

УДК 539.3:620.17

## ОЦІНЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ У ВЕРШИНІ ТРІЩИНИ В ОБСАДНИХ ТРУБАХ НА ОСНОВІ ЧИСЛОВОГО МОДЕЛЮВАННЯ

О. І. ЗВІРКО<sup>1</sup>, С. ЛІПЄЦ<sup>2</sup>, О. І. ВЕНГРИНЮК<sup>1</sup>, І. ДЗІОБА<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів;

<sup>2</sup> Технологічний університет, Кельце, Польща

Моделюванням напружено-деформованого стану у вершині тріщини та числовими розрахунками отримано розподіл локальних напружень та деформацій в околі вершини тріщини у зразках зі сталей 50Г та 32Г2 обсадних труб з різною мікроструктурою. Сталі вирізнялися нетиповою механічною поведінкою: слабший опір крихкому руйнуванню властивий менш міцній сталі 50Г з грубозернистою феритно-перлітною структурою проти сталі 32Г2 з дрібнозернистою бейнітною. Для моделювання зразка з тріщиною використано метод скінченних елементів та застосовано істинні криві розтягу сталей для обчислень. Результатами підтверджено, що грубозерниста сталь схильніша до росту тріщини за крихким механізмом.

**Ключові слова:** обсадна труба, мікроструктура сталей, моделювання опору росту тріщини, механізм руйнування, в'язкість руйнування.

The distributions of local stresses and strains in the specimen at the crack tip for the 50Г and 32Г2 casing pipe steels with different microstructures are obtained by simulating the stress-strain state at the crack tip and using numerical calculations. Steels are distinguished by atypical mechanical behaviour: lower strength steel 50Г with a coarse-grained ferrite-pearlitic structure is characterized by lower resistance to brittle fracture compared to other 32Г2 steel with a fine-grained bainite structure. The finite element method is used for the simulation of the specimen with a crack, and the true stress-strain curves of the steels are used for calculations. The results of the calculations confirm a higher susceptibility to brittle crack growth for coarse-grained steel.

**Keywords:** casing, microstructure of steels, simulation of crack growth resistance, fracture mechanism, fracture toughness.

**Вступ.** Обсадні труби бурових свердловин – об'єкти підвищеної небезпеки, оскільки їх руйнування може порушити видобуток вуглеводнів та спричинити негативні екологічні наслідки [1, 2]. Питання збереження їх цілісності через дію низьки експлуатаційних чинників, зокрема корозивно-наводнювальних середовищ, проаналізовані раніше [1–5]. Нормативні документи ДСТУ ІСО 11960:2020 та АРІ 5СТ регламентують деякі механічні властивості сталей обсадних труб, але обмеження щодо їх мікроструктури відсутні. Однак відомо [4–11], що саме вона суттєво впливає на механічні, корозійні та корозійно-механічні характеристики сталей. У працях [4, 5] виконано порівняльний аналіз роботоздатності сталей різної мікроструктури, зокрема, сталі 32Г2 з дрібнозернистим сорбітоподібним перлітом та сталі 50Г з грубозернистою феритно-перлітною структурою. Під час комплексних досліджень механічних, корозійно-механічних та воднево-механічних властивостей виявили принципові відмінності у їх поведінці: міцнішої сталі 32Г2 властиві вищі опір крихкому руйнуванню, водневому розтріскуванню та корозійна тривкість порівняно із менш міцною сталлю 50Г, якій притаманний високий

ступінь електрохімічної гетерогенності та підвищений вміст вуглецю [5, 12]. Водночас слабший опір крихкому руйнуванню (ударна в'язкість та в'язкість руйнування) сталі нижчої міцності є нетиповий для сталей перлітного класу [13]. Тому важливо проаналізувати таку особливу їх поведінку у межах механіки руйнування.

Для сталей різної мікроструктури використали раніше розроблений метод [5, 14] аналізу напружено-деформованого стану у вершині тріщини з прогнозуванням опору її росту та ймовірності реалізації механізму крихкого руйнування.

