

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
ІВАНО-ФРАНКІВСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ  
НАФТИ І ГАЗУ

Кваліфікаційна наукова праця  
на правах рукопису

**ВИТЯЗЬ ОЛЕГ ЮЛІЙОВИЧ**

УДК 622.692.4

**ДИСЕРТАЦІЯ**

РОЗВИТОК НАУКОВИХ ОСНОВ ОЦІНКИ  
РОБОТОЗДАТНОСТІ КОЛОН БУРИЛЬНИХ ТА ГНУЧКИХ ТРУБ

05.05.12 – машини нафтової та газової промисловості

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело

\_\_\_\_\_ О.Ю. Витязь

Науковий консультант: **Мойсишин Василь Михайлович**  
доктор технічних наук, професор

## АНОТАЦІЯ

**Витязь О. Ю. Розвиток наукових основ оцінки роботоздатності колон бурильних та гнучких труб.** – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.05.12 – Машини нафтової та газової промисловості. – Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу, Івано-Франківськ, 2021.

Дисертація присвячена розробці інженерних методів розрахунку динамічного режиму роботи бурильного інструменту, техніки та технології поглиблення свердловин та оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих колон бурильних та гнучких труб з наявними експлуатаційними дефектами, що є основою для прийняття рішення про можливість їх подальшої безпечної роботи або ж виведення з експлуатації.

*Мета досліджень* – комплексне оцінювання роботоздатності елементів тривало експлуатованих колон бурильних та гнучких труб шляхом розробки інженерних методів розрахунку динамічного режиму їх роботи та визначення залишкової довговічності труб з експлуатаційними дефектами.

Для досягнення поставленої мети було визначено такі основні завдання:

- *удосконалення* математичної моделі експериментального бурового стенда та оцінка впливу параметрів компоновки бурильного інструменту, режиму його роботи і характеристик породи на динаміку механічної системи;
- *створення* математичної моделі роботи колони гнучких труб при бурінні горизонтальних свердловин;
- *розробка* нових пристроїв та рекомендацій щодо удосконалення технології колтубінгового буріння горизонтальних свердловин;
- *встановлення* закономірностей розвитку корозійно-втомних тріщин вглиб елементів бурильних колон (бурильних труб і замкових різьбових з'єднань) та визначення базових характеристик циклічної тріщиностійкості їх сталей;
- *встановлення* характеристик корозійної тріщиностійкості матеріалу бурильних труб і замкових різьбових з'єднань;

- *встановлення особливостей впливу експлуатаційних чинників (навантаження, складу корозивно-активного середовища, температури тощо) на роботоздатність колон гнучких труб;*
- *розробка експериментально-розрахункового методу для інтерпретації результатів технічного діагностування тривало експлуатованих елементів бурильної колони, що містять внутрішні та зовнішні півеліптичні тріщиноподібні дефекти;*
- *впровадження результатів досліджень в інженерну практику при експлуатації та технічному діагностуванні колон гнучких труб щодо оцінки ризику руйнування та продовження терміну експлуатації.*

**Об'єкт дослідження** – динамічні процеси в колонах бурильних і гнучких труб та процеси руйнування сталей тривало експлуатованих елементів їхніх компонок.

**Предмет дослідження** – параметри оцінки впливу експлуатаційних дефектів тривало експлуатованих елементів колон бурильних та гнучких труб на їх роботоздатність.

Вибір *методу дослідження* обумовлено поставленими задачами. Для розв'язування цих задач у дисертації використано комплексний підхід, який поєднує теоретичні та експериментальні дослідження. Теоретичні дослідження здійснено шляхом математичного та числового моделювання. Методи математичного моделювання динамічних систем, механіки руйнування і міцності матеріалів та елементів конструкцій з урахуванням впливу середовища на корозійно-механічну пошкоджуваність за тривалої експлуатації елементів колон бурильних та гнучких труб, є методологічною основою роботи:

- *шляхом математичного моделювання визначався вплив параметрів компонування бурильного інструменту, режиму його роботи та характеристик породи на динаміку механічної системи; на основі аналізу розмірностей одержано моделі механічної швидкості, моментоемності та енергоемності буріння свердловини;*
- *методом математичного моделювання оцінено осьове навантаження на долото при колтбінговому бурінні горизонтальних свердловин;*

