приблизно у чотири рази. Проте за розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) $\Delta K > 26 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ зміна температури не впливає на швидкість РВТ. Тут $\Delta K = K_{\text{max}} - K_{\text{min}}$; K_{max} , K_{min} – максимальний і мінімальний КІН.

Вплив частоти навантаження при високій температурі залежить від значення пластичних деформацій у вершині тріщини, мікроструктури матеріалу і мікромеханізмів розвитку тріщини в умовах втоми-повзучості [5,6]. Час витримки при максимальному напруженні може прискорювати [6], сповільнювати [7] і не впливати на швидкість росту тріщини, залежно від взаємодії механізмів руйнування [5].

Подібні закономірності були виявлені у сталі 15Х13МФ [8], зокрема у діапазоні розмаху КІН від 26 до 28 $\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$ швидкість РВТ не чутлива до частоти навантаження, проте при $\Delta K < 24 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ швидкість зменшується із зменшенням частоти, і збільшується при збільшенні частоти. Зменшення частоти навантаження з 0,1 до 0,01 Гц зменшує швидкість поширення тріщини для $\Delta K = 26-28 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, короткотривала витримка при максимальному навантаженні вродовж 10 сек. зменшує швидкість росту втомної тріщини у 5-6 разів у порівнянні із трикутним циклом.

Із аналізу результатів дослідження очевидно, що за високих температур при різних частотах навантаження та в залежності від форми циклу, швидкість РВТ може як збільшуватися, так і зменшуватися. Тому для безпечної експлуатації та при обґрунтуванні

продовження ресурсу елементів конструкцій з наявними дефектами необхідно отримати діаграми втомного руйнування при різних частотах та формах циклів навантаження.

2. Методика дослідження і матеріал

Досліджували матеріал «гарячого колектора» пароперегрівника (рис. 1), після 187000 год. експлуатації, виготовленого із сталі 12Х1МФ. Механічні властивості та хімічний склад сталі подано у праці [4]. Інформація про колектор та експлуатаційні навантаження представлено у праці [3].

Ріст втомної тріщини досліджували в умовах втоми-повзучості, згідно із рекомендаціями [9] при температурі 500°C за одновісного розтягу компактних зразків, які вирізали із перфорованої ділянки експлуатованого колектора пароперегрівника (рис. 2). Товщина зразків $t = 12$ мм, ширина $W = 25$ мм. В усіх випадках площина шевронного надрізу зразків перпендикулярна до осі колекторної труби (рис. 2), площина тріщини – орієнтація L-R [10].



Рис. 1. Фрагмент перфорованої ділянки «гарячого колектора» пароперегрівника після експлуатації

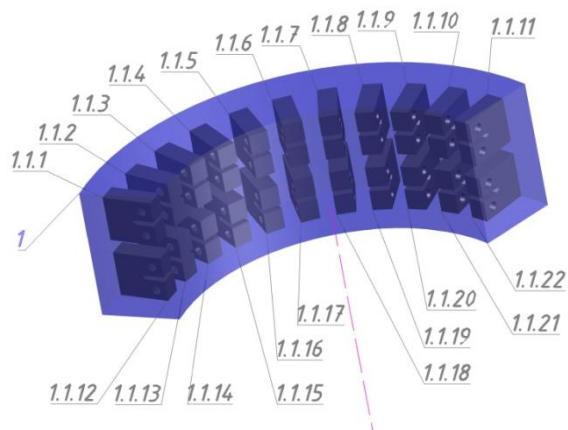


Рис. 2. Схема вирізки компактних зразків для визначення РВТ

Зразки випробовували за знакосталого навантаження з трапецевидною та трикутною формами циклу з коефіцієнтом асиметрії $R = K_{\min}/K_{\max} = 0,1$. За трикутного та трапецевидного циклів час навантаження (t_n) та розвантаження (t_p) складав 5 с. для кожного, з витримкою (t_b) для трапецевидного 10 секунд. Максимальне зусилля P_{\max} в усіх експериментах складало 5,0 кН (рис. 3).

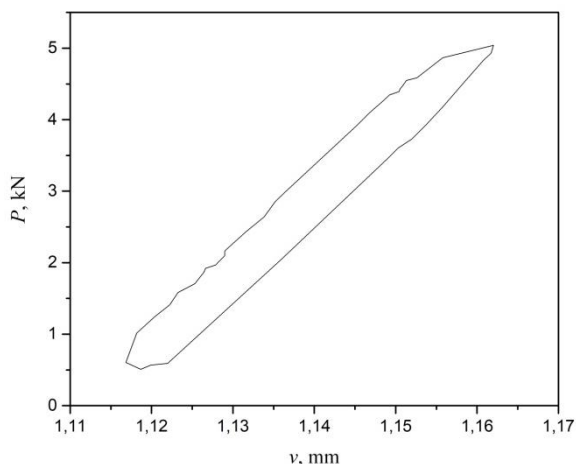


Рис. 3 Залежність зусилля P та переміщення вздовж лінії дії сили v під час випробування за трикутного циклу навантаження при 500°C

Під час проведення експерименту за допомогою програми Test Builder V2 призначеної для проведення втомних досліджень, в автоматичному режимі керування через кожних 98 циклів реєстрували зусилля P та переміщення вздовж лінії дії сили v упродовж трьох циклів навантаження з частотою запису 10 Hz. Переміщення вздовж лінії дії сили визначали за допомогою екстензометра моделі Ві-06-308 виробництва BISS, максимальна похибка не перевищувала 0,1%.

Типова діаграма для трикутної форми циклу навантаження $P-v$ представлена на рис. 3. За вказаними діаграмами чисельним методом трапецій визначали площу петлі гістерезису за якою обчислювали розмах J -інтегралу згідно рекомендацій [11]

$$\Delta J = \frac{\eta A}{tb_0},$$

де $\eta = 2 + 0,522b_0/W$; $b_0 = W - a$; a - поточна довжина тріщини; A - площа петлі гістерезису.

3. Результати досліджень та їх обговорення

З використанням підходів лінійної та нелінійної механіки руйнування досліджено вплив частоти і форми циклу навантаження на закономірності поширення втомної тріщини в сталі 12Х1МФ за 500°C. Детальні дослідження показали, що ріст тріщини є суттєво нерівномірний. Із аналізу зламів зразків слідує, що при високотемпературних випробуваннях на повітрі відбувається інтенсивне окиснення поверхні зразка і берегів тріщини, яке впливає на напружено-деформований стан у її вершині. Значний розкид швидкості росту втомної тріщини, спричинений тим, що періоди поширення тріщини чергуються із її затримкою (рис. 4). При обчисленні швидкості РВТ, її приріст складав 0,2-0,65 мм.

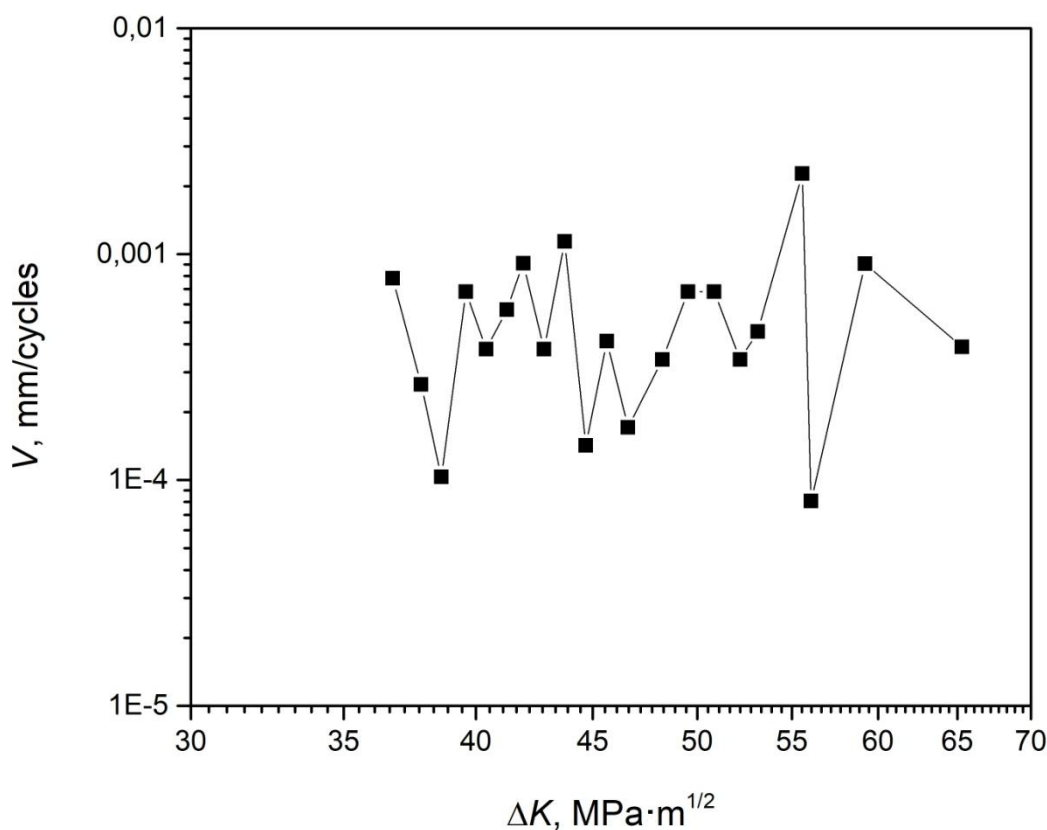


Рис. 4 Діаграма втомного руйнування експлуатованої сталі 12Х1МФ за трикутного циклу навантаження при 500°C з частотою 0,1 Гц та коефіцієнті асиметрії циклу $R=0,1$

Із збільшенням розмаху J -інтегралу швидкість росту тріщини в сталі 12Х1МФ зростає (рис. 5). Проаналізовано вплив частоти, а також форми циклу навантаження на залежності швидкості РВТ від розмаху КІН та розмаху J -інтегралу. Отримані результати при частоті 0,1 Гц порівнюються із швидкістю РВТ при частоті навантаження 25 Гц, отриманими в праці [4].

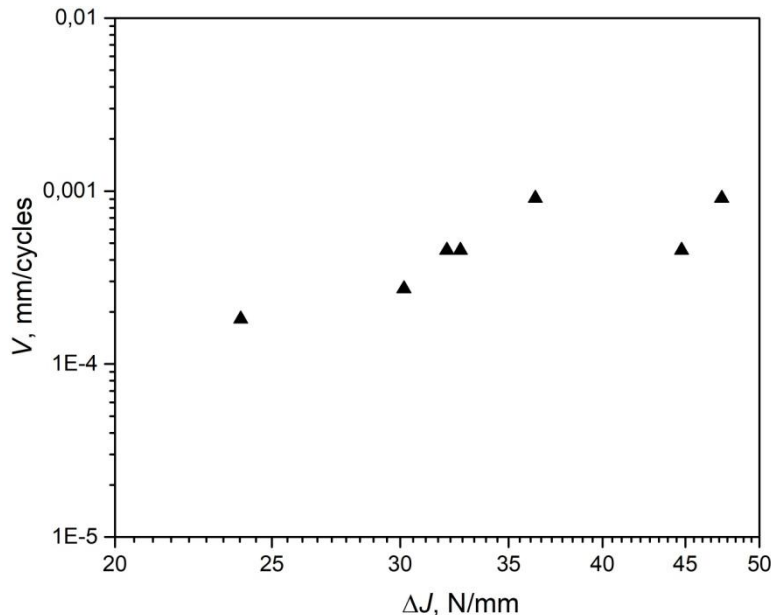


Рис. 5 Залежність швидкості РВТ від розмаху J -інтегралу за трикутного циклу навантаження при 500°C з частотою $0,1$ Гц та коефіцієнті асиметрії циклу $R = 0,1$

При представленні даних в координатах V - ΔK , зменшення частоти навантаження від 25 до $0,1$ Гц за 500°C значно знижує швидкість РВТ на правій ділянці діаграми втомного руйнування. Витримка 10 сек. за максимального навантаження неоднозначно впливає на швидкість росту втомних тріщин порівняно з трикутною формою циклу.

Література

1. Ясній О. et al. Пошкодження внутрішньої поверхні ділянки колектора пароперегрівника під час експлуатації // *Машинознавство*. 2011. № 1–2. Р. 16–19.
2. Kwon O. et al. The effect of the steam temperature fluctuations during steady state operation on the remnant life of the superheater header // *Int. J. Press. Vessel. Pip.* 2006. Vol. 83, № 5. Р. 349–358.
3. Yasniy O. et al. Lifetime estimation of superheater header // *Procedia Struct. Integr. Elsevier B.V.*, 2016. Vol. 2. Р. 840–846.
4. Ясній О., Бревус В., Немченко В. Вплив температури на циклічну тріщиностійкість сталі колектора пароперегрівника // *Вісник ТНТУ*. 2012. Vol. 68, № 4. Р. 35–41.
5. Yasniy P., Maruschak P., Lapusta Y. Experimental Study of Crack Growth in a Bimetal Under Fatigue and Fatigue-Creep Conditions // *Int. J. Fract.* 2006. Vol. 139, № 3. Р. 545–552.
6. Merah N., Bui-Quoc T., Bernard M. Creep-fatigue crack growth in notched SS-304 plates at 600°C // *Eng. Fract. Mech.* 1999. Vol. 63, № 1. Р. 39–55.
7. Im J.W. et al. Creep-fatigue crack growth and creep rupture behavior in type 316 stainless steels-effect of hold time and aging treatment // *Int. J. Automot. Technol.* 2000. Vol. 1, № 2. Р. 71–77.
8. Ясній П., Марущак П., Ващенко О. Вплив частоти та форми циклу навантаження на високотемпературну тріщиностійкість покриття біметалевого ролика МБЛЗ // *Вісник ТДТУ*. 2004. Vol. 9, № 3. Р. 5–11.
9. E2760-10e2. Standard Test Method for Creep-Fatigue Crack Growth Testing // *ASTM B. Stand.* 2010. № July 2010. Р. 1–19.
10. ASTM E 399–90. Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials. // *Annu. B. ASTM Stand. Philadelphia*. – V. 03.01. 1990.
11. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken: ASTM E1820-08a, PA, USA. 2008.

ДОСЛІДЖЕННЯ КОРОЗІЙНО – ВТОМНОЇ ПОВЕДІНКИ МАТЕРІАЛІВ НЕСУЧИХ СИСТЕМ ТРАНСПОРТНИХ ЗАСОБІВ

П.В. Попович, В.О. Дзюра, О.С. Шевчук, Н.Б. Гаврон

Тернопільський національний технічний університет ім. Івана Пулюя

Abstract.

In the article the features of corrosion of steel 20 in water saturated solutions of ammonium sulfate and nitrofosc are investigated. The influence of aggressive media (a solution of ammonium sulfate and nitrofosc) on the resistance to corrosion fatigue of steel 20 has been established at different levels of loading, which leads to corrosion and mechanical destruction of bearing units of machines.

Підвищення вимог до продуктивності машин та механізмів транспортних засобів, які застосовуються, зокрема, в аграрному виробництві пов'язане з забезпеченням надійності їхніх складових. Внаслідок сумісного впливу агресивних середовищ та механічних навантажень, з ладу виходять до 70% механізмів, з яких 20...25% становлять поломки, зумовлені робочими перевантаженнями внаслідок втрати міцності від корозійних пошкоджень. Статистика відмов вказаних транспортних засобів, [12] доводить раціональність точного встановлення причин зниження показників надійності, очевидно, поряд з об'єктивними причинами виробітку ресурсу машинних парків і відсутністю адекватних коштів на ремонт та відновлення, також причинами вказаної ситуації є відношення обслуговуючого персоналу до дотримання технологій зберігання [1, 6-11]. Загальновідомою особливістю експлуатації колісних транспортних засобів, які контактують з добривами (рис. 1), є період роботи, що становить до 50% від сумарного часу, забезпечення роботоздатності обладнання здійснюється на стадії міжопераційного зберігання. З множини причин зниження надійності і відмов техніки, що безпосередньо контактує з добривами, домінуючими є корозія та корозійно-механічне руйнування несучих вузлів машин. Незважаючи на існуючі дослідження впливу процесів корозії і корозійно-втомного руйнування на зниження надійності і довговічності [2, 6-11], не вивчено питання, які потребують поглиблених досліджень: корозії та корозійної втоми в середовищах агресивних добрив, трактування механізмів яких є суперечливим у тому числі з причини відсутності реальних даних щодо корозійної та корозійно-втомної поведінки металевих матеріалів транспортних засобів.

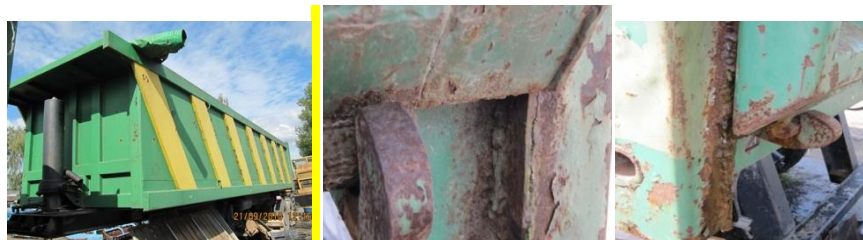


Рис. 1. Причеп, що використовувався для транспортування добрив.