**Методичні аспекти моделювання.** Методом скінченних елементів, використовуючи програму ABAQUS, моделювали механічну поведінку матеріалу у вершині тріщини плоского зразка з одним боковим концентратором, навантаженого згином. Так обчислювали розподіл напружень і деформацій попереду фронту тріщини і на цій основі прогнозували в'язкість руйнування [5, 14].

Під час числових розрахунків застосовували побудовану в умовах розтягу залежність “істинні напруження–істинна деформація”. Для цього використали метод, описаний раніше [15–17], згідно з яким визначали функцію  $\sigma_{yld}$ , що описує істинні напруження за експериментально визначеною істинною пластичною деформацією, враховує коефіцієнт тривісності напружень  $\eta$  та кут Лоде  $\theta$ :

$$\sigma_{yld} = \bar{\sigma}(\overline{\varepsilon}_{pl}) \left[ 1 - c_{\eta}(\eta - \eta_0) \right] \left[ c_{\theta}^s + (c_{\theta}^{ax} - c_{\theta}^s) \left( \gamma - \frac{\gamma^{m+1}}{m+1} \right) \right]. \quad (1)$$

Коефіцієнт  $\eta$  визначали як

$$\eta = \sigma_m / \sigma_e, \quad (2)$$

де  $\sigma_m$  – середнє напруження;  $\sigma_e$  – ефективне;  $\eta_0$  – еталонне значення  $\eta$  (для гладкого зразка за одновісного розтягу  $\eta_0 = 0,33$ ).

Показник  $\gamma$  характеризує криву, яка розташована в системі координат головних напружень і знаходиться в площині девіатора:

$$\gamma = \frac{\cos\left(\frac{\pi}{6}\right)}{1 - \cos\left(\frac{\pi}{6}\right)} \left[ \frac{1}{\cos\left(\theta - \frac{\pi}{6}\right)} - 1 \right] = 6,46 \left[ \sec\left(\theta - \frac{\pi}{6}\right) - 1 \right], \quad (3)$$

де кут  $\theta$  розташований в межах  $0 \leq \theta \leq \pi/3$  і є функцією другого і третього інваріантів девіатора напружень. Значення  $\gamma$  є в діапазоні  $0 \div 1$ , де 0 відповідає умовам плоскої деформації і зсуву, а 1 – осьовій симетрії.

Величини  $c_{\eta}$ ,  $c_{\theta}^t$ ,  $c_{\theta}^c$ ,  $c_{\theta}^s$  та  $m$  визначали експериментально. У рівнянні (1) залежно від кута Лоде  $\theta$  показник  $c_{\theta}^{ax} = c_{\theta}^t$ , якщо  $\theta \geq 0$ , і  $c_{\theta}^{ax} = c_{\theta}^c$ , коли  $\theta \leq 0$ . Для кривої напруження–деформація, отриманої експериментально за розтягу циліндричних зразків,  $c_{\theta}^t = 1$ ; за стиску  $c_{\theta}^c = 1$ ; за закруту  $c_{\theta}^s = 1$ . Параметр  $m$  у рівнянні (1) набуває значення  $\sim 1$  і характеризує поверхню за пластичної деформації (вона гладка та диференційована відносно кута Лоде ( $\gamma = 1$ )). Величину  $c'_{\eta}$  розраховували за формулою [17]

$$c'_{\eta} = c_{\eta} [1 + H(\varepsilon_{pl\_0})(\varepsilon_{pl} - \varepsilon_{pl\_0})]^5, \quad (4)$$

де  $\varepsilon_{pl\_0}$  – пластична деформація від рівня на кривій розтягу, де відбувається знеміщення (ототожнювали з моментом росту пор);  $H(\varepsilon_{pl\_0})$  – функція Гевісайда. Степеневий показник набуває значення  $> 1$  (здебільшого 5; 6).