- методами експериментальної механіки руйнування визначали характеристики корозійної тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів бурильної колони;
- методами експериментальної механіки руйнування визначалась стабільність корозійно-втомного руйнування гнучких труб та закономірність розвитку тріщини вглиб стінки труби;
- методами експериментальної механіки руйнування визначались діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів бурильної колони;
- методами математичного та комп'ютерного моделювання визначався напружено-деформований стан в околі зовнішніх та внутрішніх півеліптичних тріщиноподібних дефектів, виявлених у тривало експлуатованих елементах бурильної колони;
- використовуючи розрахункові та експериментальні методи механіки руйнування і міцності матеріалів проведено чисельно-експериментальні дослідження потенційного розвитку зовнішніх або внутрішніх півеліптичних тріщин у стінках тривало експлуатованих елементів бурильної колони та оцінено їх роботоздатність.

У дисертаційній роботі удосконалено математичну модель динамічного режиму роботи бурового станда, яка дозволяє встановлювати нові взаємозв'язки між поздовжніми коливаннями породоруйнівного інструменту і параметрами компоновки, бурового станда та умовами його закріплення. Оцінено вплив в'язко-пружних властивостей поверхні вибою та віброзахисного пристрою, швидкості обертання долота, маси станда на динамічні характеристики роботи долота.

У дисертаційній роботі представлено вперше розроблені математичні моделі роботи колони гнучких труб при бурінні горизонтальних свердловин, які дозволяють досліджувати зміну осьової сили на долоті при встановленні в компоновці низу колони вибійних пристроїв (гідронавантажувачів, генераторів коливань). Результатами розрахунків встановлено, що зі збільшенням довжини горизонтальної ділянки свердловини осьове навантаження зменшується, а включення в компо-

нування гідронавантажувача призводить до зростання осьового навантаження на долото та збільшує довжину горизонтальної ділянки.

У роботі представлено розроблені нові пристрої та компоновка для удосконалення обертового буріння похилоскерованих та горизонтальних ділянок свердловини, яка включає ексцентричні елементи та перевідники з гвинтоподібними поверхнями, гідронавантажувач та долото з промивними каналами, у яких закріплені кавітаційні камери. Розроблено нові конструкції гідронавантажувачів, що забезпечує довговічність та надійність їх роботи.

Автором створено і виготовлено нову конструкцію амортизатора поздовжньо-крутильних коливань бурильної колони. Проведені випробування амортизатора у промислових умовах засвідчили його функціональність та ефективність при включенні в компоновку низу бурильної колони.

Одержано комплекс нових експериментальних даних про зміну характеристик циклічної тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів бурильної колони залежно від впливу корозивних середовищ. Встановлено вплив бурових промивальних рідин на швидкість поширення корозійно-втомної тріщини.

Визначено характеристики тріщиностійкості сталей елементів бурильних колон, тобто критичне значення  $J$ -інтеграла – величину  $J_C$ , та встановлено, що для сталей бурильних труб груп міцності „К” та „Л” частка пружної складової  $J$ -інтеграла є незначною і знаходиться у межах 1...2,3%, тобто руйнування цих труб характеризується пластичною складовою  $J$ -інтеграла, яка є досить значною. Особливістю руйнування матеріала бурильного замка ЗУ–155 є те, що на першій стадії утворення тріщини характеризується пружною складовою, яка рівна  $0,1 J_C$ , а її подальший розвиток визначається пластичною складовою, рівною  $0,9 J_C$ .

У роботі досліджено особливості впливу експлуатаційних чинників на роботоздатність гнучких труб. З’ясовано, що для всіх випадків випробувань утворені на циклічно деформованій поверхні макротріщини мають форму, близьку до півеліптичної зі співвідношенням півосей у момент руйнування  $c/a \approx 0,539$ . За ре-

зультатами корозійних та електрохімічних випробувань за температури 70°C встановлено, що у кислих робочих розчинах матеріал гнучких труб кородує значно активніше, ніж у нейтральних.