Для пошуку шляхів підвищення довговічності машин даного класу необхідно встановити механізми процесів корозії і корозійно-втомних руйнувань матеріалів металоконструкцій в агресивних середовищах добрив.

Тому, метою роботи було дослідження особливостей процесів корозії сталі 20 (основного конструкційного матеріалу досліджуваних машин) в насичених розчинах сульфату амонію, нітрофоски, гноївки великої рогатої худоби та гноївки змішаної.

Корозійні випробування проводилися на зразках, виготовлених з сталі 20 у вигляді дисків, поверхню яких шліфвано до $Ra = 0,63$ мкм., причому підготовка зразків і

випробування проводились у відповідності до [3]. Корозивним середовищем послуговували: модель дощівки (дистильована вода), органічні добрива (гноївка великої рогатої худоби та гноївка змішана) і насичені водні розчини сульфату амонію і нітрофоски.

Швидкість корозії K_m (г/(см²·год)) визначалася масометричним методом після експозиції 1, 7, 12 та 24 діб в корозивних середовищах за формулою

$$K_m = \Delta m / S \cdot \tau, \quad (1)$$

де Δm – зміна ваги зразка після експозиції в корозивному середовищі та усунення продуктів корозії, г; S – площа зразка, см²; τ – час експозиції, год.

Отримані величини перераховувались на глибинний показник Π (мм/рік)

$$\Pi = \frac{K_m \cdot k}{\gamma} \cdot 10^{-1}, \quad (2)$$

де k – коефіцієнт перерахунку год/рік; γ – густина металу (залізо 7,86 г/см³).

Випробування на багатоциклову корозійну втому проводились на машинах типу ІМА – 5, зразки циліндричні (Ø 5 мм), навантаження - чистий згин з обертанням [4]. Зміна напружень за синусоїдальним законом, цикл симетричний. Напруження в зразку σ розраховувались за відомою формулою

$$\sigma = M / W = 611,465 / d^3 (12P_1 + P_0) \quad (3)$$

де M – момент; W – момент опору робочої частини зразка; d – діаметр зразка; P_0 – вага важільної системи і барабанів, які навантажують зразок; P_1 – навантаження.

Корозивне середовище подавалось з резервуара краплями (10-15 крапель/хв). Криві втоми представлено у напівлогарифмічних координатах.

Перші корозійні пошкодження – окремі пітинги на зразках, поміщених у кристалічний сульфат амонію з'явилися через 24 год і протягом наступних 4 діб злились у виразки. В кристалічній нітрофосці поодинокі пітинги з'явилися через 7 діб (рис. 2). Через 24 доби швидкість корозії сталі 20 в сульфаті амонію стабілізувалась на рівні 0,006 мм/рік, а в нітрофосці – на рівні 0,0012 мм/рік.



Рис. 2. Зразок (сталі 20) після експозиції протягом 24 діб в сульфаті амонію

В першу добу найвищі швидкості корозії сталі 20 спостерігалися в насиченому розчині нітрофоски, проте починаючи з 12-ї доби вони стають нижчими, відносно насиченого розчину сульфату амонію (рис. 3). Дані швидкості в 29–36 разів вищі, ніж швидкості в кристалічних мінеральних добривах сульфату амонію та нітрофоски, що є результатом каталітичного впливу води [5].

Нижчі значення швидкостей корозії в розчині нітрофоски порівняно зі сульфатом амонію та водою при експозиції від 12 діб пов'язані з пасивувальною дією аніонів NO_3^- та утворенням фосфатного шару на поверхні сталі іонами HPO_4^{2-} .

Корозійними випробуваннями сталі 20 при різному часі експозиції у фільтрованій гноївці встановлено (рис. 4): швидкість корозії протягом першої доби в 3...4 рази нижча, порівняно з моделлю дощівки і у 8...10 разів нижча, в порівнянні з сульфатом амонію та нітрофоскою. Збільшення часу експозиції призводить до суттєвого зменшення швидкості корозії сталі 20, причому через 24 доби швидкості в обох середовищах зрівнюються.

Порівняно із дистильованою водою протягом першої доби обидві гноївки виявляють інгібувальний ефект на рівні 65–75 %, через 24 доби ступінь захисту досягає 96 %. Встановлено, різниця між корозійною активністю обох видів гноївок відсутня.

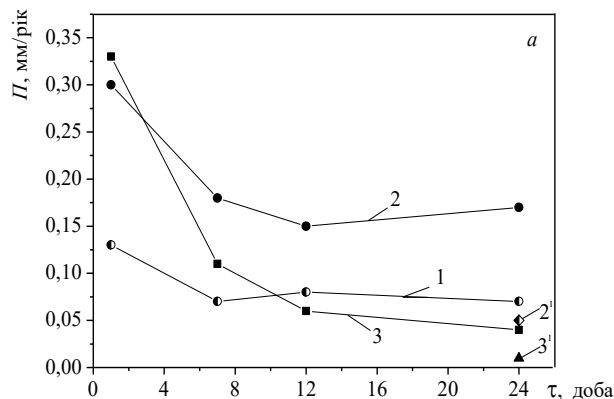


Рис. 3. Залежність глибинного показника корозії (сталь 20) від тривалості експозиції в середовищах: 1 – модель дощівки; 2 – насичений розчин сульфату амонію; 2' – кристалічний сульфат амонію; 3 – насичений розчин нітрофоски; 3' – кристалічна нітрофоска

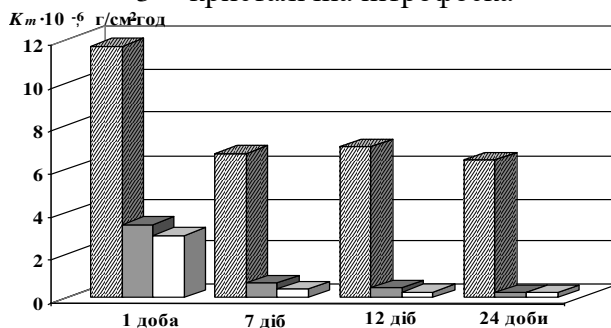


Рис. 4. Залежність швидкості корозії (сталь 20) від тривалості експозиції в середовищах: ■ – модель дощівки; ▒ – гноївка великої рогатої худоби; □ – гноївка змішана.

Встановлено, на всьому діапазоні досліджених навантажень опір корозійно-втомному руйнуванню сталі 20 в середовищах мінеральних добрив порівняно з повітрям і моделлю дощівки значно знижується. Умовна границя корозійної втоми, база випробувань $N = 50$ млн. циклів (рис. 5) в розчині сульфату амонію знизилася в 2,2 рази, в розчині нітрофоски в 2,5 рази у порівнянні з σ на повітрі і, відповідно, в 1,9 і 2,2 рази порівняно з дистильованою водою. Найменш негативний вплив на опір сталі 20 корозійній втомі виявила змішана гноївка, умовна границя втоми в якій підвищилася на 8% порівняно з середовищем дощівки, виявивши таким чином властивості інгібітора корозійно-втомного руйнування.

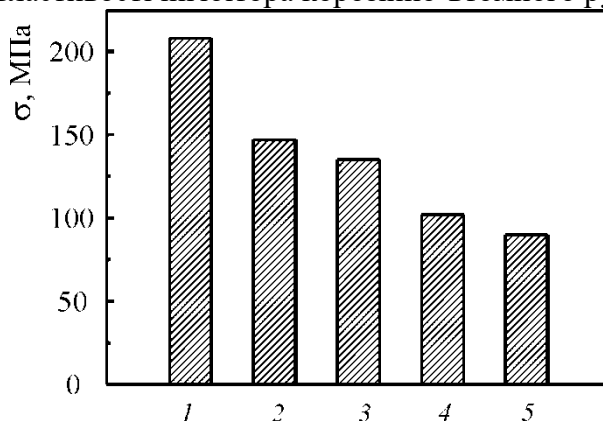


Рис. 5. Залежність границі витривалості (сталь 20) від середовища: 1 – повітря ($N_c = 10^7$ циклів); 2 – гній ($N_c = 5 \cdot 10^7$ циклів); 3 – дистильована вода ($N_c = 5 \cdot 10^7$ циклів); 4 – сульфат амонію ($N_c = 5 \cdot 10^7$ циклів); 5 – нітрофоска ($N_c = 5 \cdot 10^7$ циклів).

ВИСНОВКИ

1. Встановлено, що швидкість корозії сталі 20 у водних насичених розчинах сульфату амонію та нітрофоски максимальні протягом першої доби і поступово знижуються з збільшенням тривалості експозиції, що може бути наслідком формування на поверхні сталі захисних шарів пасиваційної, або сольової природи. Насичені розчини мінеральних добрив на відміну від їх кристалічних концентратів спричиняють інтенсивні корозійні пошкодження, швидкості корозії досягають 0,29...0,33 мм/рік, що до 2,5 раз вище порівняно з швидкостями у дистильованій воді.

2. Розчини сульфату амонію и нітрофоски зменшують опір сталі 20 корозійній втомі на всіх рівнях навантаженості. Умовна границя втоми при цьому знижується у порівнянні з повітрям у 2,2 разі (сульфат амонію) і у 2,5 (нітрофоска) раз. Органічні добрива порівняно із дистильованою водою підвищують умовну границю втоми на 8%.

3. Швидкості корозії сталі 20 у середовищах органічних добрив протягом першої доби експозиції становили 0,032...0,040 мм/рік, що у 3...4 рази нижче порівняно із модельним розчином дощової води. Наступне (24 доби) зниження швидкості до 0,003 мм/рік може бути пов'язане із інгібувальними властивостями хімічних складових гноїв.

ЛІТЕРАТУРА

1. Михайлович Я., Рубець А. Проблеми зберігання сільськогосподарської техніки // Пропозиція. – 2008. – № 12. – С. 90 – 104.
2. Износ деталей сельскохозяйственных машин / М.М.Севернев, Г.П.Каплун, В.А.Короткевич, С.Н. Кот. – Л.: Колос, 1972. – 145 с.
3. Лабораторные работы по коррозии и защите металлов / Н.Д.Томашов, П.Н.Жук, В.А.Титов, М.А.Веденева. – М.: Металлургия, 1971. – 280 с.
4. Упрочнение стали механической обработкой / Карпенко Г.В., Бабей Ю.И., Карпенко И.В., Гутман Э.М. – Киев: Наук. думка, 1966. – 204 с.
5. Popovich P. V. Corrosion and Electrochemical Behaviors of 20 Steel and St.3 Steel in Ammonium Sulfate and Nitrophoska / P. V. Popovich, Z. B. Slobodyan // Materials Science . – 2014. – Vol. 49, 6. – P. 819-826.
6. Popovich P. V. Influence of Organic Fertilizers on the Corrosion-Electrochemical Characteristics of Low-Carbon Steels / P. V. Popovych, L. A. Mahlatyuk, R. B. Kupovych // Materials Science . – 2014. – Vol. 50, 2– P. 284 - 289.
7. Popovich P.V. Influence of Operating Media on the Fatigue Fracture of Steels for Elements of Agricultural Machines / R. A. Barna, P. V. Popovich // Materials Science . – 2014.– Vol. 50, 3. – pp. 377-380. (Scopus).
8. Popovich P.V. The influence of Operating Environments on Fatigue Crack Grown Resistance of Steels for Elements of Agricultural Machines / R. A. Barna, P. V. Popovich, R. I. Vovk // Materials Science . – 2015. – Vol. 50, 4. – pp. 621-625.
9. Popovich P.V. The study of bulk material kinematics in a screw conveyor-mixer / Popovich P.V., Hewko B.M., Diachun A.Y., Lyashuk O.L., Liubachivskiy R.O.// INMATEH - Agricultural Engineering . Sep-Dec2015, Vol. 47 Issue 3, pp.156-163.
10. Popovych. P. V. The service life evaluation of fertilizer spreaders undercarriages / P. V., Popovych; O. L., Lyashuk; I. S., Murovani; V. O., Dzyura; O. S., Shevchuk; V. D., Myndyuk // INMATEH - Agricultural Engineering . Sep-Dec 2016, Vol. 50, Issue 3, pp.39-46.
11. Popovych. P. V. Influence of organic operation environment on corrosion properties of metal structure materials of vehicles/ Popovych P.V., Lyashuk O.L., Shevchuk O.S., Tson O.P., Bortnyk I. M., Poberezhna L.Ya.// INMATEH - Agricultural Engineering . 2017, Vol. 52, Issue 2, pp.113-119.
12. Гайдар С.М. Защита сельскохозяйственной техники от коррозии и износа с применением нанотехнологий / Диссерт. докт. техн. наук. – Москва: ФГБОУ ВПО МГАУ, 2011. – 416с.

ПРОБЛЕМИ ІНТЕЛЕКТУАЛІЗАЦІЇ В СИСТЕМАХ SHM: ОЦІНЮВАННЯ, ПРОГНОЗУВАННЯ, БАГАТОКЛАСОВЕ РОЗПІЗНАВАННЯ

Н.І. Бурау, С.О. Цибульник, С.С. Рупіч

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», Україна

Abstract. The work is devoted to the solution of the problems of intellectualization of multi-channel monitoring systems of complex spatial objects. The results of researches are given for the following problems: a) visualization of measurement data and prognostication; b) multi-class recognition by a neural network classifier, and c) development of evaluation algorithms on the basis of the maximum likelihood method.

Вступ

Основним експлуатаційним фактором безпечного функціонування складних просторових об'єктів авіаційної техніки, нафтогазової галузі, інженерних споруд спеціального призначення є діагностика пошкоджень з метою визначення поточного функціонального стану об'єктів. Для діагностики використовують методи неруйнівного контролю та технічної діагностики, які є найбільш прийнятними для конкретного типу об'єктів, умов і режимів їх функціонування, та забезпечують необхідні показники чутливості, швидкодії, достовірності контролю. Традиційно вдосконалення таких методів та засобів проводиться з метою покращення зазначених показників при виявленні пошкоджень. Але для багатьох складних просторових об'єктів, що експлуатуються в критичних умовах та характеризуються максимально жорсткими вимогами щодо забезпечення їх безаварійної експлуатації, важливим є попередження появи пошкоджень, які можуть призвести до руйнування елементів конструкції. Для таких об'єктів все більшого поширення набувають комплексні системи моніторингу на основі концепції Structural Health Monitoring (SHM) [1,2].

Однією з важливих відмінностей систем SHM є впровадження сучасних комп'ютерно-інтегрованих технологій та інтелектуалізація практично всіх етапів моніторингу. Підрунтям для створення вискоєфективних комп'ютерно-інтегрованих систем, що моделюють творчі можливості людини і отримали назву «інтелектуальних», став розвиток таких розділів штучного інтелекту, як: інженерного знання; комп'ютерної логіки та лінгвістики; когнітивної психології; методів та моделей навчання; методів пошуку та прийняття рішень. Впровадження таких технологій при розробці нових об'єктів авіаційної техніки, машинобудування, енергетики, нафтогазової галузі, інженерних споруд спеціального призначення надають можливість створювати «інтелектуальні конструкції».

Сучасний підхід організації інтелектуальних систем моніторингу передбачає розподіл функцій на декілька підсистем або окремих систем, які в загальному процесі моніторингу є його відповідними рівнями, мають свій клас вирішуваних завдань, своє алгоритмічне та програмне забезпечення. Метою даної роботи є узагальнення деяких результатів, отриманих авторами при вирішенні завдань інтелектуалізації систем моніторингу складних просторових об'єктів.

Візуалізація даних вимірювання та прогнозування

Для вдосконалення системи функціональної діагностики та моніторингу технічного стану резервуарів з еколого-небезпечними речовинами, що експлуатуються у ажкодоступних місцях в умовах комплексного впливу навантажень, в [3,4] запропоновано, обґрунтовано та розроблено підсистему візуалізації на основі моніторингових моделей об'єкта для відображення та прогнозування характеристик напружено-деформованого стану, просторового положення та вібраційного стану. Підсистему візуалізації розроблено на основі технології захвату руху, як основи для відображення поточного технічного стану об'єкта у

вигляді 3D-анімації. Розроблена підсистема забезпечує: реалізацію та керування геометричною моделлю об'єкта; імітацію взаємодії елементів конструкції об'єкта; обробку та перетворення вихідних даних з датчиків, їх введення в імітаційну модель об'єкта; проведення імітаційного моделювання та відображення результатів на моделі об'єкта. Як приклад на рис. 1 наведено фото паливного резервуара на українській антарктичній станції Академік Вернадський, його розроблена тривимірна модель та головне вікно програми для візуалізації результатів комплексних вимірювань напружень та просторового положення об'єкта (вимірюваних кутів нахилу відносно вертикальної осі).