**Результати досліджень.** Аналізували визначені за розтягу циліндричних зразків базові механічні властивості та істинні міцність і пластичність, викорис-

товуючи побудовані запропонованим раніше методом [4, 5] істинні діаграми розтягу. У таблиці подано модуль Юнга  $E$  та істинні механічні властивості сталей (нижня  $\sigma_{YSL}$  та верхня  $\sigma_{YSH}$  межі границі плинності, границя міцності  $\sigma_{UTS}$ , деформація за досягнення границі міцності  $\epsilon_{UTS}$ , критичні значення істинних напружень  $\sigma_{cr}$  і деформацій  $\epsilon_{cr}$  у момент руйнування зразка). Ці характеристики виявились високочутливими до мікроструктури сталей [5] та дали змогу порівняти їх механічну поведінку за схильністю до реалізації механізму крихкого руйнування.

**Механічні властивості сталей**

| Сталь | $E$ , GPa | $\sigma_{UTS}$ , MPa | $\epsilon_{UTS}$ , mm/mm | $\sigma_{YSL}$ | $\sigma_{YSH}$ | $\epsilon_{cr}$ , mm/mm | $\sigma_{cr}$ , MPa |
|-------|-----------|----------------------|--------------------------|----------------|----------------|-------------------------|---------------------|
|       |           |                      |                          | MPa            |                |                         |                     |
| 50Г   | 191       | 795,80               | 0,115                    | 393,00         | 398,12         | 1,2                     | 1956,71             |
| 32Г2  | 210       | 884,59               | 0,120                    | 667,50         | 700,16         | 2,6                     | 3160,72             |

Для моделювання методом скінченних елементів використали балковий зразок з тріщиною на згин (рис. 1, де зображено 1/4 зразка). Зразок навантажували переміщенням заздалегідь встановленого ролика. Поля напружень і деформацій визначали для переміщення 1,2 mm у точці прикладання сили (прогин зразка за згину).

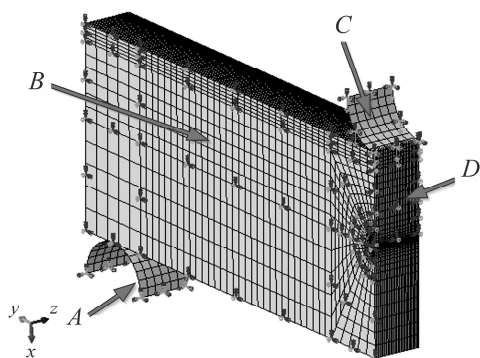


Рис. 1. Скінченно-елементна модель зразка на згин:  $A$  – нерухома опора;  $B, D$  – вузли, в яких переміщення та обертання відсутні;  $C$  – переміщення.

Fig. 1. FEM model of the single edge notch bend specimen:  $A$  – locked support;  $B, D$  – displacement and rotation of nodes are absent;  $C$  – displacement.

Результати моделювання підтвердили ці закономірності (рис. 2). Зокрема, порівняння номінальних значень напружень  $\sigma_{22}$  сталей демонструє (рис. 2a), що вищий їх рівень властивий міцнішій сталі 32Г2, що вказує на її прогнозовану більшу схильність до крихкої поведінки порівняно з менш міцною сталлю 50Г згідно зі загальними уявленнями, але це не підтверджено експериментально [4].

Водночас числовим методом визначили розподіл напружень і деформацій перед фронтом тріщини за нормованим щодо границі плинності значенням  $\sigma_{22}/\sigma_{YS}$  (рис. 2b), яке вище для сталі 50Г. Це вказує на її більшу прогнозовану схильність до крихкого руйнування на стадії росту тріщини, що відповідає експериментальним оцінкам опору крихкому руйнуванню сталей, в т.ч. за неконтрольованими стрибками тріщини під час визначення в'язкості руйнування методом  $J$ -інтеграла [4]: стрибок спричиняв спонтанне руйнування без очікуваного субкритичного в'язкого підростання тріщини. Таким чином, навіть за розподілом нормованих напружень