У дисертаційній роботі за допомогою методів кінцевих елементів та на основі аналітичних залежностей, визначено коефіцієнти інтенсивності напружень в околі поперечних півеліптичних тріщин, що знаходяться на внутрішніх або зовнішніх стінках тривало експлуатованих бурильних труб групи міцності „К” та „Л”. Знайдено порогові значення внутрішнього та зовнішнього півеліптичного дефекта  $a/c = 0,5$  для бурильних труб груп міцності „К” та „Л” і визначено вплив циклічних навантажень на розвиток корозійно-втомної тріщини при спуско-підіймальних операціях у середовищі бурових промивальних рідин.

Запропоновано експериментально-розрахунковий метод для потенційного прогнозування та оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих бурильних труб вибраної групи міцності та відповідної бурової промивальної рідини.

Базуючись на результатах проведених досліджень, а також запропонованому критерію оцінювання роботоздатності та довговічності гнучких труб, розроблено „Методику прогнозування безпеки та умов руйнування експлуатованих гнучких труб колтубінгових установок”.

### **Наукова новизна одержаних результатів.**

1. Удосконалено математичну модель роботи експериментального бурового стенда та оцінено вплив в'язко-пружних властивостей поверхні вибою та віброзахисного пристрою на динамічні характеристики роботи долота.

2. Розроблено нову математичну модель для вивчення роботи колони гнучких труб при бурінні горизонтальних свердловин та оцінено вплив гідронавантажувачів на осьову силу на долоті та довжину горизонтальної ділянки свердловини.

3. Одержано комплекс нових експериментальних результатів про характеристики тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів бурильної колони.

4. Експериментально одержано нові кількісні оцінки впливу бурових промивальних рідин на закономірності розвитку корозійно-втомних тріщин у стінках тривало експлуатованих бурильних та гнучких труб.

5. Розроблено базові методологічні засади моніторингу технічного стану гнучких труб та оцінювання її корозійної тривкості за дії експлуатаційних чинників (складу корозивно-активного середовища, температури, тощо).

### **Практичне значення одержаних результатів.**

1. Розроблено комплекс технічних і технологічних рішень спрямованих на удосконалення технологій колтюбінгового буріння (патенти №86535, №96870).

2. Розроблено та передано для дослідно-конструкторських робіт на рівні корисних моделей гідронавантажувачі для створення додаткового осьового навантаження на долото (патенти №60117, №83660).

3. Розроблено, виготовлено і випробувано у промислових умовах (ТОВ „Бурова компанія „Горизонти”) амортизатор поздовжньо-крутильних коливань (патент №116732).

4. Розроблено методологію оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих елементів бурильних колон та моніторингу технічного стану гнучких труб.

5. Запропоновано експериментально-розрахунковий метод інтерпретації результатів технічного діагностування тривало експлуатованих елементів бурильної колони, що містять внутрішні та зовнішні півеліптичні тріщиноподібні дефекти, та оцінено рівень небезпеки виявлених дефектів. Розроблений метод оцінки тріщиноподібних дефектів є основою для прийняття інженерного рішення стосовно продовження подальшої безпечної роботи або виведення з експлуатації дефектотмістких елементів бурильних колон.

6. Основні результати роботи впроваджено у навчальний процес Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу для підготовки фахівців за спеціальностями 184 „Гірництво” та 185 „Нафтогазова інженерія та технології”.

7. За результатами дисертаційної роботи розроблено „Методику прогнозування безпеки та умов руйнування експлуатованих гнучких труб колтюбінгових установок”, яку впроваджено в ТОВ „Бурова компанія „Горизонти”.

*Ключові слова:* бурильні труби, гнучкі труби, роботоздатність, тріщиноподібні дефекти, тріщиностійкість матеріалу, гідронавантажувач долота, амортизатор.

## ANNOTATION

**Vytyaz O. Yu. Development of scientific bases for assessing the efficiency of drill and flexible pipe strings.** – Qualifying scientific work on the rights of the manuscript.

The dissertation for obtaining a scientific degree of the Doctor of Technical Sciences in specialty 05.05.12 – machinery for the oil and gas industry. – Ivano-Frankivsk National Technical University of Oil and Gas, Ivano-Frankivsk, 2021.

The dissertation is devoted to the development of engineering methods for calculation of dynamic conditions of drilling tool operation, integrated drilling performance, techniques and technologies for well deepening, and performance assessment of long-term operated drill pipes and coiled tubing strings with available service defects, which is the basis for making decisions about the possibility of their further safety operation or shut-down.