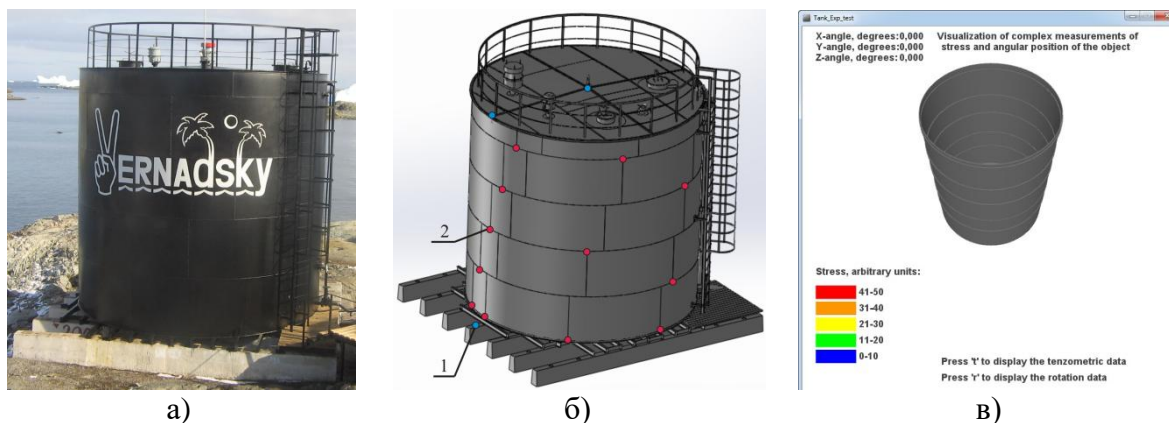


Рис. 1. Фото резервуару (а), його тривимірна модель (б) зі схемою встановлення датчиків (1 – акселерометри та інклінометри; 2 – тензометричні датчики), головне вікно програми візуалізації поточного просторового положення та даних тензометричних вимірювань (в)

Програмне забезпечення реалізовано на основі мови програмування Processing. Для напружень обрано п'ять проміжків візуалізації даних, для кожного виділено свій колір відображення даних на геометричній моделі об'єкта. Програма є універсальною, в залежності від реальних даних програмний код можна змінити або розширити для більш точної відповідності задачам, які вирішуються.

В підсистемі візуалізації реалізовано програми для прогнозування росту рівня деформації й виведення графіків у вигляді екстрапольованих ліній тренду (рис.2).

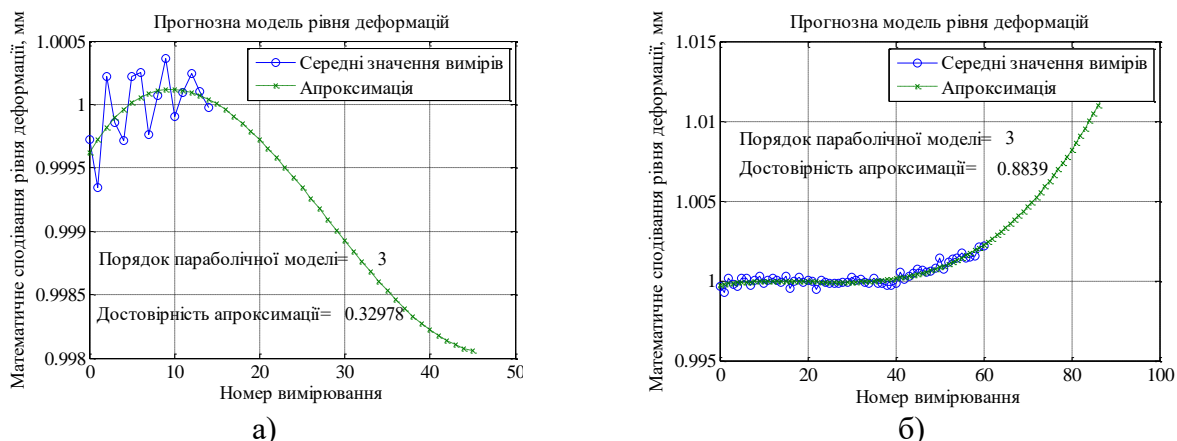


Рис. 2. Приклад екстраполяції тренду для: а) 15 вимірювань; б) 61 вимірювання

Розроблено методику, за якою тренд визначається за середніми значеннями моделі сигналів деформації за допомогою методу найменших квадратів з використанням параболічних моделей до третього порядку включно. Дослідження показали можливість підвищення точності прогнозу при збільшенні кількості вихідних даних, а достовірності

апроксимації – за рахунок наявності певної функціональної залежності між зміною середнього рівня деформацій.

Багатокласове розпізнавання

Складні просторові об'єкти енергетики, нафтогазової галузі, авіаційної техніки за звичай характеризуються великою розмірністю, нестаціонарністю процесів, розподіленістю параметрів, нелінійністю, неповнотою контролю зовнішніх впливів, умов і режимів функціонування. В таких умовах є висока ймовірність появи та розвитку багатоосередкового пошкодження в місцях зварних з'єднань (заклепкових – для авіаційних конструкцій), що обумовлює багатокласовість технічних станів об'єктів як у просторовому, так і у часовому вимірах. Для розпізнавання стану об'єкта (зварного паливного резервуару) в [5] запропоновано та обґрунтовано розробку нейромережевого класифікатора, що входить до складу багатоканальної системи моніторингу. В результаті аналізу діагностичної інформації формуються вхідні багатовимірні вектори діагностичних ознак. Класифікатор відносить об'єкт до одного з визначених класів функціонального стану, які розділяються за наявністю, розмірністю та локалізацією пошкоджуваності.

Для побудови класифікатора використано імовірнісну нейронну мережу (ІНМ). Вона складається з двох шарів. Нейрони першого шару мають радіально-базисні функції активації, а другий шар нейронів є шаром конкуренції, який підраховує ймовірність приналежності вхідного вектору тому чи іншому класу, а в кінці зіставляє вектор з тим класом, ймовірність приналежності до якого вище. Елементами класифікатора є: навчальна множина образів або діагностичних ознак (вектор P); множина цільових класів (вектор T); матриця зв'язності Tc , яка встановлює приналежність вхідних векторів до відповідних класів; нейронна мережа, яка виконує процес класифікації та розпізнавання технічного стану елементів конструкції; тестова множина (вектор P_{test}). Остання під час функціонування замінюється на множину реальних даних, що поступають з масиву чутливих елементів. Кожному вхідному вектору ІНМ відповідає певне вихідне або цільове значення, а для масивів вхідних та вихідних значень формується вектор приналежності вхід / ціль. Навчальна множина містить Q пар векторів вхід/ціль. Існує K класів, до яких може належати вхідний вектор. У результаті може бути утворена матриця зв'язності Tc розміром $K \times Q$, яка складається з нулів та одиниць. Рядки цієї матриці відповідають класам приналежності, а стовпці – векторам входу. Таким чином, якщо елемент $Tc(i, j)$ матриці зв'язності дорівнює 1, то це означає, що j -й вхідний вектор належить до класу i .

Кількість нейронів першого шару формується по кількості пар векторів вхід/ціль навчальної множини. Вихідний шар конкуренції містить K нейронів, відповідно до K класів. Для вектору, що містить, наприклад, 5 ознак, стан об'єкту контролю описується 6 класами. Загальна схема такого класифікатора зображена на рис. 3.

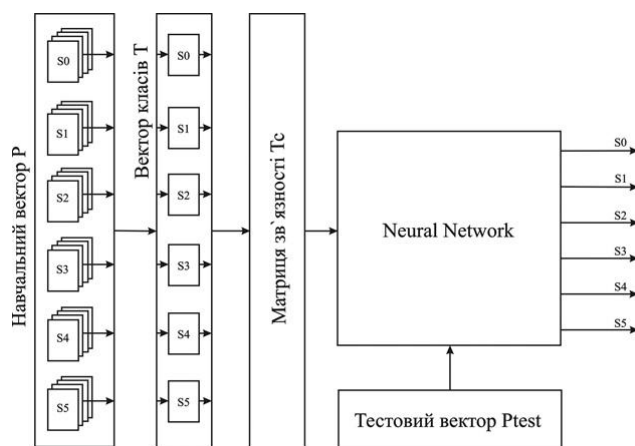


Рис.3. Загальна схема нейромережевого класифікатора

Параметр впливу ІНМ *spread* пов'язаний із середнім квадратичним відхиленням функції Гауса, що задає ширину функцій активації нейронів першого шару та визначає їхній

вплив на оцінку сумарної щільності ймовірності. Цей параметр впливає на результат класифікації, тому його оптимальне значення визначається експериментально під час тестування мережі та в процесі класифікації тестових векторів, як таке, що забезпечує безпомилкове розпізнавання чи з мінімально можливими похибками.

Оцінювання параметрів змінювання технічного стану

Визначити поточний стан об'єкта можна за значеннями параметрів, які характеризують його змінювання і впливають на визначені діагностичні ознаки. Встановлення функціональної залежності діагностичних ознак від параметрів, що характеризують змінювання технічного стану є прямою задачею діагностики. Оцінювання параметрів технічного стану за визначеними у процесі діагностування ознаками є оберненою задачею, яку можна вирішити на основі, наприклад, методу максимальної правдоподібності (МП), якщо оцінюваний параметр є невідомою не випадковою величиною [6]. Рівняння МП для загального випадку n вимірювань можна записати у вигляді:

$$\frac{1}{\sigma_r^2} \left(nm_r \frac{\partial m_r}{\partial \vartheta} - \sum_{i=1}^n \xi_{ir} \frac{\partial m_r}{\partial \vartheta} \right) = 0,$$

де ξ_{ir} - випадкове значення r -тої ознаки при i -тому вимірюванні; m_r та σ_r - відповідно математичне сподівання та середнє квадратичне відхилення r -тої ознаки; ϑ - параметр, що оцінюється.

Якщо, наприклад, математичні сподівання ознак апроксимуються поліномом першого порядку від параметра ϑ , то оцінка МП за r -тою ознакою $\hat{\vartheta}_r$ визначається за виразом

$$\hat{\vartheta}_r = \left(\sum_{i=1}^n \xi_{ir} - \mu_{r0} \right) / \mu_{r1},$$
 де μ_{r0} та μ_{r1} - значення коефіцієнтів поліному. Для багатовимірних

векторів діагностичних ознак можна отримати відповідні вектори оцінок, за якими визначаються математичні сподівання та дисперсія оцінки параметра ϑ в i -тому вимірюванні.

Висновки

Результати проведених досліджень показали ефективність розроблених засобів інтелектуалізації багатоканальних систем моніторингу складних просторових об'єктів, зокрема при вирішенні таких завдань багатокласової діагностики, як візуалізація вимірювань, оцінювання та прогнозування стану об'єктів, багатокласове розпізнавання.

Література

1. Speckmann H. Structural Health Monitoring: a contribution to the intelligent aircraft structure. [Електронний ресурс] / H. Speckmann, H. Roesner // Proc. 9th European NDT Confer. (ECNDT), 25-29 Sept., 2006, Berlin, Germany. – Режим доступу: <http://www.ndt.net/article/ecndt2006/doc/Tu.1.1.1.pdf>.
2. Nagarajaiah, S. Structural monitoring and identification of civil infrastructure in the United States [Text] / S. Nagarajaiah, K. Erazo // Structural Monitoring and Maintenance. – 2016. – Vol. 3. – N. 1. – P. 51–69.
3. Цибульник С.А. Концепция визуализации данных в информационно-диагностических комплексах / Н.И. Бурау, С.А. Цибульник // Вісник інженерної академії України. – Київ, 2015. – №1. – С. 96-99.
4. Цибульник С.О. Вдосконалення засобів функціональної діагностики та захисту резервуарів на основі імітаційного моделювання: автореф. ... канд. техн. наук: 05.11.13 / С. О. Цибульник. – К. : НТУУ «КПІ», 2016. – 27 с.
5. Синтез нейронної мережі для багатокласової діагностики елементів конструкції в експлуатації / Н. І. Бурау, А. Г. Протасов, П. С. Мироненко, С. С. Рупіч // Методи та прилади контролю якості. – Івано-Франківськ: ІФНТУНГ – 2015. – № 2 (35). – С. 83–93.
6. Bouraou N. The non-destructive evaluation of the crack-like damage parameter of blades at the vibroacoustical diagnosis of the gas-turbine engines/ N. Bouraou, S. Ignatovich// Vibrations in Physical Systems. – 2012. – Vol.25. – P. 83-88.

ПРОГНОЗУВАННЯ ДІАГРАМ ВТОМНОГО РУЙНУВАННЯ АЛЮМІНІЄВОГО СТОПУ Д16Т МЕТОДАМИ МАШИННОГО НАВЧАННЯ

I. С. Дідич, О. А. Пастух, О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, Н. С. Луцик

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

Abstract. The methods of machine learning (neural networks, boosted trees and random forests) were used to predict the fatigue crack growth diagrams in an aluminium D16T alloy under regular loading at stress ratio $R = 0, 0.2, 0.4, 0.6$. The obtained results are in good agreement with the experimental data. The neural network method gives the least prediction error.

Втому матеріалів необхідно враховувати, для того, щоб правильно оцінити довговічність та залишкову довговічність важливих елементів конструкцій. Особливо актуальною задачею є прогнозування впливу режимів навантаження на поширення втомних тріщин. Одним із підходів до вирішення цього завдання є використання методів машинного навчання, зокрема, нейронних мережі (НМ).

Відомо, що розмах коефіцієнта інтенсивності напруження (КІН) $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ є одним з основних параметрів, які контролюють швидкість росту втомної тріщини (РВТ) [1 – 3]. Тут K_{\max}, K_{\min} – найбільший та найменший КІН циклу навантаження, відповідно. Швидкість РВТ істотно залежить від коефіцієнта асиметрії циклу навантаження $R = K_{\min} / K_{\max}$ [4].

РВТ на середньоамплітудній ділянці діаграми втомного руйнування (ДВР) можна описати рівнянням Уокера [5]:

$$\frac{da}{dN} = C \left[(1-R)^{m-1} \Delta K \right]^n, R \geq 0, \quad (1)$$

де C, m, n – параметри матеріалу, які визначають з експерименту, N – кількість циклів навантаження; a – довжина тріщини як функція від N .

З літератури відомо велику кількість моделей, які описують всі ділянки ДВР, зокрема рівняння NASGRO [6]:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \left[\Delta K_{eff} \right]^{n_1} \frac{\left[1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{eff}} \right]^p}{\left[1 - \frac{K_{\max}}{K_{Jc}} \right]^q} \quad (2)$$

де C_1, n_1, m, p, q – параметри, які визначають з експерименту; $\Delta K_{eff} = K_{\max} - K_{op}$ – ефективний розмах КІН; K_{op} – КІН розкриття тріщини; ΔK_{th} – пороговий КІН; K_{Jc} – критичний КІН за статичного навантаження, який визначають через критичний J_{Ic} – інтеграл.

Метою даного дослідження є спрогнозувати ДВР в алюмінієвому стопі Д16Т за регулярного навантаження.

Для розв'язування задач механіки, зокрема прогнозування довговічності елементів конструкцій, застосовували найбільш універсальні та ефективні алгоритми навчання з учителем, такі як нейронні мережі (Neural networks), зростаючі дерева (Boosted trees) та випадкові ліси (Random forests). Ідея останніх двох методів полягає у побудові ансамблю з певної кількості дерев прийняття рішень, які навчаються незалежно один від одного. Підсумковий результат приймають голосуванням всіх дерев, що входять до складу ансамблю. Серед переваг цих методів виділяють високу якість прогнозування та здатність ефективно обробляти дані [7]. Натомість, нейронна мережа – це послідовність нейронів, з'єднаних між собою, а нейрон – обчислювальна одиниця, яка отримує інформацію, виконує над нею прості математичні дії та передає її іншому нейрону. Кожен вхід нейрона, на який

надходить деяка кількість сигналів, є виходом іншого. Кожен вхідний сигнал множиться на відповідну вагу, аналогічну синаптичній силі, завдяки якій вхідна інформація змінюється, коли передається від одного нейрона до іншого, і всі результати додаються, після чого визначається рівень активації нейрона [8].

Результати, отримані у працях [4, 9] показують, що методом НМ можна з достатньо точно оцінювати поведінку втомної тріщини.

Швидкість РВТ прогнозували, користуючись експериментальними даними для алюмінієвого ступу Д16Т за коефіцієнта асиметрії циклу навантаження $R = 0; 0,2; 0,4; 0,6$ [10]. Набір даних містить 300 елементів, з яких 225 обрали для навчальної вибірки, а 75 елементів за $R = 0,4$ залишили для перевірки.

На рис. 1 подано прогнозовані та експериментальні дані десятичного логарифма швидкості РВТ da/dN для $R = 0; 0,2; 0,4; 0,6$ методами нейромереж (а), зростаючих дерев (б) та випадкових лісів (в). Як видно з цього рисунку, результати прогнозування добре узгоджуються з експериментом. Метод НМ дає в цьому випадку найбільшу точність з похибкою 2,5 %. Похибка методу зростаючих дерев становить 7,9 %, а похибка методу випадкових лісів складає 12,9 %. Параметри побудованих нейромереж, зростаючих дерев та випадкових лісів наведено у таблицях 1, 2 та 3, відповідно.