Оцінювали схильність до росту тріщини за механізмом крихкого руйнування, що особливо важливо для порівняння механічної поведінки досліджуваних сталей [18]. Згідно з відомим критерієм крихкого руйнування [19, 20], умовою старту тріщини під час активного навантаження є перевищення на певній віддалі  $d$  від її вершини нормальних напружень  $\sigma_{22}$  у площині тріщини критичного значення. І що вищий рівень  $\sigma_{22}$ , то очікувано нижчий опір росту тріщини та більша схильність до крихкого руйнування. З іншого боку, більше значення  $d$  буде властиве пластичнішій поведінці матеріалу у вершині тріщини, де відповідно, прогнозуватиметься вища в'язкість руйнування.

$\sigma_{22}/\sigma_{YS}$  вже можна, визначаючи в'язкість руйнування сталей, прогнозувати, щонайменше для порівняльної оцінки, схильність металу до крихкого руйнування на стадії росту тріщини. Вказаний цілі слугує і характер розподілу напружень: максимальне значення  $\sigma_{22}/\sigma_{YS}$  та віддаль його розташування від вершини тріщини. У сталі 50Г з крихкішою за нашими оцінками поведінкою максимум знаходиться  $\sigma_{22}/\sigma_{YS}$  ближче до вершини тріщини, тобто крива розподілу приведених напружень стрімкіша, що вказує на прогнозу більшу її схильність до крихкого руйнування. Подібна тенденція є у розподілах коефіцієнта тривісності напружень  $\eta$  попереду вершини тріщини (рис. 2c): він досягає вищих значень для сталі 50Г, а максимум ближчий до вершини тріщини, що свідчить про її більшу схильність до крихкого руйнування.

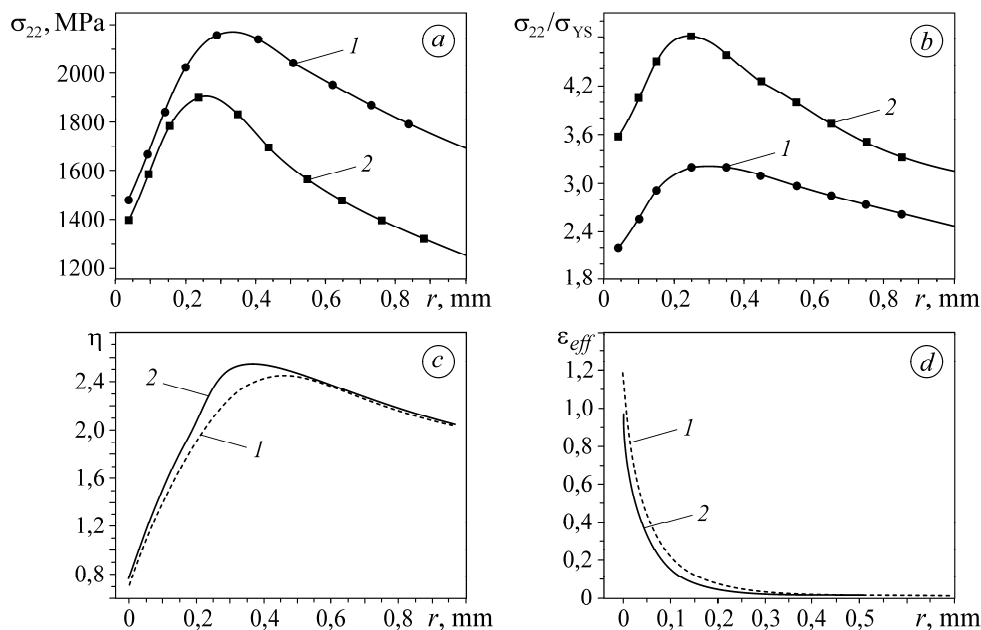


Рис. 2. Визначення напружень та деформацій перед вершиною тріщини у сталях 32Г2 (1) та 50Г (2) методом числового моделювання: *a, b* – номінальні  $\sigma_{22}$  та нормовані  $\sigma_{22}/\sigma_{YS}$  напруження; *c* – коефіцієнт тривісності напружень  $\eta$ ; *d* – ефективна пластична деформація  $\epsilon_{eff}$ .