The *purpose of research* is a comprehensive assessment of the elements efficiency of long-term drill pipes and coiled tubing strings operation elements, by the development of engineering methods for calculating the dynamic condition of their operation, integrated drilling performance, and determining the residual durability of pipes with operational defects.

To achieve this goal, the following *main task* were identified:

- *improvement* of a mathematical model of an experimental drilling stand and evaluation of the parameters of the bottomhole assembly (BHA), the mode of its operation, and the characteristics of rocks on the dynamics of the mechanical system;
- *making* a mathematical model of the coiled tubing string during drilling horizontal wells;
- *development* of new devices and recommendations for improving the technology of coiled tubing drilling horizontal wells;
- *establishment* of regularities of corrosive-fatigue cracks propagation deep into the elements of the drill string (drill pipes and tool joints) and determination of basic characteristics of cyclic crack resistance of their steels;



- *establishment* of features of critical crack resistance of coiled tubing and tool threaded joints material;
- *to establish* features of service factors influence (load, composition of the corrosive-active environment, temperature, etc) on the working capacity of flexible pipes;
- *development* of an experimental calculation method for the interpretation of the results of technical diagnostics of long-term operated elements of drill strings, containing internal and external semielliptic crack-like defects;
- *implementation* of research data in engineering practice during operation and technical diagnostics of coiled tubing strings to assess the risk of failure and extension of service life.

The ***object of research*** – dynamic processes in the strings of drill and flexible pipes and processes of steel destruction of their bottomhole assemblies.

The ***subject of research*** – mathematical models of drill pipes and coiled tubing and the parameters for assessing the influence of service defects on their performance.

The selection of the *method of research* is facilitated by the set tasks. To solve the set tasks the dissertation uses a comprehensive approach that combines theoretical and experimental researches. Theoretical research is carried out by using mathematical and numerical modeling. Methods of mathematical modeling of dynamic systems, mechanics of fracture, the strength of materials and structural elements taking into account the impact on the processes of corrosion-mechanical damage during long-term operation of the elements of drill strings and coiled tubing are the methodological basis of work:

- by means of mathematical modeling the influence of bottomhole assembly parameters, mode of its work and characteristics of rock on the dynamics of mechanical system was determined; on the basis of dimensions analysis the models of rate of penetration, torque capacity and energy consumption of well drilling were obtained;
- the value of axial load on a bit in coiled tubing drilling horizontal wells was estimated by a method of mathematical modeling;
- by using methods of experimental fracture mechanics critical crack growth resistance of steel of long-term operated drill string tools was determined;

- by using methods of experimental fracture mechanics critical crack growth resistance of steel of long-term operated drill string tools was determined;
- by using the methods of experimental fracture mechanics the diagrams of cyclic corrosive resistance of steel of drill string long-term operated elements were determined;
- by methods of mathematical and computer modeling the stress-strain state in the vicinity of external and internal semielliptic crack-like defects detected in long-term operated drill string elements was determined;
- by using computational and experimental methods of fracture mechanics and mechanics of fracture and strength of materials numerical and experimental studies of the potential propagation of external or internal semielliptic cracks in the walls of drill string long-term operated elements were carried out and their performance was evaluated.

The dissertation proposes a new mathematical model of the dynamic conditions of the drilling stand operation which allows establishing new relationships between the longitudinal vibrations of the rock-breaking tool and bottomhole parameters, drilling stand and conditions of its fixation. The influence of viscoelastic properties of the bottomhole and the vibroprotective device, the speed of the bit rotation, the weight of the stand on the dynamic characteristics of the bit performance was evaluated.

The dissertation presents the first developed mathematical models of coiled tubing strings performance when drilling horizontal wells, which allow us to study the change of axial force on the bit when installing downhole devices (hydraulic loaders, vibration generator) in the bottom hole assembly. The results of the calculations show that with increasing the length of the horizontal section of the well, the axial load decreases, and the inclusion of the hydraulic loader in the bottom hole assembly leads to an increase in the axial load on the bit and increases the length of the horizontal section.

The qualifying scientific work presents the developed new devices and BHA for improving the rotary drilling of directional and horizontal sections of the well, which includes eccentric elements and subs with helical surfaces, a hydraulic loader and a bit with flushing channels in which the cavitation chambers are installed. New designs of hydraulic loaders have been developed, the design features of which ensure the durability and reliability of their operation.