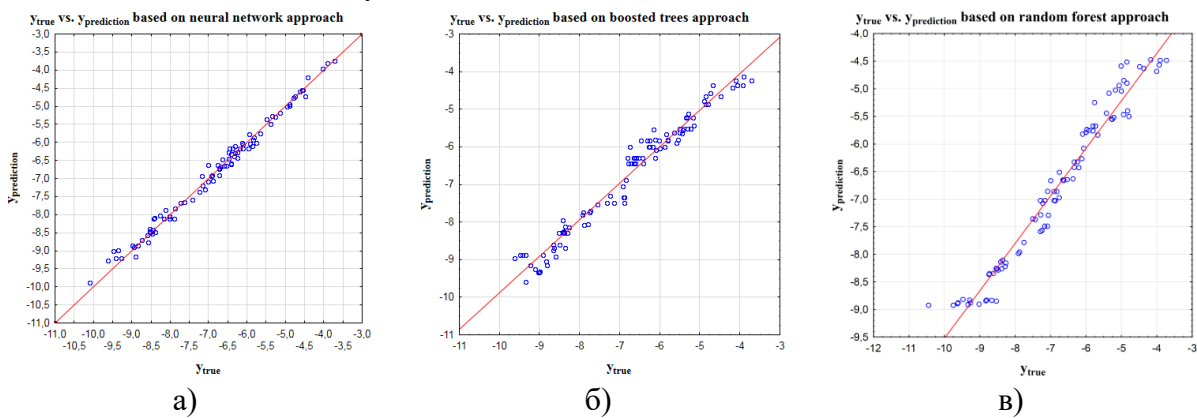


Рис. 1. Прогнозований ($y_{\text{prediction}}$) та експериментальний (y_{true}) десятичний логарифм швидкості РВТ da/dN за $R = 0; 0,2; 0,4; 0,6$ методами а) нейромереж, б) зростаючих дерев, в) випадкових лісів

На рис. 2 подано прогнозовані та експериментальні дані десятичного логарифма швидкості РВТ da/dN від десятичного логарифма ΔK для $R = 0, 0,2, 0,4, 0,6$ методами нейромереж (а), зростаючих дерев (б) та випадкових лісів (в). Як видно з цих рисунків, результати прогнозування візуально добре узгоджуються з експериментом.

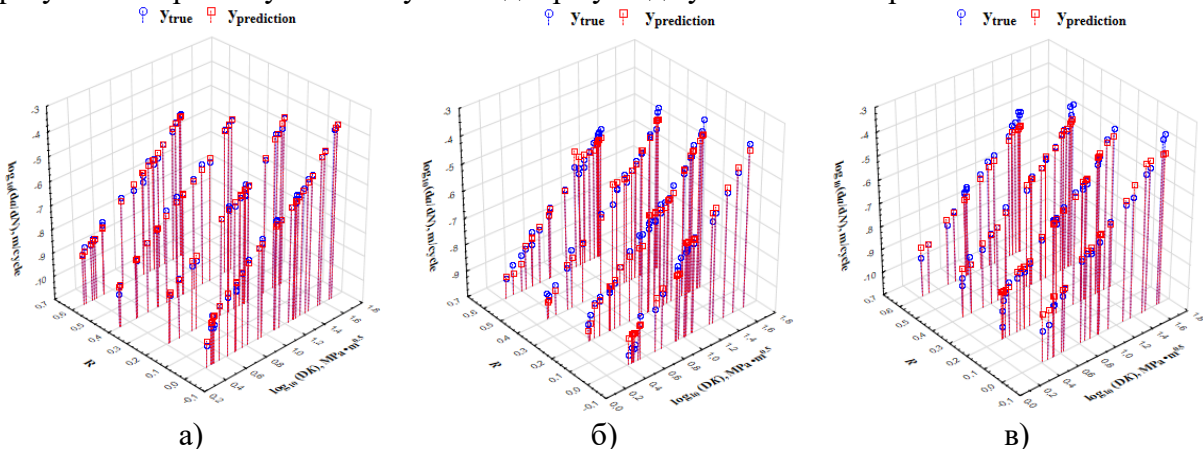


Рис. 2. Прогнозовані ($y_{\text{prediction}}$) та експериментальні (y_{true}) залежності десятичного логарифма швидкості РВТ da/dN від десятичного логарифма ΔK за $R = 0; 0,2; 0,4; 0,6$ методами а) нейромереж; б) зростаючих дерев; в) випадкових лісів

Таблиця 1. Параметри нейромережі

Ім'я мережі	Алгоритм навчання	Функція помилки	Функція прихованої активації	Функція вихідної активації	Середня квадратична похибка
MLP 2-7-1	BFGS	SOS	Логарифмічна	Логарифмічна	0,025

Таблиця 2. Параметри зростаючих дерев Таблиця 3. Параметри випадкових лісів

Кількість дерев	Середня квадратична похибка
1000	0,129

Кількість повторень	Середня квадратична похибка
200	0,079

Швидкість РВТ за регулярного навантаження при асиметрії циклу навантаження $R = 0,4$, яких не було в навчальній вибірці, прогнозували методами нейромереж, зростаючих дерев та випадкових лісів. Результати прогнозу добре узгоджуються з експериментальними даними.

На рис. 3 зображено прогнозований ($y_{\text{prediction}}$) та експериментальний (y_{true}) десятковий логарифм швидкості РВТ da/dN за $R = 0,4$ методами а) нейромереж; б) зростаючих дерев; в) випадкових лісів. Як і в попередньому випадку, метод НМ дає найменшу похибку, що складає 3,2%. Методи зростаючих дерев на цьому ж наборі даних показали однакову похибку, яка дорівнює 13 %. Параметри отриманих мереж представлено у таблицях 4, 5, 6, відповідно.

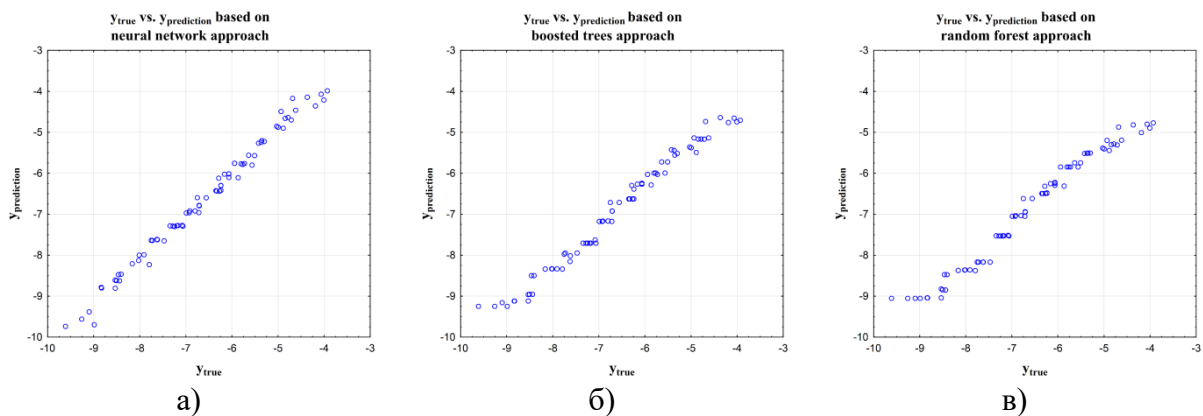


Рис. 3. Прогнозований ($y_{\text{prediction}}$) та експериментальний (y_{true}) десятковий логарифм швидкості РВТ da/dN за $R = 0,4$ методами а) нейромереж; б) зростаючих дерев; в) випадкових лісів

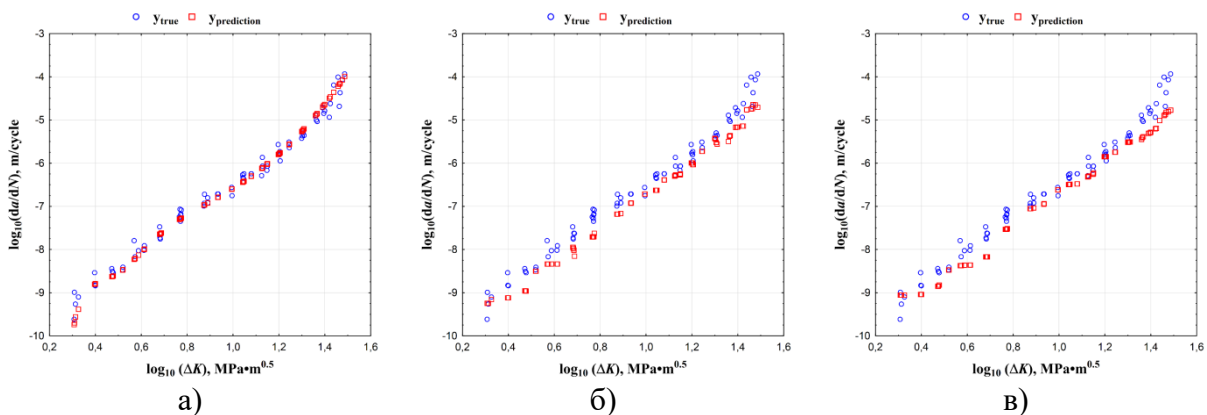


Рис. 4. Прогнозовані ($y_{\text{prediction}}$) та експериментальні (y_{true}) залежності десяткового логарифма швидкості РВТ da/dN від десяткового логарифма розмаху КІН ΔK за $R = 0,4$ методами а) нейромереж; б) зростаючих дерев; в) випадкових лісів

Таблиця 4. Параметри нейромережі

Ім'я мережі	Алгоритм навчання	Функція помилки	Функція прихованої активації	Функція вихідної активації	Середня квадратична похибка
MLP 2-17-1	BFGS	SOS	Логарифмічна	Експоненційна	0.032

Таблиця 5. Параметри зростаючих дерев

Кількість повторень	Середня квадратична похибка
2000	0.13

Таблиця 6. Параметри випадкового лісу

Кількість дерев	Середня квадратична похибка
1000	0.13

Висновки. Досліджено ефективність використання методів нейронних мереж, зростаючих дерев та випадкових лісів для прогнозування впливу асиметрії циклу навантаження на швидкість РВТ у стопі Д16Т за регулярного навантаження. Експериментальними залежностями швидкості РВТ для коефіцієнта асиметрії циклу $R = 0; 0,2; 0,6$ скористалися для побудови навчальної вибірки. Вибірку невідомого для системи набору даних за коефіцієнта асиметрії циклу навантаження $R = 0,4$ взято для перевірки. У всіх випадках найменшу похибку прогнозування отримано при використанні методу нейронних мереж.

Література

1. Paris P. C. Critical Analysis of Crack Propagation Laws / P. C. Paris, F. A. Erdogan // Journal of Basic Engineering. 1963. – Vol. 85(4). – P. 528-534.
2. Трошенко В.Т. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении / В.Т. Трошенко, В.В. Покровский, А.В.Прокопенко. – Киев: Наукова Думка, 1987.
3. Ясній О. Моделювання росту тріщин за змінної амплітуди навантаження в сплаві Д16ЧТ / О. Ясній, Ю. Пиндус. // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – 2007. – Т.12, №1. – С. 25-32.
4. Mohanty J. R. Application of artificial neural network for predicting fatigue crack propagation life of aluminum alloys / J. R. Mohanty, B. B. Verma, D. R. K. Parhi, D. R. Ray // Archives of Computational Materials Science and Surface Engineering. – 2009. –Vol. 1(3). – P. 133–138.
5. Walker K. Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life / K. Walker // American Society for Testing and Materials. – 1970. – P. 1–14.
6. Fatigue crack growth computer program 'NASGRO' version 3.0 – Reference Manual. NASA Technical Report JSC-22267B, 2001. Available from: www.nasgro.swri.org
7. Gorunescu F. Data mining: concepts, models and techniques / F. Gorunescu. – Heidelberg: Springer, 2011.
8. Philip D. Wasserman: Neural Computing: Theory and Practice / D. Philip. – Coriolis Group (Sd), 1989.
9. Pidaparti R. M. V. Neural network approach to fatigue-crack-growth predictions under aircraft spectrum loadings / R. M. V. Pidaparti, M. Palakal. // Journal of Aircraft. – 1995. – №4. – P. 825-831.
10. Ясній П. Вплив асиметрії циклу навантаження на характеристики циклічної тріщиностійкості алюмінієвого сплаву Д16Т / П. Ясній, Ю. Пиндус, В. Фостик // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – 2007 – Т.12, №1. – С.7–12.

ПРОГНОЗУВАННЯ РОЗВИТКУ ПОШКОДЖЕНОСТІ ДЕТАЛЕЙ ТРАНСПОРТНИХ СИСТЕМ В ЗАДАЧАХ СУДОВОЇ ЕКСПЕРТИЗИ З ВИКОРИСТАННЯМ ДИСКРЕТНИХ МАТЕМАТИЧНИХ МОДЕЛЕЙ

М.О. Кузін¹, Й.Й. Лучко²

1 – Львівській науково-дослідний інститут судових експертиз, 2 - Тернопільський національний технічний університет ім. Івана Пулюя

In work on the basis of the cellular automata approach, a technique is proposed for modeling the life cycle of assemblies of rolling stock parts, taking into account internal structural changes in the material. This technique allows you to restore the features of operational behavior of railway equipment under external influences.

1. Вступ. Особливості постановки задач судової залізнично-транспортної експертизи при руйнуванні конструкцій.

Сучасні тенденції розвитку транспортних систем характеризуються підвищенням експлуатаційних навантажень, збільшенням міжремонтних періодів і жорсткістю вимог щодо безпеки функціонування рухомого складу.

При проектуванні технологій виготовлення деталей і вузлів, а також розслідування причин їх руйнування, ці вимоги змушують проводити аналіз поведінки матеріалів конструкцій із залученням нових модельних уявлень, які повинні враховувати вплив зовнішніх полів різної природи, а також зміни структури і властивостей матеріалу деталі в процесі експлуатації.

Відзначимо, що в практиці судової експертизи перед експертами часто постають питання встановлення механізму (сукупності причинно-наслідкових зв'язків), які безпосередньо призводять до виникнення залізнично-транспортних пригод.

Основні проблеми, які виникають при аналізі життєвого циклу деталей і вузлів рухомого складу наведені в роботі [1], де також представлені підходи до вирішення цих завдань з позицій механіки деформівного твердого тіла. Зокрема, динаміку структурних змін в матеріалі запропоновано описувати за допомогою введеної адитивної змінної, а час роботи конструкції апріорно зіставляти з граничним значенням цієї величини.

Найбільш важливим, як з позицій практики судової експертизи, так і модельного опису поведінки залізничних конструкцій в умовах термомеханічних впливів, - це вибір фізичного і модельного наближення доступного для обчислювальної реалізації, яке адекватно описує процеси структурних змін в матеріалі під час експлуатації [2].

При цьому критерієм перевірки правильності і коректності запропонованих в експертному дослідженні модельних уявлень є відповідність апріорно достовірної інформації матеріалів кримінальної справи тим результатам, які отримані при розрахунках, а деяке відхилення може розглядатися як накопичення похибок отриманих при аналізі об'єкта дослідження - інструментальної, модельних уявлень і обчислювального експерименту .

У зв'язку з цим використання для опису життєвого циклу високонавантажених деталей тих математичних моделей, які найбільше відповідають умовам експлуатації, є актуальним завданням, що дозволяє підвищити точність експертних досліджень.

2. Моделювання життєвого циклу деталей з урахуванням структурних змін в матеріалі деталей.

Під дією зовнішніх навантажень матеріал деталей (особливо поверхневі шари) зазнає ряд структурних змін, фізичний опис яких досить повно наведено в роботі [3].

Для аналізу даного явища вводиться скінчена множина змінних (скалярної, векторної або тензорною природи), які за встановленими правилами зіставляються з результатами натурних вимірювань механічних (експлуатаційних) макровластивостей або кінетичних змін

структури. З точністю достатньою для вирішення завдань інженерної практики вводиться скалярна змінна пошкоджуваність (або пошкодженість в деяких літературних джерелах), яка зв'язується зі зміною макровластивостей [3, 4]. Необхідність і «достатність» введення змінної даного роду при дослідженні кінетики макровластивостей в часі обґрунтована в роботах академіка Лебедева А.О. [5]. У ряді робіт [6] розроблено методики математичного моделювання зміни цієї величини в часі при дії зовнішніх силових і температурних факторів.

Не заперечуючи важливості отриманих результатів, відзначимо ті моменти, які є необхідними для обліку зміни пошкодження:

1) «заліковування» (регенерації) структури за допомогою спеціально створених технологічних режимів [7];

2) «фазова» і топологічна перебудова матеріалу під дією зовнішніх навантажень [3];

3) властивість «ієрархічності» досліджуваних поверхневих шарів деталей [6];

4) стохастичність як початкового стану матеріалу, так і структурних перетворень під дією поточних зовнішніх навантажень і історії їх зміни.