Fig. 2. Distribution of stress and strain in front of the crack tip in 32Г2 (1) and 50Г (2) steels using the numerical simulation method: *a, b* – nominal  $\sigma_{22}$  and normalized  $\sigma_{22}/\sigma_{YS}$  stresses; *c* – stress triaxiality coefficient  $\eta$ ; *d* – effective plastic deformation  $\epsilon_{eff}$ .

Побудували розподіл ефективної пластичної деформації  $\epsilon_{eff}$  (рис. 2d) і виявили тенденцію до зсуву поля деформацій від вершини тріщини вглиб зразка для міцнішої сталі 32Г2, що є ознакою пластичнішої її поведінки і вищої в'язкості руйнування.

### ВИСНОВКИ

Числовим методом спрогнозовано схильність до крихкого руйнування на стадії росту тріщини за активного навантаження балкових зразків на згин зі сталей обсадних труб різної мікроструктури: сталі 32Г2 з дрібнозернистим сорбітоподібним перлітом та сталі 50Г з грубозернистою феритно-перлітною структурою. Розраховано розподіли напружень і деформацій в околі вершини тріщини та визначено нормовані щодо границі плинності максимальні значення нормальних напружень  $\sigma_{22}/\sigma_{YS}$ , розподіл коефіцієнта тривісності напружень  $\eta$ , віддаль від розташування максимуму напружень до вершини тріщини  $d$  та ефективну пластичну деформацію  $\epsilon_{eff}$  для цих сталей, що дало можливість оцінити їх крихку поведінку на стадії росту тріщини. Для цього використано істинні криві розтягу, які харак-

теризують напруження і деформації матеріалу на стадії утворення шийки у гладкому зразку. Моделюванням підтверджено крихітший механізм руйнування на стадії росту тріщини грубозернистої сталі 50Г проти дрібнозернистої 32Г2, що узгоджується з раніше отриманими експериментальними оцінками властивостей, які пов'язані з їх опором крихкому руйнуванню.