The author created and manufactured a new design of the shock absorber of longitudinal and torsional vibrations of the drill string. The tests of the shock absorber in field conditions proved its functionality and efficiency when included in the bottomhole assembly.

A set of new experimental data on the change of cyclic crack resistance characteristics of steels of long-term operated elements of drill string (flexible and drill pipes) depending on the influence of corrosion media is obtained. The influence of drilling fluids on the rate of corrosion-fatigue crack propagation has been established.

The critical crack resistance of the metal of drill string elements was determined, ie the critical value of the  $J$ -integral – the value  $J_C$ , and it was found that for drill pipe steels of strength groups „K” and „J” the share of the elastic component of the  $J$ -integral is insignificant and is within 1..2,3%, ie. the process of destruction of these pipes is determined by the plastic component of the  $J$ -integral, which is quite significant. The peculiarity of the destruction of the tool joint metal 3Y–155 is that at the first stage crack formation is determined by the elastic component, which is equal to  $0,1 J_C$ , and its further development is determined by the plastic component which is equal to  $0,9 J_C$ .

The peculiarities of the influence of operational factors on the efficiency of flexible pipes are investigated in the work. It was found that for all test cases the macrocracks formed on the cyclically deformed surface have a shape close to the semielliptic one with the ratio of the semiaxes at the moment of failure  $c/a \approx 0,539$ . According to the results of corrosion and electrochemical tests at a temperature of  $70^\circ\text{C}$ , it was found that in acidic working solutions coiled tubing material corrodes much more active than in neutral ones.

In the dissertation using finite element methods and on the basis of analytical dependences, stress intensity factors in the vicinity of transverse semielliptic cracks being located on the inner or outer walls of long-term operated drill pipes of strength group „K” and „J” are determined. The threshold values  $a/c = 0,5$  of the internal and external semielliptical defect for drill pipes of strength groups „K” and „J” were found and the influence of cyclic loads on the process of corrosion-fatigue crack growth during tripping operations in drilling fluids was determined.

An experimental and calculation method for potential forecasting and evaluation of the efficiency of long-term operated drill pipes of the selected strength group and the corresponding drilling fluid is proposed.

Based on the results of research, as well as on the proposed criteria for assessing the efficiency and durability of coiled tubing „Method for predicting the safety and conditions of failure of coiled tubing units” was developed.

#### **The scientific novelty of the obtained results.**

1. The mathematical model of experimental drill stand operation was improved and the influence of viscoelastic properties of the bottomhole and vibroprotective device on dynamic characteristics of the bit performance was evaluated.

2. Based on the analysis of dimensions, new mathematical models of integrated drilling indicators are obtained.

3. A set of new experimental results about characteristics of crack resistance of steels of drill string long-term operated elements were obtained.

4. New quantitative values of the influence of drilling fluids on the regularities of corrosive fatigue cracks grows in the walls of long-term operated drill pipes and coiled tubing strings were obtained.

5. The basic methodological principles of monitoring the technical condition of the coiled tubing and assessing its corrosion resistance and the action of operational factors (composition of the corrosive medium, temperature, etc.) were developed.

#### **The practical significance of the obtained results.**

1. A set of technical and technological solutions aimed at improving coiled tubing drilling technologies (patents №86535, №96870) has been developed.

2. Hydraulic loaders and given for research and design works at the level of utility models in order to create additional axial load on the bit were developed (patents №60117, №83660).

3. Developed, manufactured and tested in field conditions (Drilling company Goryzonty) shock absorber of longitudinal torsional vibrations (patent №116732).

4. A methodology for assessing the performance of long-term elements of drill strings and monitoring the technical condition of the flexible pipes has been worked out.

5. An experimental-computational method for data interpretation of technical diagnostics of long-used elements of drill strings containing internal and external semielliptic crack-like defects is proposed, and the level of danger of the detected defects is estimated. The developed method for assessment of fracture-like defects is the basis for making an engineering decision regarding the extension of further safe operation or decommissioning of defect-containing elements of drill strings;

6. The main results of the work have been introduced into the educational process at Ivano-Frankivsk National Technical University of Oil and Gas for training specialists of educational qualifications in specialties 184 „Mining”, 185 „Petroleum Engineering and Technologies”.