Найбільш природнім врахування вищевикладених фізичних особливостей поведінки матеріалу під навантаженням можливе за допомогою апарату дискретних математичних структур - клітинних автоматів, який володіє наступними методологічними перевагами [8]: 1) при моделюванні клітинними автоматами не виникає проблем пов'язаних з точністю округлення, збіжністю; 2) клітинні автомати також можна використовувати при описі динамічних систем, що не формалізуються за допомогою диференціальних рівнянь або мають стохастичні складові.

Оскільки клітинний автомат - це дискретний математичний (комп'ютерний) об'єкт з дискретним простором станів, часом і сукупністю правил переходів між станами, задамо його у вигляді:

$$\chi = \langle A, M, \Theta \rangle, \quad (1)$$

де $A = \{A_1, \dots, A_n\}$ - множина станів клітинного автомата, $M = \{m_{ijk}\}$ - сукупність координат клітин в дискретному просторі, Θ - локальний оператор переходу.

Якщо завдання множини M є тривіальною задачею (при використанні відповідних алгоритмів дискретного розбиття просторових областей), то вибір змінних A і Θ забезпечує адекватність математичного опису фізичного явища (або об'єкта).

Запишемо основні фізичні уявлення, які будуть основою при записі змінних A та Θ .

Під множиною станів скінченного клітинного автомата приймали сукупність можливих величин пошкодженості, які можуть мати місце при роботі конструкції. При розгляді в даній роботі пошкоджуваність ω приймали як скалярну величину, інтервал якої змінюється в межах $[0; 1]$, під множиною A будемо розуміти скінченоточкове інтерполювання (не обов'язково рівномірне) зазначеного інтервалу: $A = \{A_i\}_{i=1, n}$, де $0 \leq A_i \leq 1$. При цьому $A_1 = 0$ відповідає апріорно працездатного стану, $A_n = 1$ - апріорно непрацездатному стану. Величина n інтерполяції інтервалу залежить від необхідної точності аналізу результатів.

Оскільки даний апарат використовували для вирішення завдань механіки деформівного твердого тіла, до множини станів A клітинного автомата додали множину B як сукупність механічних, у тому числі теплофізичних, і міцнісних, властивостей матеріалу:

$$B = \left\langle \left\{ R_i \right\}_{i=1, m}^j \right\rangle_{j=1, k}, \quad (2)$$

де величина k залежить від деталізації постановки завдань.

Завдання локального оператора переходів Θ на даний момент є відкритим питанням, оскільки фізичні співвідношення зміни пошкоджуваності в залежності від зовнішніх умов і їх вплив на властивості матеріалів є до кінця не вивчені.

Приймемо, що оператор Θ є сукупністю двох множин:

$$\Theta = \langle \Theta', \Theta'' \rangle, \quad (3)$$

де Θ' – правила переходів між станами A , Θ'' – оператор зв'язку між множинами A і B (Θ'' являє собою функціональну залежність властивостей матеріалу від пошкоженості).

Запишемо основні фізичні уявлення, які будуть використовуватися при запису оператора Θ [6]:

1. На величину пошкоджень впливають – поточний рівень пошкоджень, температура тіла, значення (величина) і вид напружено-деформованого стану, поточні властивості матеріалу, величина часового інтервалу, в якому діє даний вид навантаження.

2. Функціонально приріст пошкоджуваності має дві складові – детерміністичну і стохастичну, які залежать від перерахованих вище факторів. Природа стохастичної пошкоджуваності проявляється через стохастичну природу будови матеріалу, можливості фазових перетворень і неврахованості додаткових умов (стохастичність зовнішніх навантажень, вплив фізико-хімічних взаємодій і т.д.).

Подамо приріст пошкоженості у вигляді наступних операторних залежностей:

- для квазістатичних процесів:

$$\Delta\omega \sim (\omega(t), T(t), \hat{\sigma}(t), \langle B \rangle, p(t), \Delta t), \quad (4)$$

де $\Delta\omega$ – приріст пошкоджуваності в інтервалі $(t, t + \Delta t)$, $\omega(t)$ – поточний рівень пошкоженості, $T(t)$ – поточний рівень температури, $\hat{\sigma}(t)$ – поточне значення тензора напружень, $\langle B \rangle$ – множина, що описує поточне значення властивостей матеріалів, $p(t)$ – стохастична складова.

- для швидкісних динамічних процесів:

$$\Delta\omega \sim (\omega(t), T(t), \hat{\sigma}(t), \dot{T}(t), \dot{\hat{\sigma}}(t), \langle B \rangle, p(t), \Delta t), \quad (5)$$

де $\dot{T}(t)$, $\dot{\hat{\sigma}}(t)$ – швидкості зміни температури і напружень.

У термінології клітинних автоматів залежності (4) і (5) можна подати у вигляді:

$$\Theta = \begin{cases} \Theta' : \{A, B, Z\} \rightarrow A \\ \Theta'' : \{A, B\} \rightarrow B \end{cases}. \quad (6)$$

3. Конкретизація і чисельне моделювання побудованих співвідношень

В якості прикладу побудови клітинного автомата розглянемо нелінійне кінетичне рівняння пошкоджуваності - рівняння Леметра [9] в його дискретному поданні:

$$\Delta\omega = D \left(\frac{\sigma}{1-\omega} \right)^k \frac{1}{(1-\omega)^q} \Delta t, \quad (7)$$

де $\Delta\omega$ – приріст пошкоджуваності, Δt – часовий інтервал, σ – рівень напружень, ω – поточний рівень пошкоджень, D , k , q – коефіцієнти, що визначаються експериментально.

В якості силової навантаження був запропонований «класичний» вигляд симетричною зовнішнього навантаження.

Дане навантаження, що викликає в тілі часову зміну напружено-деформованого стану, з позицій клітинних автоматів призводить до появи одночасно двох процесів - знеміцнення (утворення пошкоженості) і його заліковування. З позицій лінійної кінетичної теорії пошкодження ми маємо стандартну ситуацію - погіршення експлуатаційних характеристик тіла під дією зовнішніх впливів (рис. 1).

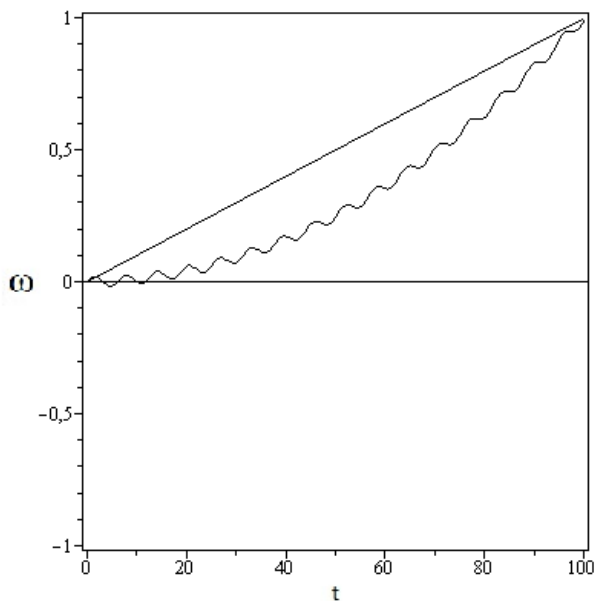


Рис. 1. - Якісний характер зміни пошкоджуваності в часі: ω - рівень пошкоджень, t - час (пряма лінія - розрахунок пошкоджуваності згідно лінійної кінетичної теорії, періодична зростаюча - розрахунок пошкоджуваності згідно з методологією клітинних автоматів).

Відзначимо, що показані шляхи моделювання життєвого циклу необхідно зіставляти з даними аналізу конкретних об'єктів, зокрема, за методикою, яка наведена в роботі [5].

Висновки.

1. Проаналізовано сучасний стан проблеми інтелектуально-методологічного забезпечення залізнично-транспортної експертизи.
2. З використанням сучасних підходів математичного та комп'ютерного моделювання запропоновано інженерну методику дослідження життєвого циклу деталей залізничної техніки, які найбільш схильні до виходу з ладу при експлуатації.
3. Запропонована методика комп'ютерного моделювання пошкоджуваності у випадках відсутності точної і достовірної інформації про характеристики життєвого циклу деталей рухомого складу є єдиною, яку можна реалізовувати при аналізі залізнично-транспортних пригод.

Література.

1. Кузін М.О. Побудова методики ретроспективного дослідження знеміцнення залізничних конструкцій на основі фрагментарно відображеної інформації/ М.О. Кузін, О.Ф. Курильова, Н.В. Гординська// Криміналістика и судебная экспертиза. Вып. 58, ч. 2. (Посвящается 100-летию Киевского научно-исследовательского института судебных экспертиз) – К.: Министерство юстиции Украины, 2013. – с. 471 – 473.
2. Лучко Й.Й., Ковальчук В.В. Вимірювання напружено-деформованого стану конструкцій мостів при змінних температурах і навантаженнях. – Львів: Каменяр, 2012. – 235 с.
3. Кузін М.О. Аналіз впливу адгезійно-деформаційної та теплофізичної складової фрикційної взаємодії на параметри працездатності трибологічних систем рухомого складу/ М.О. Кузін// Залізничний транспорт України. - 2012. - № 3/4. – с.23-27.
4. Прочность материалов и конструкций: Серия монографий/ Под общей редакцией В.Т. Трощенко. – К.: ИПП, 2009. Т. 2: Усталость металлов. Влияние состояния поверхности и контактного взаимодействия. – 2009. – 664 с.
5. Лебедев А.А. Оценка поврежденности конструкционных сталей по параметрам рассеяния характеристик твердости материалов в нагруженном и разгруженном состояниях/ А.А. Лебедев, В.П. Швец// Проблемы прочности. – 2008. - №3. - с. 29 –37.
6. Волков И.А. Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями/ И.А. Волков, Ю.Г. Коротких. – М.: Физматлит, 2008. – 424 с.
7. Ляшенко Б.А. Оптимизация технологии нанесения покрытий по критериям прочности и износостойкости. – К.: ИПП, 2010. – 193 с.
8. Алексеев Д.В.. Моделирование кинетики накопления повреждений вероятностным клеточным автоматом/ Дмитрий Валентинович Алексеев, Галина Алексеевна Казунина// Физика твердого тела. – 2006. – т. 48, вып. 2. – с. 255 – 261.
9. Голуб В.П. Определяющие уравнения в нелинейной механике поврежденности/ В.П. Голуб // Прикладная механика. – 1993. – т. 29, № 10. – с. 37-49.

НЕРУЙНІВНИЙ КОНТРОЛЬ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛЕВИХ ГОФРОВАНИХ КОНСТРУКЦІЙ ЗАЛІЗНИЧНОЇ КОЛІЇ

Й. Й. Лучко¹, В. В. Ковальчук², Ю. Є. Ковальчук³

¹Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя,

²Львівська філія Дніпропетровського національного університету залізничного транспорту імені академіка В. Лазаряна,

³Національний університет «Львівська політехніка»

Анотація. У даній роботі розроблені наукові основи нового пристрою для вимірювання та оцінки напружено-деформованого стану металевих гофрованих конструкцій залізничної колії при дії змінних температурах і навантаженнях від рухомого складу залізничного транспорту.

Ключові слова: пристрій, напружено-деформований стан, навантаження, температура, металева гофрована конструкція.

Збільшення протяжності автомобільних і залізних доріг, значна кількість дефектних транспортних споруд вимагає застосування все більш досконалих і раціональних транспортних перетинів, що забезпечують одночасно простоту виробництва робіт, гармонійність архітектурних рішень, довговічність і міцність самої споруди. До них зокрема відносяться споруди з металевих гофрованих елементів (МГК), які можуть застосовуватися у транспортному будівництві в якості мостів, водопропускних труб, тощо.

Металеві гофровані конструкції є одними із раціональних і перспективних видів транспортних споруд будівництво, яких вимагає мінімальних затрат часу, невеликих затрат матеріалів та відповідно невеликі економічні затрати. До теперішнього часу накопичений великий досвід використання великопрольотних конструкцій з гофрованих елементів. Широке поширення гофровані конструкції отримали в США, Канаді, Японії, Франції, Італії, Скандинавських країнах.

У Вітчизняній практиці будівництво МГК почалося з середини 90-х років. Такі конструкції використані при будівництві транспортних розв'язок та перепуску водотоків АР Крим, на автомобільній дорозі Київ-Одеса, Харків Сімферополь, на дільниці Вадул-Сирет – Держжордон Львівської залізниці.

Актуальність теми. Досвід будівництва труб із МГК вказує на їх недостатню надійність і довговічність. Це пов'язано в першу чергу з тим, що протягом тривалого часу будівельники і проєктанти недооцінювали роль ґрунтової засипки в роботі МГК при їх проєктуванні. Тільки в останні роки з'явилися можливості коректного аналізу взаємодії МГК з ґрунтовою засипкою при статичних і динамічних навантаженнях.

У процесі експлуатації спостерігаються залишкові деформації металевих гофрованих труб, які перевищують допустимі деформації.

Проблема визначення напружено-деформованого стану внаслідок дії змінних навантажень та температур, що має місце в металевих гофрованих конструкціях, носить комплексний характер і включає наукову, технічну та фахову складові. Для проведення значних за обсягом проєктних робіт, які до того ж мають нестандартний характер, необхідно здійснити великий обсяг наукових досліджень. Наукові розробки необхідно трансформувати в технічні засоби, основою яких має стати певний програмний продукт, що міститиме як теоретичні моделі, так і експериментальні дані. За його допомогою і проводитиметься проєктування прогонових будов мостових споруд.

Методика досліджень. Для оцінки напружено-деформованого стану (НДС) металевих гофрованих труб було розроблено пристрій неруйнівного контролю [1-3]. За його допомогою вимірювання проводяться за наступною схемою (рис. 1): При проведенні вимірювань сигнал від тензометра 1 надходить на вхід АЦП 2, де визначаються параметри вимірюваного сигналу і, засобами програмного забезпечення 5, виводяться на табло 3 та, з метою подальшого використання та опрацювання, накопичуються у пам'яті 4. Для забезпечення роботи вимірювальної схеми та АЦП використовується блок живлення 6.

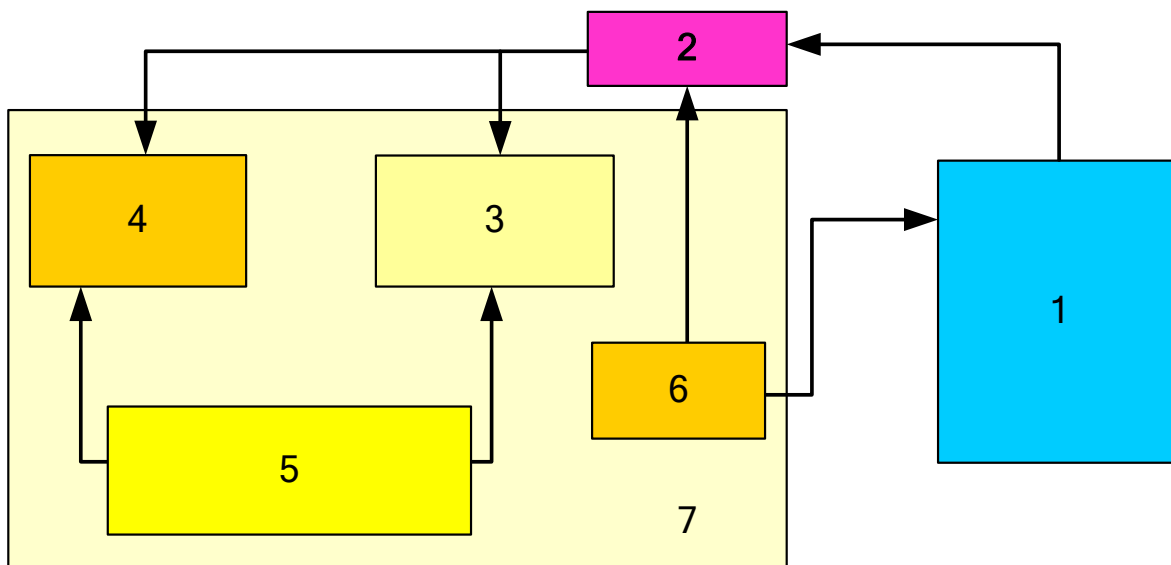


Рис.1. Узагальнена структурна схема проведення вимірювань

Реальна схема проведення вимірювань наведена на рис. 2.