1. *Oil and gas wells and their integrity: implications for shale and unconventional resource exploitation* / R. J. Davies, S. Almond, R. S. Ward, R. B. Jackson, C. Adams, F. Worrall, L. G. Herringshaw, J. G. Gluyas, and M. A. Whitehead // *Mar. Pet. Geol.* – 2014. – **56**. – P. 239–254.
2. *Casing structural integrity and failure modes in a range of well types: a review* / A. I. Mohammed, B. Oyenehin, B. Atchison, and J. Njuguna // *J. Nat. Gas Sci. Eng.* – 2019. – **68**. – P. 1–25. Article number: ID 102898.
3. *Corrosion and mechanical fracture of steels for casing pipes under the influence of elevated temperatures and pressure of carbon dioxide* / M. S. Khoma, V. A. Vynar, B. M. Datsko, V. R. Ivashkiv, M. R. Chuchman, Yu. Ya. Maksishko, and R. L. Bukliv // *Materials Science.* – 2021. – **57**, № 1. – P. 94–100.
4. *Influence of the structural features of steels of casing pipes on their mechanical properties and hydrogen brittleness* / O. I. Zvirko, O. T. Tsyurulnyk, I. Dzioba, N. V. Kret, and S. Lipiec // *Materials Science.* – 2021. – **56**, № 6. – P. 748–754.
5. *Evaluation of corrosion, mechanical properties and hydrogen embrittlement of casing pipe steels with different microstructure* / O. Zvirko, O. Tsyurulnyk, S. Lipiec, and I. Dzioba // *Materials.* – 2021. – **14**, № 24. – P. 1–17.
6. *López D. A., Pérez T., and Simison S. N. The influence of microstructure and chemical composition of carbon and low alloy steels in CO<sub>2</sub> corrosion. A state-of-the-art appraisal* // *Mat. Des.* – 2003. – **24**, № 8. – P. 561–575.
7. *Evaluation of mechanical properties and microstructures of casing-drilling steels* / T. Xu, Y. Feng, S. Song, and Z. Jin // *In Adv. Mat. Res., Int. Conf. on Adv. in Mat. and Manufact. Proc., ICAMMP 2010, Shenzhen, 6–8 November 2010.* – 2010. – **146–147**. – P. 674–677.
8. *Study on the static and dynamic fracture mechanism of different casing-drilling steel grades* / T. Xu, Z. Jin, Y. Feng, S. Song, and D. Wang // *Mat. Charact.* – 2012. – **67**. – P. 1–9.
9. *Wang R. and Luo S. Grooving corrosion of electric-resistance-welded oil well casing of J55 steel* // *Corr. Sci.* – 2013. – **68**. – P. 119–127.
10. *Microstructure evolution of the semi-macro segregation induced banded structure in high strength oil tubes during quenching and tempering treatments* / B. Li, M. Luo, Z. Yang, F. Yang, H. Liu, H. Tang, Z. Zhang, and J. Zhang // *Materials.* – 2019. – **12**. – P. 1–13.
11. *Effects of Q&T parameters on phase transformation, microstructure, precipitation and mechanical properties in an oil casing steel* / Q. Zhang, Q. Yuan, Z. Xiong, M. Liu, and G. Xu // *Phys. Met. Metallogr.* – 2021. – **122**, № 14. – P. 1463–1472.
12. *Van Hunnik E. W. J., Pots B. F. M., and Hendriksen E. L. J. A. The formation of protective FeCO<sub>3</sub> corrosion product layers in CO<sub>2</sub> corrosion* // *Corrosion-96.* – Houston, TX: NACE Int., 1996. – P. 1–22.
13. *Role of nonmetallic inclusions in premature stress-corrosion fractures of drill pipes* / E. I. Kryzhanivskiy, H. M. Nykyforchyn, O. Z. Student, H. V. Krechkovska, and I. I. Chudyk // *Materials Science.* – 2020. – **55**, № 6. – P. 822–830.
14. *Dzioba I., Zvirko O., and Lipiec S. Assessment of operational degradation of pipeline steel based on true stress–strain diagrams* / Eds.: G. Bolzon, G. Gabetta, and H. Nykyforchyn // *Degradation Assessment and Failure Prevention of Pipeline Systems. Lecture Notes in Civil Engineering.* – Cham, Springer, 2021. – **102**. – P. 175–187.
15. *Bao Y. and Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space* // *Int. J. Mech. Sci.* – 2004. – **46**. – P. 81–98.
16. *Bai Y. and Wierzbicki T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and lode dependence* // *Int. J. Plast.* – 2008. – **24**. – P. 1071–1096.
17. *Estimation of the onset of crack growth in ductile materials* / A. Neimitz, J. Gałkiewicz, S. Lipiec, and I. Dzioba // *Materials.* – 2018. – **11**. – P. 1–19.
18. *Nazarchuk Z. T. and Nykyforchyn H. M. Structural and corrosion fracture mechanics as components of the physicochemical mechanics of materials* // *Materials Science.* – 2018. – **54**, № 1. – P. 7–21.
19. *Ritchie R. O., Knott J. F., and Rice J. R. On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel* // *J. Mech. Phys. Solids.* – 1973. – **21**. – P. 395–410.
20. *Neimitz A., Graba M., and Gałkiewicz J. An alternative formulation of the Ritchie-Knott-Rice local fracture criterion* // *Eng. Fract. Mech.* – 2007. – **74**. – P. 1308–1322.

Одержано 12.05.2022