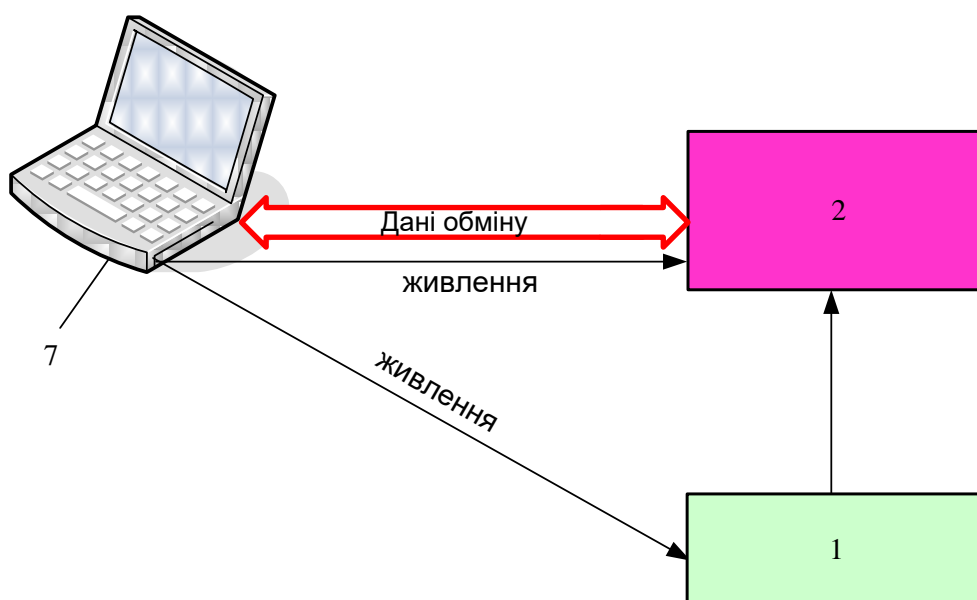


Рис. 2. Реальна схема вимірювань

Дана схема складається з персонального комп'ютера 7, який живить АЦП 2 та тензометр 1. Інформація з тензометра 1 передається на АЦП 2, а з нього на – ПК 7, який у цьому випадку виконує функції інформаційного табло 3, накопичувача інформації 4 та програмного забезпечення 5.

До комп'ютера, який використовується при проведенні вимірювань спеціальних вимог не пред'являється. Однією з його особливостей є наявність у ньому жорсткого диску з об'ємом пам'яті, який буде достатнім для збереження значної кількості вимірних значень. Бажано, щоб комп'ютер був переносним.

Програмне забезпечення комп'ютера повинно гарантувати збереження та резервування отриманих даних, можливість їх обробки та візуального відтворення.

Далі розглянемо особливості мостових схем при змінах опору в одному із плеч або в кількох плечах вимірювального моста та висвітлимо методику розрахунку параметрів таких схем при роботі з тензодатчиками.

Умова рівноваги мостової схеми визначається співвідношенням

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{R_4}{R_3}, \quad (1)$$

або
$$R_1 R_3 = R_2 R_4. \quad (2)$$

Залежність вихідної напруги від параметрів опорів схеми має вид

$$U_{вих} = U_0 \frac{R_1 R_3 - R_2 R_4}{(R_1 + R_2)(R_3 + R_4)}, \quad (3)$$

де $U_0 = E_0 - IR_{вн}$ – напруга живлення моста.

При вимірюванні малих деформацій, спричинених температурними впливами доцільно застосовувати мостову схему із увімкненням датчиків у чотири плеча моста. Така схема увімкнення доцільна ще і з тієї точки зору, що товщина металу труби є значно малою порівняно з деформацією та її протилежні сторони знаходяться у різних температурних умовах.

Далі розглянемо принцип визначення НДС елементів труби при змінних навантаженнях і температурах, який полягає в одночасному вимірюванні деформації об'єкта і його температури (та компенсації температурного впливу на тензорезистори). Розроблений підхід дозволяє визначити НДС у достатньо малому околі будь-якої точки на поверхні об'єкта. Він базується на залежності опору тензорезисторів (датчиків) від температури і деформації. У результаті вимірювань отримаємо значення деформації об'єкту, яке переводимо у напруження за формулою

$$\sigma_{t^{\circ}} = \varepsilon \frac{\nu E + (1 - 2\nu) E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}$$

Отже, отримуємо значення деформацій та напружень при конкретній температурі та навантаженню.

Висновок. Розроблений пристрій із вимірювання характеристик напружено-деформованого стану металевих гофрованих конструкцій при змінних температурах і навантаженнях можна застосовувати для неперервного неруйнівного контролю їх технічного стану.

Для створення системи моніторингу напружено-деформованого стану цих конструкцій доцільно використовувати тензодатчики у якості вимірювальних перетворювачів деформації. За результатами такого моніторингу можна прогнозувати деформації склепіння металеві труби при змінних навантаженнях від дії рухомого транспорту залізниць.

1. Лучко Й. Й. Вимірювання напружено-деформованого стану конструкцій мостів при змінних температурах і навантаженнях: Монографія / Й. Й. Лучко, В. В. Ковальчук. – Львів: Каменяр, 2012. – 235 с.

2. Патент №93604 МПК G 01 B 5/30, E04B 1/00. Пристрій для вимірювання та оцінки напружено-деформованого транспортних споруд при змінних температурах і статичних та динамічних навантаженнях / Ковальчук В. В.; заявник Ковальчук В. В. – № u2014 04271; заяв. 22. 04. 2014 р., опублік. 10.10.2014, Бюл. № 19.

3. Патент №94540 МПК G 01 B 5/30. Спосіб визначення напружень у мостових конструкціях та металевих гофрованих трубах, які виникають внаслідок дії змінних температур та навантажень / Лучко Й. Й., Возняк О. М., Ковальчук В. В.; заявник Ковальчук В. В. – № u2014 01808; заяв. 24. 02. 2014 р., опублік. 25.11.14, Бюл. № 22.

КАВИТАЦІЙНО-ЕРОЗІЙНА СТІЙКІСТЬ УДАРОМІЦНИХ ПОЛІМЕРНИХ МАТЕРІАЛІВ В КОРОЗІЙНО-АКТИВНИХ СЕРЕДОВИЩАХ

М.С. Стечишин, А.В. Мартинюк, Ю.М. Білик

Хмельницький національний університет

The wearproofness is considered shock proof plastics at their cavitations wear in neutral, lye and sour environments. Influence of temperature is studied on the gang kinetics wear, a method and installation which eliminates influence of temperature on density deterioration of surface of the got data is resulted is designed.

Серед величезної кількості пластмас удароміцні, пластмаси внаслідок своїх механічних і теплофізичних характеристик виділені в окрему групу і їх застосування поширюється. Поряд з цим, на основі теоретичних та експериментальних досліджень проходить створення нових композицій, розробляються методи оцінки їх міцності та довговічності при різних видах навантажень, дії середовищ, впливу температури, тощо. Більшість досліджень присвячена вивченню зносостійкості пластмас при терті, а робіт по інтенсивності руйнування поверхонь при мікроударному навантаженні (кавітації) в корозійно – активних середовищах недостатньо.

У роботі досліджені наступні удароміцні полімерні композиції: фторопласт Ф4С15 і поліпропілен УДС-1М. Для порівняння досліджували також фторопласт Ф4 та поліпропілен.

Випробування на зносостійкість при кавітації проводили на ультразвуковому генераторі УЗДН-А який комплектується магнітострикційним вібратором (МСВ) з вузлом кріплення зразка встановленого в ємності для робочих середовищ. Зазор між торцями МСВ і зразка складав 0,6 мм, що забезпечує максимальну інтенсивність руйнування поверхні зразка. Дослідження проводили в модельних кислих, лужних і нейтральних середовищах при амплітуді коливань магнітострикційного вібратора $A=50$ мкм, частоті $f=22$ кГц і потужності випромінювання $I=150$ Вт.

Відомо, що при терті і кавітації виділяється значна кількість теплоти, яка внаслідок значно нижчих теплофізичних характеристик полімерів, порівняно з металами, концентрується і накопичується в поверхневих шарах. Останнє приводить до зміни структурної будови полімерів і, як наслідок, до їх катастрофічного зношування. Так, попередньо проведені дослідження показали, що після 15 хв мікроударного навантаження різниця температур між середовищем і поверхнею зразка складала для ебоніту 50°C і $18-19^{\circ}\text{C}$ для сталі і чавуну.

Для виключення температурного чинника руйнування у ємність для робочих середовищ було встановлено два охолоджувальних контури. Перший контур (зовнішній) забезпечує термостатування всього об'єму робочого середовища, а другий (внутрішній) підтримує стабільність середньої температури середовища безпосередньо в зоні кавітації. Коливання температури в зоні кавітації вимірюється термопарою розміщеною на відстані $0,5\dots 0,6$ мм від робочої поверхні зразка.

Порівняльний аналіз зносостійкості удароміцного фторопласту Ф4С15 (містить 15 % скловолокна) і фторопласту Ф4 при мікроударному навантаженні (кавітації) показує (рис.1, а), що в нейтральному середовищі (3 %-ний розчин натрій хлориду в дистильованій воді) обидва матеріали мають найвищі показники зносостійкості (найменші втрати маси). Однак швидкість руйнування з часом проведення випробувань для удароміцного фторопласту має тенденцію до зниження, а для Ф4, навпаки, до збільшення (криві 4 і 2 на рис.1,а).

За три години кавітаційної дії втрати маси удароміцного фторопласту в нейтральному середовищі у 1,3 рази менше за втрати маси фторопласту Ф4. У лужному середовищі підвищення кавітаційної стійкості удароміцного фторопласту незначне, а в кислому

середовищі навіть зменшується. Останнє потребує подальших і більш поглиблених досліджень.

У всіх середовищах втрати маси удароміцного поліпропілену УДС-1М (рис.1, б) менші аніж поліпропілену. При цьому, два види поліпропілену показали найвищу зносостійкість у кислому середовищі ($C_6H_8O_7$ – 5 г/л + Na_2HPO_4 – 10 г/л). Загалом, у досліджуваних середовищах, удароміцний поліпропілен показав зносостійкість приблизно в 1,4 рази вищу аніж поліпропілен. У лужному середовищі усі види поліпропілену за втратами маси посідають останнє місце.

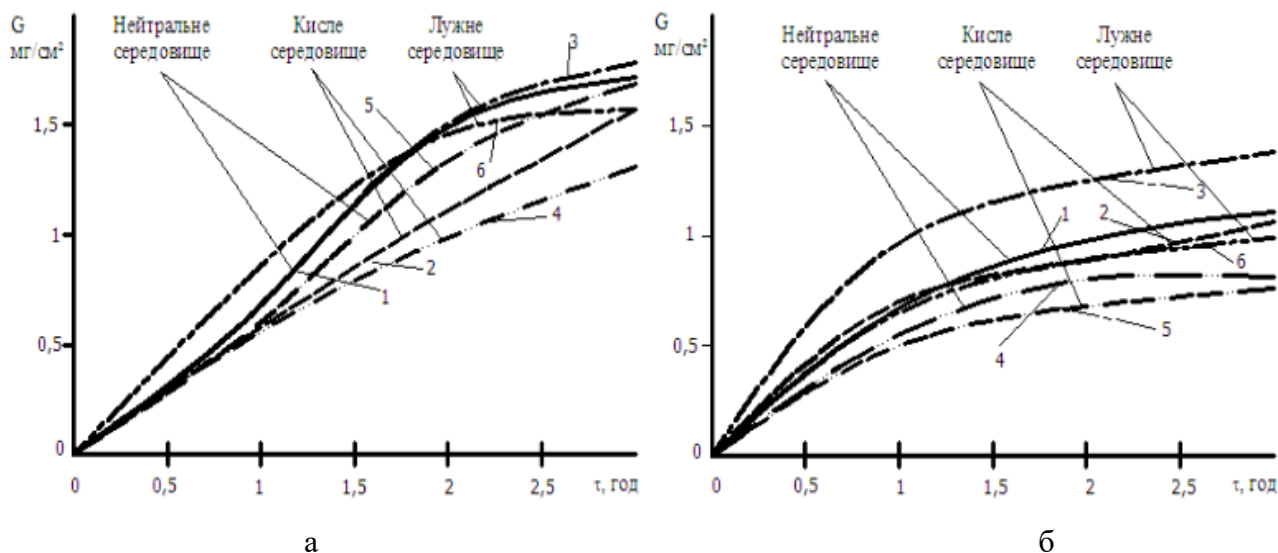


Рис 1. Характеристики стійкості за втратами маси при мікроударному навантаженні

а) фторопласт Ф4: 1 – кисле середовище; 2 – нейтральне середовище; 3 – лужне середовище; фторопласт Ф4С15: 4 – нейтральне середовище; 5 – кисле середовище; 6 – лужне середовище;

б) поліпропілен: 1 – нейтральне середовище; 2 – кисле середовище; 3 – лужне середовище; поліпропілен УДС-1М: 4 – нейтральне середовище; 5 – кисле середовище; 6 – лужне середовище;

Порівняння стійкості при кавітації (втрати маси за 3 год. випробувань) показує, що поліпропілен порівняно з фторопластом має вищі показники зносостійкості на 55%, 48% і 34 %, відповідно, в нейтральному, кислому і лужному середовищах, ударостійкий поліпропілен УДС-1М, порівняно з удароміцним фторопластом Ф4С15, на 50%, 210% і 60 %. Таким чином, для виготовлення деталей обладнання, які підлягають мікроударному навантаженню в нейтральних, кислих і лужних середовищах перевагу слід надавати удароміцному поліпропілену УДС-1М. Особливо перспективним є застосування удароміцного поліпропілену для виготовлення деталей, які працюють в кислому середовищі: підвищення зносостійкості, порівняно з удароміцним фторопластом, сягає 200 %. Разом з тим, удароміцний фторопласт Ф4С15 має високу корозійну стійкість у всіх середовищах, високий модуль пружності, твердість по Бринеллю, а його коефіцієнт тертя в 6,25 разів менший за коефіцієнт тертя фторопласту Ф4, а технологічність і високі механічні властивості вказують на можливість виготовлення кавітаційно-стійких деталей, які працюють в агресивних середовищах під високими механічними навантаженнями.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ПЛОСКОГО НОЖА ДООБРИЗУВАЧА ГИЧКИ АКТИВНОГО ТИПУ

Цьонь О.П., Сташків М.Я., Олексюк В.П., Цьонь Г.Б.

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

In the article analytically and experimentally investigated the stress-strain state of a flat knife of a sugar-beetle honeycomer trimmer. The residual lifetime of a flat knife is calculated when propagation in the transverse section of the fatigue crack of normal separation is distributed.

Важкі ґрунто-кліматичні умови та режими роботи, при яких працює бурякозбиральна техніка, спричиняють виникнення поломок механізмів, усунення яких потребує значних часових та матеріально-технічних затрат, що різко знижує техніко-експлуатаційні показники роботи машин. Спрацювання і вихід із ладу елементів привода робочих органів бурякозбиральної техніки відбувається за рахунок динамічних навантажень, які є небажаним явищем під час роботи машини.

Робочим органом дообрізувача залишків гички є плоский ніж. Процес взаємодії його з головками коренеплодів цукрових буряків під час виконання технологічного процесу характеризується, перш за все, суттєвою зміною швидкості руху ножа. При дослідженні технологічного процесу дообрізування залишків гички активним плоским ножом, необхідно є оцінка його напружено-деформованого стану (НДС) шляхом аналітичного та експериментального визначення максимальних напружень в поперечному перетині плоского ножа з метою прогнозування його довговічності.

Розрахункова схема геометричних характеристик перетину плоского ножа при дії згинальних моментів зображено на рис. 1.

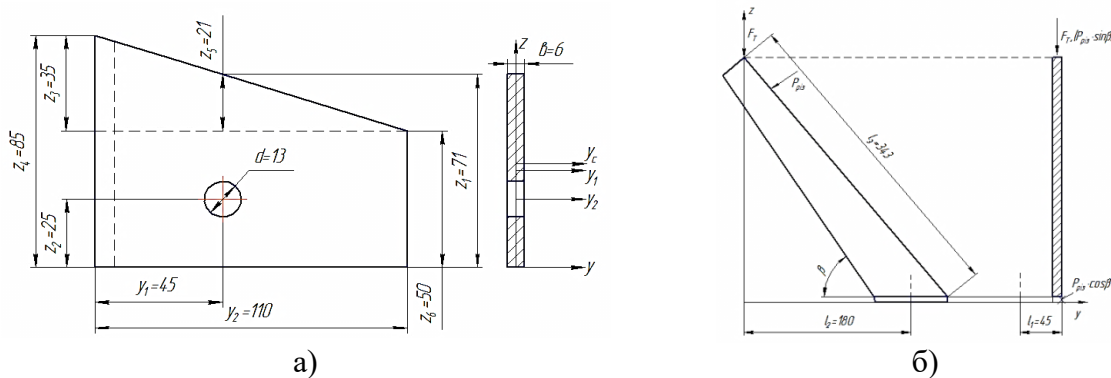


Рис. 1. Розрахункова схема плоского ножа

Координату центра ваги перетину (див. рис. 1) визначаємо за формулою

$$z_c = \frac{\sum S z_i}{\sum F} = \frac{F_1 z_1 - F_2 z_2}{F_1 - F_2}, \quad (1)$$

де F_1 і F_2 – площі першої та другої фігури, мм²;

z_1 і z_2 – відповідні відстані, мм.

Осьовий момент інерції навантаженого перетину ножа у вертикальній площині визначаємо за формулою

$$I_z = \frac{z_1 b^3}{12} - \frac{d b^3}{12}, \quad (2)$$

де b – товщина перетину, мм.

Осьовий момент інерції у горизонтальній площині визначаємо за залежністю

$$I_y = \frac{b z_1^3}{12} + F_1 (z_c - z_1')^2 - \left[\frac{d^3 b}{12} + F_2 (z_c - z_2)^2 \right]. \quad (3)$$

Осьові моменти опору у горизонтальній та вертикальній площинах визначаються:

$$W_z = \frac{I_z}{d/2}, \quad W_y = \frac{I_y}{z_c}. \quad (4)$$

Розглянемо напружений стан активного плоского ножа. Згинальний момент, що виникає від дії сили тертя F_T розкладемо на момент M_z , що діє у вертикальній та момент M_y – у горизонтальній площинах (рис. 1). Визначаємо їх за формулами:

$$\begin{aligned} M_z &= F_T l_1, \\ M_y &= F_T l_2. \end{aligned} \quad (5)$$

Від дії сили різання $P_{різ}$ виникає згинальний моменти M , який розкладаємо на три складові, дві з яких діють у горизонтальній площині (M_{y_1} та M_{y_2}) та одна – у вертикальній площині (M_{z_1}) (рис. 1). Визначаються за формулами

$$\begin{aligned} M_{y_1} &= P_{різ} \cdot l_3, \\ M_{y_2} &= (P_{різ} \cdot \cos \beta) \cdot l_1, \\ M_{z_1} &= (P_{різ} \cdot \sin \beta) \cdot l_1. \end{aligned} \quad (6)$$

Статичний розрахунок напружено-деформованого стану активного плоского ножа, що виготовляється із сталі 25, проводимо з врахуванням динамічних навантажень, які виникають при реальних умовах виконання технологічного процесу видалення залишків гички з метою прогнозування його роботоздатності. Для досліджуваного робочого органу дотичні напруження металоконструкції є незначні, тому з врахуванням коефіцієнта динамічності $k=2,1$ максимальні нормальні напруження σ_{\max} , які виникають у місцях кріплення активного плоского ножа до блоку привода під час приведення його в рух, дорівнюють сумі всіх напружень, що діють у горизонтальній та вертикальній площинах від максимальних значень сил $P_{різ}$ та F_T , $\sigma_{\max} = 72,03 \text{ МПа}$ [1].

Програмне забезпечення для дослідження міцності активних ножів дообрізувачів гички базується на застосуванні методу кінцевих елементів за попередньо створеною об'ємною моделлю. Комп'ютерне моделювання дозволяє отримати інформацію про НДС об'єкту, а саме:

- ізограму напружень об'ємної моделі;
- загальну деформацію тривимірної моделі;
- розподіл напружень у довільному перерізі.

Для визначення ділянок дії максимальних напружень на кріпленні плоского ножа до блоку привода, його НДС, а також для підтвердження отриманих результатів при теоретичних дослідженнях виконана побудова тривимірної твердотільної моделі плоского ножа дообрізувача гички (рис. 2) [2].

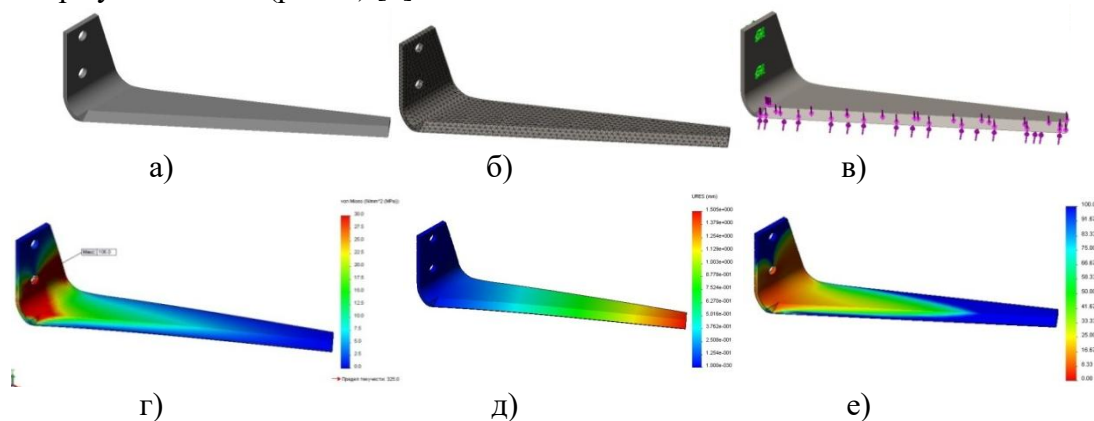


Рис. 2. Твердотільна модель плоского ножа:

- а) твердотільна модель; б) сітка кінцевих елементів; в) схема закріплення та навантаження; г) напруження; д) переміщення; е) запас міцності

Для перевірки результатів теоретичного аналізу НДС плоского активного ножа дообрізувача гички, отриманих за допомогою комп'ютерного моделювання, проведено натурні випробування для встановлення відповідності отриманих даних реальним умовам експлуатації [3].

Згідно методик проведення тензонометричних вимірювань, перед початком проведення тензонометрування з використанням аналітичного розрахунку визначаємо ділянки дії максимальних напружень в конструкції та у відповідних перетинах наклеюємо тензодатчики.

З врахуванням комп'ютерного розрахунку тривимірної моделі плоского ножа дообрізувача гички та результатів аналітичного обґрунтування напружень, що виникають на ньому під час приведення його у рух, при проведенні експериментальних досліджень тензорезистори були наклеєні у місцях кріплення ножа до блоку привода, де спостерігаються максимальні деформації (рис. 3).



Рис. 3. Експериментальне дослідження НДС плоского ножа

Значення напружень σ , які виникають на активному плоскому ножі в місцях кріплення його до блоку привода при виконанні технологічного процесу дообрізування залишків гички з головок коренеплодів, отримані в результаті проведення експериментальних досліджень з використанням лабораторного стенду та тензонометричного обладнання, подано в табл. 1.

Таблиця 1

Результати експериментального та теоретичного значення напружень σ

№ датчика	Напруження, σ , МПа		
	Середньомаксимальні	Максимальні	Теоретичні
Датчик 1	42,8	69,3	72,03
Датчик 2	58,2	78,5	

Аналізуючи значення напружень поданих у табл. 1 встановлено, що розбіжності між величинами отриманими з використанням аналітичних залежностей та при проведенні експериментальних досліджень знаходяться в допустимих межах (не більше 3%), що дає змогу стверджувати про правильність запису математичних формул для визначення НДС активного плоского ножа при виконанні ним технологічного процесу дообрізування головок.

Найбільш небезпечним перетином є місце переходу від леза до основи ножа. Тріщина виникає у місці переходу (фаски) від ріжучої кромки до тіла ножа.

Для розрахунку залишкового ресурсу ножа з тріщиною вважаємо, що тріщина розвивається у смузі скінченої довжини з розмірами 110×6 мм (див. рис. 1) під дією нормальних напружень розтягу. Напружено - деформований стан у вершині тріщини при

цьому визначається коефіцієнтом інтенсивності напружень (КІН) нормального відриву K_I . При цьому вважаємо, що:

- тріщина розвивається у плоскій частині ножа і не поширюється на криволінійну поверхню переходу від леза ножа до його основи;
- тріщина розвивається строго у поперечному перетині леза ножа;
- початкова довжина тріщини a_0 рівна ширині заточки леза ножа;
- впливом дотичних напружень на розвиток тріщини нехтуємо (вважаємо, що реалізується механізм чистого згину);
- зміною властивостей матеріалу в результаті його пластичного деформування, механічної та термічної обробки нехтуємо.

Вираз для визначення КІН нормального відриву K_I для випадку поширення поперечної красвої тріщини у смузі скінченої довжини при чистому згині [3]:

$$K_I = \frac{6M}{t \cdot W^2} \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F_I(\alpha);$$

$$F_I(\alpha) = 1.122 - 1.40\alpha + 7.33\alpha^2 - 13.08\alpha^3 + 14.0\alpha^4; \quad (7)$$

$$\alpha = a/W \leq 0.6$$

де t та W – товщина та ширина смуги, відповідно, м;

a – довжина тріщини, м.

Ресурс роботи конструкції, у загальному випадку, визначається залежністю [4, 5]:

$$\tau = \frac{N_p}{\omega}, \quad (8)$$

де ω – середня частота навантаження ножа при обрізуванні гички, с^{-1} ;

N_p - кількість циклів навантаження при поширенні тріщини, яку можна визначити із рівняння Періса-Ердогана, що описує швидкість росту тріщини:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_I)^n, \quad (9)$$

де C і n - експериментально визначені характеристики матеріалу;

$\Delta K_I = K_{max} - K_{min}$ – розмах КІН.

За залежностями (7) – (9) та методикою [6] розраховано залишковий ресурс роботи плоского ножа дообрізувача гички активного типу за наступних параметрів: початковий розмір тріщини $a_0 = 5$ мм; напруження $\sigma = 72$ МПа; частота навантаження ножа $\omega \approx 2 \text{ с}^{-1}$; параметри тріщиностійкості $n = 3$, $C = 9,5 \cdot 10^{-12} \text{ м/цикл} \cdot (\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^n$.

Графічне зображення залежності КІН та залишкового ресурсу роботи τ плоского ножа від довжини тріщини a показано на рис. 4.

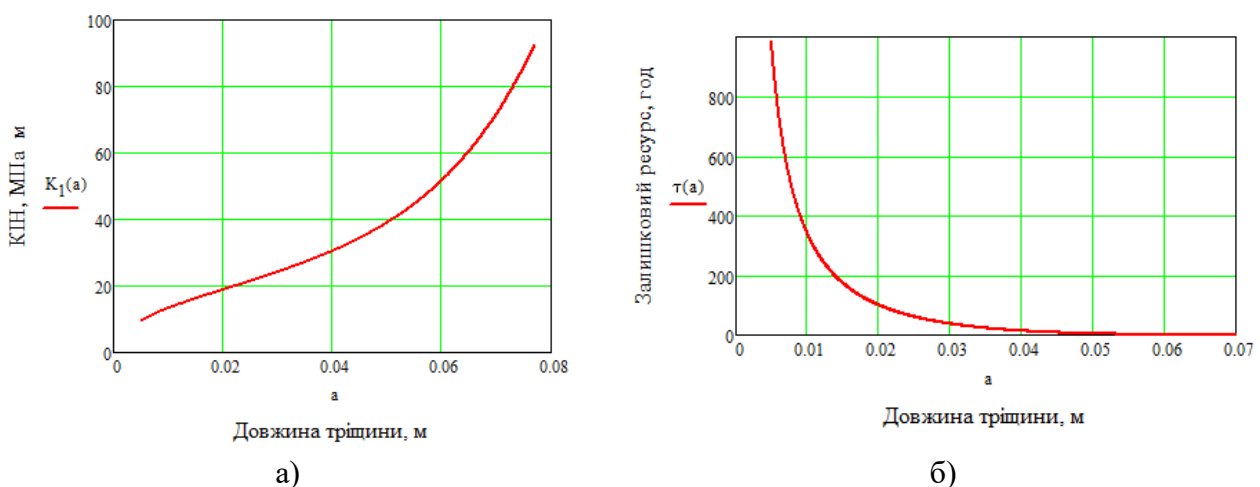


Рис. 4. Результати дослідження залишкового ресурсу роботи плоского ножа

З рис. 5 бачимо, що розрахований ресурс бездефектного плоского ножа становить майже 1000 год, що при сезонному напрацюванні машин для обрізування гички цукрових буряків ≈ 300 год. становить близько 3 років. Але в реальних умовах експлуатації, за наявності технологічних дефектів та концентраторів напружень, у перетинах елементів виникають дефекти втоми, що суттєво знижують довговічність елементів. Залишковий ресурс плоского ножа з тріщиною можна оцінити за графіком на рис. 5,б, що дозволить зменшити ймовірність виходу з ладу дообрізувачів гички при виконанні агротехнологічного процесу збирання коренеплодів.

Література

1. Цьонь О.П. Дослідження напружено-деформованого стану активного робочого органу дообрізувача залишків гички / Цьонь О.П., Довбуш А.Д., Рубінець Н.А. // Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник «Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин». – Вип. 45. – Ч. II. – Кіровоград: КНТУ, 2015 – С. 115-119.
2. Цьонь О.П. Обґрунтування вибору обладнання для проведення експериментальних досліджень активних плоских ножів / О.П. Цьонь, М.Я. Сташків, Г.Б. Цьонь // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. - Випуск 145 «Технічний сервіс машин для рослинництва». – Харків: Апостроф, 2014. – с. 100-104.
3. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2-х томах. Т.1 / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – 448 с.
4. Popovich P.V. Influence of Operating Media on the Fatigue Fracture of Steels for Elements of Agricultural Machines / R. A. Barna, P. V. Popovich // Materials Science . – 2014.– Vol. 50, 3. – pp. 377-380.
5. Popovych. P. V. Influence of organic operation environment on corrosion properties of metal structure materials of vehicles/ Popovych P.V., Lyashuk O.L., Shevchuk O.S., Tson O.P., Bortnyk I. M., Poberezhna L.Ya.// INMATEH - Agricultural Engineering . 2017, Vol. 52, Issue 2, pp.113-119.
6. Оцінка міцності та довговічності елементів машин за критеріями механіки втомного руйнування / Т.І. Рибак, М.І. Підгурський, М.Я.Сташків // Матеріали Всеукраїнської науково-практичної конференції «Обладнання і технології сучасного машинобудування». – Тернопіль: ТНТУ, 2017. – С.147-148.

ЗМІСТ

<p>Barbara NASIŁOWSKA, Zdzislaw BOGDANOWICZ, Janusz FLĄDRO, Mariusz NOGA, Paweł PASTUSZKA, Bartosz SIERAKOWSKI, Kazimierz ZEGAR MICROFRACTOGRAPHY OF STATIC TENSILE TESTS FRACTURES OF 1.4539 AUSTENITIC STEEL AND 1.4742 FERRITIC STEEL WELDED JOINTS</p>	7
<p>П.О. Булах, А.В. Бялонович, А.І. Новіков ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕТИКИ ПОШКОДЖУВАНOSTI КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ ЗА НЕСТАЦІОНАРНОГО НАВАНТАЖЕННЯ</p>	15
<p>Ф.Ф. Гігін'як, П.О. Булах ДОСЛІДЖЕННЯ КІНЕТИКИ ПОШКОДЖУВАНOSTI СТАЛІ 10ГН2МФА В УМОВАХ РЕЛАКСАЦІЇ ПРИ СТУПІНЧАТОМУ СТАТИЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ</p>	19
<p>М.І. Греділь, О.Т. Цирульник ОСОБЛИВОСТІ КОРОЗІЙНО-МЕХАНІЧНОГО РУЙНУВАННЯ ТРИВАЛО ЕКСПЛУАТОВАНИХ ТРУБОПРОВІДНИХ СТАЛЕЙ У МОДЕЛЬНОМУ ГРУНТОВОМУ РОЗЧИНІ</p>	23
<p>О.С. Міленін, О.А. Великоіваненко, Г.П. Розинка, Н.І. Півторак МОДЕЛЮВАННЯ ЗАРОДЖЕННЯ ТА РОЗВИТКУ ДОКРИТИЧНОГО ПОШКОДЖЕННЯ МАТЕРІАЛУ ЗВАРНИХ ТРУБОПРОВІДНИХ ЕЛЕМЕНТІВ В УМОВАХ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ</p>	26
<p>Г. М. Никифорчин ЗВ'ЯЗОК МІЖ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЮ ПОШКОДЖЕНІСТЮ КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ ТА ЇХ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ</p>	30
<p>А.І. Новіков, Г.В. Цибаньов ВЗАЄМОЗВ'ЯЗОК І КІНЕТИКА ВТОМНОГО ПОШКОДЖЕННЯ ЗА УМОВ М'ЯКОГО І ЖОРСТКОГО РЕЖИМІВ НАВАНТАЖЕННЯ</p>	34
<p>G.G. Pisarenko, O.V. Voynalovich A.M. Mailo DAMAGING OF A STRUCTURAL STEEL UNDER MONOTONIC AND CYCLIC DEFORMATION</p>	38
<p>Побережний Л.Я., Грицанчук А.В., Мазур М.П. МОДЕЛЬ ВНУТРІШНЬОТРУБНОЇ КОРОЗІЇ ТРУБОПРОВІДІВ ПІД ДІЄЮ ГАЗОГІДРАТІВ</p>	42
<p>В.Р. Скальський, В.Ф. Макєєв, О.М. Станкевич, О.С. Кирманов, Р.Р. Павличко ПРОЯВ РІЗНИХ ТИПІВ РУЙНУВАННЯ ПІД КВАЗІСТАТИЧНИМ СТИСКОМ СТОМАТОЛОГІЧНИХ ОРТОПЕДИЧНИХ КОНСТРУКЦІЙ</p>	46

А.І. Станецький, Л.Я. Побережний, Л.Я. Побережна, В.Б. Запухляк ПОВЕДІНКА МАТЕРІАЛУ ТРУБОПРОВОДУ У ГРУНТАХ ІЗ ХЛОРИДНИМ ТИПОМ ЗАСОЛЕННЯ	50
А.В. Яворський, В.С. Цих, Л.Я. Побережний КОРОЗІЯ ПРИБУДИНКОВИХ ГАЗОВИХ МЕРЕЖ ПІД ДІЄЮ ЗМІННОГО СТРУМУ	54
В.А. Кривень, А.Р. Бойко, В.Б. Валяшек ВПЛИВ НЕДОСКОНАЛОСТІ АДГЕЗІЙНОГО ЗВ'ЯЗКУ НА ПЛАСТИЧНЕ ВІДШАРОВУВАННЯ ПРИМЕЖОВОГО ВКЛЮЧЕННЯ	58
В.П. Ясній, О.В. Дивдик, Я.Р. Лисенко МОДЕЛЮВАННЯ МСЕ МЕХАНІЧНОЇ ПОВЕДІНКИ СПЛАВІВ З ПАМ'ЯТТЮ ФОРМИ	60
П. Ясній, С. Гладьо ОСНОВНІ ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗАРОДЖЕННЯ І РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН В АЛЮМІНІЄВИХ ПЛАСТИНАХ ІЗ ЗМІЦНЕНИМИ ОТВОРАМИ	63
С.В. Білодіденко, Г.М. Біліченко, А.В. Яцуба ПОБУДОВА МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ДІАГНОСТУВАННЯ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ СИЛОВИХ АГРЕГАТІВ	67
О. Гопкало, Г. Безлюдько, В. Нехотящий ОЦІНКА ПОШКОДЖЕНЬ МЕТАЛУ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ СТАТИЧНОМУ ТА ЦИКЛІЧНОМУ ДЕФОРМУВАННІ ПО КІНЕТИЦІ КОЕРЦИТИВНОЇ СИЛИ	73
О. Звірко, О. Цирульник ДІАГНОСТУВАННЯ ДЕГРАДАЦІЇ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СТАЛЕЙ ГАЗОПРОВОДІВ ЗА ЗМІНОЮ ЕЛЕКТРОХІМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК	79
О. А. Каток, Є. О. Кондряков, Р. В. Кравчук, В. В. Харченко ВИЗНАЧЕННЯ МЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК СТАЛІ 15Х2НМФА ЗА РЕЗУЛЬТАТАМИ ІНСТРУМЕНТОВАНОГО ІНДЕНТУВАННЯ	82
Г. В. Кречковська, О. З. Студент ФРАКТОДІАГНОСТИКА ТЕХНІЧНОГО СТАНУ СТАЛЕЙ РІЗНОЇ МІЦНОСТІ ДЛЯ ГАЗОГОНІВ	86
Л.Я. Побережний, В.С. Цих, А.В. Яворський ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ГЕОДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ НА ПОРУШЕННЯ НОРМАЛЬНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ	90
Є. П. Почапський, Н. П. Мельник, І. М. Коблан ВПЛИВ ПОЛІВ РОЗМАГНЕЧЕННЯ НА МЕХАНІЗМИ ГЕНЕРУВАННЯ МАГНЕТОПРУЖНОЇ АКУСТИЧНОЇ ЕМІСІЇ У ФЕРОМАГНЕТНИХ МАТЕРІАЛАХ	94

Є. П. Почапський, Б. П. Клим, М. О. Рудак, П. П. Великий ВПЛИВ СТРУКТУРИ РІЗНИХ ЗОН ПОЗДОВЖНІХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТРУБ НА ПАРАМЕТРИ СИГНАЛІВ МАГНЕТОПРУЖНОЇ АКУСТИЧНОЇ ЕМІСІЇ	98
С.П. Шевчук, С.В. Зайченко, О.О Вовк, В.В. Вапнічна МЕХАТРОННИЙ КОМПЛЕКС ДІАГНОСТУВАННЯ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ	101
М.Г. Чаусов, П.О. Марущак, А.П. Пилипенко ПОЛІПШЕННЯ ПЛАСТИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ВИСОКОМІЦНИХ ДВОФАЗНИХ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ ЗА УДАРНО-КОЛИВАЛЬНОГО НАВАНТАЖЕННЯ	105
І.М. Підгурський, І.Б. Окіпний, М.Я. Сташків, І.В. Кенс ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ КІН ТА КІНЕТИКИ ФОРМИ ПОВЕРХНЕВИХ ПІВЕЛПТИЧНИХ ТРІЩИН В ОДНОРІДНОМУ ПОЛІ НАПРУЖЕНЬ ТА В ЗОНІ КОНЦЕНТРАТОРІВ	110
М. І. Підгурський, В. В. Слободян, Ю.А. Рудяк* ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО – ДЕФОРМІВНОГО СТАНУ СТІНКИ-ПЕРЕМИЧКИ ПЕРФОРОВАНОЇ БАЛКИ З КРУГЛИМИ ОТВОРАМИ	114
С.В. Белодеденко, А.Н. Гречаний, М.С. Ибрагимов ПОКАЗАТЕЛИ РИСКА И ДИАГНОСТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ПРИ ВНЕЗАПНЫХ ОТКАЗАХ	118
О. Герасимчук, О. Кононученко ОЦІНКА ВТОМНОЇ ДОВГОВІЧНОСТІ З УРАХУВАННЯМ МІКРОСТРУКТУРИ, КОНЦЕНТРАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ ТА АСИМЕТРІЇ ЦИКЛУ НАВАНТАЖЕННЯ	123
Р. С. Грабовський, М. П. Мазур, В.Хабінський, А.В. Грицанчук ОЦІНКА УМОВ РУЙНУВАННЯ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ГАЗОПРОВОДІВ	132
С.Р. Игнатович, В.С Краснопольский, А.Д. Кравченко СТОХАСТИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ МНОЖЕСТВЕННОГО РАЗРУШЕНИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ	136
Є.О. Онищенко, А.П. Зіньковський, В.О. Круц ВИЗНАЧЕННЯ ВІБРОДІАГНОСТИЧНИХ ПОКАЗНИКІВ НАЯВНОСТІ ТРІЩИНИ В ПЕРІ ЛОПАТКИ З ДИХАЮЧОЮ ТРІЩИНОЮ НОРМАЛЬНОГО ВІДРИВУ НА ВИХІДНІЙ КРОМЦІ ПРИ ОСНОВНОМУ, СУПЕР- ТА СУБГАРМОНІЧНОМУ РЕЗОНАНСАХ	140
І.В. Ориняк, А.В. Богдан, З.С.Ясковец МОДЕЛЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТУВАННЯ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ ПІДЗЕМНИХ МАГІСТРАЛЬНИХ ГАЗОПРОВОДІВ В ЗОНАХ ШАХТНИХ ВИРОБІТОК	144

Т.Ю.Пиріг МЕТОДИКА ОЦІНКИ РЕСУРСУ БЕЗПЕЧНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТРУБОПРОВОДІВ	148
В.В. Покровский, В.Г. Сидяченко, В.Н. Ежов МЕТОДИКА И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ СМЕШАННЫХ МОД ДЕФОРМИРОВАНИЯ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ СТАТИЧЕСКОЙ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ТЕПЛОУСТОЙЧИВЫХ СТАЛЕЙ С УЧЕТОМ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ	152
В.М. Ревка, Г.П. Гринченко, Л.І. Чирко, О.В. Тригубенко, М.Г. Голяк НОВИЙ ПІДХІД ДО ОЦІНКИ КРИТИЧНОЇ ТЕМПЕРАТУРИ КРИХКОСТІ МЕТАЛУ КОРПУСУ РЕАКТОРА ВВЕР-1000	156
Д. В. Рудавський, Ю. І. Канюк, М. С. Шефер ОЦІНЮВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ОСІ КОЛІСНОЇ ПАРИ ЛОКОМОТИВА ІЗ ПОВЕРХНЕВОЮ ПОПЕРЕЧНОЮ ТРІЩИНОЮ	160
І.М. Кучвара М.В. Бабій МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО – ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ТРАНСПОРТЕРІВ	163
П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, М.І. Гудь МЕТОДОЛОГІЯ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ СПЕКТРУ НАВАНТАЖЕННЯ НА ПОВЕДІНКУ І ВТОМНЕ ПОШКОДЖЕННЯ ПІД ЧАС ТРАНСПОРТУВАННЯ РАКЕТИ НОСІЯ	167
Я. М. Хабурський, Я. Н. Дацишин ФРАКТОГРАФІЧНІ ОСОБЛИВОСТІ ВТОМНОГО РУЙНУВАННЯ СТАЛІ 20 В ІНГІБОВАНОМУ СЕРЕДОВИЩІ	169
О.Є. Андрейків, І.Я. Долінська, А.Р. Лисик ПОШИРЕННЯ КОРОЗІЙНИХ ТРІЩИН В ДВОШАРОВИХ ПЛАСТИНАХ ЗА ДОВГОТРИВАЛОГО НАВАНТАЖЕННЯ	173
К.П. Буйських, Є.О. Задворний, С.Г. Киселевська, Л.В. Кравчук, М.М. Феофентов ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ДЕГРАДОВАНОГО ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ТА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ НА ЗАЛИШКОВИЙ РЕСУРС ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ГТД	177
А.В. Бялонович, Л.Е. Матохнюк, Б. Н. Мордюк, Г.И. Прокопенко ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЛАВА АМг6 И СТАЛИ 20ГЛ ПРИ КОМБИНАЦИИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ И УЛЬТРАЗВУКОВОЙ УДАРНОЙ ОБРАБОТКИ	181

В.А. Дегтярев ПРОДЛЕНИЕ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОКОВКОЙ	185
Y.R. Dubyk, I.V. Orynyak DYNAMIC TRANSIENT ANALYSIS OF THE REACTOR CORE BARREL DUE TO SUDDEN RUPTURE OF THE RECIRCULATION LINE PIPING	187
В.Б. Запхляк, О.М. Марчук, А.В. Грицанчук АНАЛІЗ РОЗРАХУНКУ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ ТРУБОПРОВІДІВ ПІД ЧАС КАПІТАЛЬНОГО РЕМОНТУ	191
Л.В.Кравчук, Є.О. Задворний, К.П. Буйських, М.М. Феофентов ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛЕЖНОСТІ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ГТД ВІД ГРАНИЧНИХ УМОВ ТЕРМІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ ТА СТУПЕНЯ ДЕГРАДАЦІЇ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ	195
Я. Пастернак, Г. Сулим ТЕРМОМАГНІТОЕЛЕКТРОПРУЖНІСТЬ АНІЗОТРОПНИХ ТІЛ ІЗ ПРОСТОРОВИМИ НЕПЛОСКИМИ ТОНКИМИ ВКЛЮЧЕННЯМИ	199
О.С. Малишевська, С.І. Гаркавий, О.Д. Мельник, М.І. Мізюк, І.А. Мищенко ЗБІЛЬШЕННЯ ТРИЩИНОСТІЙКОСТІ БУДІВЕЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ ПОЛІМЕРНИМИ ВІДХОДАМИ	206
Л. Я. Побережний, Д. В. Кухтар ОБҐРУНТУВАННЯ УМОВ ТЕПЛООБМІНУ ПРИ МОДЕЛЮВАННІ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМУ ҐРУНТУ У РАЙОНАХ РОЗРОБКИ ГАЗОВИХ РОДОВИЩ	210
Л. Я. Побережний, А.І. Станецький, Т.Ю. Пиріг, Р. В. Кубаль ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ НАДІЙНОЇ РОБОТИ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ДОВГОМІРНИХ ОБ'ЄКТІВ	214
П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, М.І. Гудь ВПЛИВ ПЛОЩІ ПОПЕРЕЧНОГО ПЕРЕРІЗУ ПІДКРІПЛЮЮЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА ВЛАСНІ ЧАСТОТИ ПІДСИЛЕНОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ОБОЛОНКИ	218
П.В. Ясній, М.С. Михайлишин, М.І. Гудь ВПЛИВ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ НА ВЛАСНІ ЧАСТОТИ КОЛИВАНЬ ПІДСИЛЕНОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ОБОЛОНКИ	220
П.В. Ясній, О.П. Конончук, О.М. Якубишин СУЧАСНІ МЕТОДИ ДІАГНОСТИКИ СТАНУ БУДІВЕЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ ПІСЛЯ ЇХ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ	222

P. Yasniy, A. Rudawska, V. Iasnii METHODOLOGY AND SOME RESULTS OF STUDY OF FREQUENCY AND WAVEFORM EFFECT ON THE FATIGUE CRACK GROWTH RESISTANCE OF HEAT-RESISTANT STEEL	226
П.В. Попович, В.О. Дзюра, О.С. Шевчук, Н.Б. Гаврон ДОСЛІДЖЕННЯ КОРОЗІЙНО – ВТОМНОЇ ПОВЕДІНКИ МАТЕРІАЛІВ НЕСУЧИХ СИСТЕМ ТРАНСПОРТНИХ ЗАСОБІВ	230
Н.І. Бурау, С.О. Цибульник, С.С. Рупіч ПРОБЛЕМИ ІНТЕЛЕКТУАЛІЗАЦІЇ В СИСТЕМАХ SHM: ОЦІНЮВАННЯ, ПРОГНОЗУВАННЯ, БАГАТОКЛАСОВЕ РОЗПІЗНАВАННЯ	234
І. С. Дідич, О. А. Пастух, О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, Н. С. Луцик ПРОГНОЗУВАННЯ ДІАГРАМ ВТОМНОГО РУЙНУВАННЯ АЛЮМІНІЄВОГО СТОПУ Д16Т МЕТОДАМИ МАШИННОГО НАВЧАННЯ	238
М.О. Кузін, Й.Й. Лучко ПРОГНОЗУВАННЯ РОЗВИТКУ ПОШКОДЖЕНОСТІ ДЕТАЛЕЙ ТРАНСПОРТНИХ СИСТЕМ В ЗАДАЧАХ СУДОВОЇ ЕКСПЕРТИЗИ З ВИКОРИСТАННЯМ ДИСКРЕТНИХ МАТЕМАТИЧНИХ МОДЕЛЕЙ	242
Й. Й. Лучко, В. В. Ковальчук, Ю. Є. Ковальчук НЕРУЙНІВНИЙ КОНТРОЛЬ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛЕВИХ ГОФРОВАНИХ КОНСТРУКЦІЙ ЗАЛІЗНИЧНОЇ КОЛІЇ	246
М.С. Стечишин, А.В. Мартинюк, Ю.М. Білик КАВІТАЦІЙНО-ЕРОЗІЙНА СТІЙКІСТЬ УДАРОМІЦНИХ ПОЛІМЕРНИХ МАТЕРІАЛІВ В КОРОЗІЙНО-АКТИВНИХ СЕРЕДОВИЩАХ	249
О.П.Цьонь, М.Я. Сташків, В.П. Олексюк, Г.Б. Цьонь ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ПЛОСКОГО НОЖА ДООБРІЗУВАЧА ГИЧКИ АКТИВНОГО ТИПУ	251

Наукове видання
НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ ІНСТИТУТ ПРОБЛЕМ МІЦНОСТІ
ім. Г.С. Писаренка
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ТЕРНОПІЛЬСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ім. Івана Пулюя
ЗАХІДНИЙ НАУКОВИЙ ЦЕНТР НАН І МОН УКРАЇНИ
НАУКОВА РАДА З ПРОБЛЕМИ “МЕХАНІКА ДЕФОРМІВНОГО ТВЕРДОГО ТІЛА”
ПРИ ВІДДІЛЕННІ МЕХАНІКИ НАН УКРАЇНИ
НАУКОВА РАДА З ПРОБЛЕМИ “ФІЗИКО-ХІМІЧНА МЕХАНІКА МАТЕРІАЛІВ” ПРИ ВІДДІЛЕННІ ФІЗИКО-
ТЕХНІЧНИХ ПРОБЛЕМ МАТЕРІАЛОЗНАВСТВА
НАУКОВЕ ТОВАРИСТВО ІМ. ШЕВЧЕНКА
УКРАЇНСЬКЕ ТОВАРИСТВО З МЕХАНІКИ РУЙНУВАННЯ МАТЕРІАЛІВ
ТЕРНОПІЛЬСЬКА ОБЛАСНА ОРГАНІЗАЦІЯ УКРАЇНСЬКОГО СОЮЗУ НАУКОВО-ТЕХНІЧНОЇ
ІНТЕЛІГЕНЦІЇ

ПОШКОДЖЕННЯ МАТЕРІАЛІВ ПІД ЧАС ЕКСПЛУАТАЦІЇ, МЕТОДИ ЙОГО ДІАГНОСТУВАННЯ І ПРОГНОЗУВАННЯ

Праці конференції

Відповідальний редактор *П.В. Ясній*

Комп'ютерне макетування *Ігор Окіпний*

Формат 60×90 1/16 Папір ксероксний.

Обл. вид. арк. 15,74.

Наклад 300 прим. Зам. № 2910

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя
вул.Руська, 56, м. Тернопіль, 46001
E-mail :vydavnytstvo@tu.edu.te.ua

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до державного реєстру
видавців, виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції
ДК № 4226 від 08.12.2011 р.