7. Based on the results of the dissertation, the „Methodology for forecasting safety and the conditions of operated coiled tubing units and flexible pipes failure” was developed, which was implemented in Drilling company Goryzonty.

*Keywords:* drill pipes, coiled tubing, efficiency, crack-like defects, crack resistance of the material, hydraulic loader, shock absorber.

## СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

### Наукові праці, в яких опубліковано основні наукові результати

#### Монографії

1. Бондаренко В. І., **Витязь О. Ю.**, Зоценко М. Л. *Газогідрати. Гідратоутворення та основи розробки газових гідратів*: монографія. Дніпропетровськ: „Літограф”, 2015. 219 с.
2. Макаренко В. Д., Чигарьов В. В., Чеботар І. М., **Витязь О. Ю.** *Морські бурові платформи*. Монографія. Том 1. Київ: РВВ НУБіП України. 2020. 420 с.

#### Наукові фахові видання

3. Kryzhanivskyi E. I., Hrabovskyy R. S., & **Vytyaz' O. Y.** Influence of the geometry of corrosion-fatigue cracks on the residual service life of objects intended for long-term operation. *Materials Science*. 2019. Vol. 54, Is. 5. P. 647–655.  
DOI: <https://doi.org/10.1007/s11003-019-00229-8>. (Scopus)
4. **Vytyaz O. Y.**, Hrabovskyy R. S., Artym V. I., & Tyrlych V. V. Effect of geometry of internal crack-like defects on assessing trouble-free operation of long-term operated pipes of drill string. *Metallofizika i Noveishie Tekhnologii*. 2020. Vol. 42, Is. 12. P. 1715–1527. DOI: <https://doi.org/10.15407/mfint.42.12.1715>. (Scopus)
5. Syrotyuk A., **Vytyaz O.**, & Ziaja J. Damage to flexible pipes of coiled tubing equipment due to corrosion and fatigue: Methods and approaches for evaluation. *Mining of Mineral Deposits*. 2017. Vol. 11, Is. 4. P. 96–103.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/mining11.04.096>. (Scopus)
6. Pinka J. A., & **Vytyaz O.** Effect of fracture pressures on the selection of depths for casing setting in Slovakia. *Mining of Mineral Deposits*. 2016. Vol. 10, Is. 4. P. 37–43.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/mining10.04.037>. (Scopus)
7. Syrotyuk A., **Vytyaz O.**, Leshchak R., & Ziaja J. Corrosion resistance of steel for coiled tubing units. *E3S Web of Conferences*. 2021. Article number 010184.  
DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202123001018>. (Scopus)

8. **Vytyaz O.**, Chudyk I., & Mykhailiuk V. Study of the effects of drilling string eccentricity in the borehole on the quality of its cleaning: *New Developments in Mining Engineering 2015: Theoretical and Practical Solutions of Mineral Resources Mining*, 2015. P. 591–595. DOI: <https://doi.org/10.1201/b19901-102>. (Scopus)

9. Крижанівський Є. І., Чудик І. І., **Витязь О. Ю.**, Дерді О. І. Енергетичні витрати на обертання неорієнтованих КНБК у процесі буріння свердловини. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2010. №2 (35). С. 36–40. (Наукове фахове видання України).

10. Тирлич В. В., Даляк Т. М., **Витязь О. Ю.**, Перепічка В. В. Дослідження напружено-деформованого стану в бурильній трубі, що містить тріщину. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2011. №4 (41). С. 52–56. (Наукове фахове видання України).

11. Овецький С. О., **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Галик Я. П. Визначення основних напрямків дослідження можливості видобування донних гідратів. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2012. №2 (43). С. 7–14. (Наукове фахове видання України).

12. **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Овецький С. О. Класифікація способів видобування метану з газогідратних покладів дна Чорного моря. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2014. №1 (50). С. 13–23. (Наукове фахове видання України).

13. Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. До питання оцінки параметрів руйнування бурильних колон за результатами експериментально-розрахункових досліджень. *Прикарпатський вісник НТШ. Число*. 2016. №1 (33). С. 11–25. (Наукове фахове видання України).

14. Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Оцінка умов руйнування тривало експлуатованих труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. *Міжвузівський збірник наукових праць „Наукові нотатки”*. 2016. №56. С. 96–107. (Наукове фахове видання України).

15. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Експрес-оцінювання умов руйнування

елементів експлуатованих труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. *Вісник НТУ „ХПІ”, Серія: Нові рішення в сучасних технологіях*. Харків: НТУ „ХПІ”, 2017. № 7 (1229). С. 30–38. (Наукове фахове видання України). <https://doi.org/10.20998/10.20998/2413-4295.2017.07.05> (Copernicus International).

16. Мойсишин В. М., **Витязь О. Ю.**, Фем’як Я. М., Масьовський А. І., Жовнірук Р. А. Статистичний аналіз результатів стендових експериментальних досліджень зміни осьового навантаження при бурінні долотами різних типів. *Прикарпатський вісник НТШ. Число*. 2017. №1. С. 179–194. (Наукове фахове видання України).

17. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С., Тирлич В. В. Вплив тривалості експлуатації на результати оцінювання умов руйнування труб бурильних колон під час спуско-підіймальних операцій. *Нафтогазова енергетика*. 2017. №1(27). С. 7–14. (Наукове фахове видання України).

18. Сиротюк А. М., **Витязь О. Ю.**, Барна Р. А., Тирлич В. В. Методика дослідження поверхневої пошкоджуваності елементів гнучких труб колтюбінгових установок. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2017. №2(63). С. 51–58. (Наукове фахове видання України).

19. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С., Тирлич В. В., Артим В. І. Оцінка впливу динамічних навантажень на умови руйнування труб бурильних колон під час спуско-підіймальних операцій. *Науковий вісник ІФНТУНГ*. 2018. №1 (44). С. 25–34. (Наукове фахове видання України).

20. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Оцінка характеристик опору поширення корозійно-втомних тріщин тривалоексплуатованого металу бурильних труб. *Прикарпатський вісник НТШ. Число*. 2020. №1(59). С. 111–122. (Наукове фахове видання України).

21. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С., Артим В. І., Тирлич В. В., Грабовська Н. Р. Чисельно-експериментальна оцінка умов руйнування тривало експлуатованих бурильних труб. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2020. № 2 (75). С. 88–97. (Наукове фахове видання України).



22. Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Оцінювання та прогнозування роботоздатності тривало експлуатованих труб бурильних колон. *Науковий вісник ІФНТУНГ*. 2020. №2 (49). С. 7–17. (Наукове фахове видання України).

23. Moisyshyn V., Borysevych B., **Vytyaz O.**, Gavryliv Y. Development of the mathematical models of the integral drilling indices based on the dimensional analysis. *AGH Drilling, Oil, Gas Quarterly*. 2014. Vol. 31, № 3. P. 431–441.

24. Chudyk I., **Vytyaz O.**, Hrymaniuk V., Pastukh A. Influence of Eccentrically Located Drilling String in the Well Bore Over Cleaning Capabilities of a Wellbore. *Petroleum Science and Engineering*. 2017. Vol. 2, № 1. P. 10–16.

25. **Vytyaz O.** Prediction of conditions of longterm operated drill pipes failure. *AGH Drilling, Oil, Gas Quarterly*. 2017. Vol. 34, № 1. P. 15–26.

#### Опубліковані праці апробаційного характеру

26. Крижанівський Є. І., Чудик І. І., **Витязь О. Ю.**, Дерді О. І. Енергетичні витрати на обертання неорієнтованих КНБК під час буріння свердловин. *East meets West: тези доповідей Міжнар. наук.-техн. конф., 8–9 квітня 2010 р. Краків (Польща): АГН*. 2010. С. 23–25.

27. **Витязь О. Ю.**, Векерик В. І. Моделювання динамічності роботи долота під час заглибленні вибою на стенді. *Нафтогазова енергетика-2011: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., 10–14 жовтня 2011 р. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ*. 2011. С. 17.

28. **Vytyaz O. Y.**, Femyak Y. M., Ovetskiy S. O., Fomin S. S. Physical methods of extraction of natural gas hydrates from the Black Sea bottom. *Нафтогазова енергетика-2013: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., 7–11 жовтня 2013 р. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ*. 2013. С. 23–25.

29. Moisyshyn V., **Vytyaz O.**, Borysevych B., Gavryliv Yu. Construction of mathematical models of integral indexes of the boring drilling on the basis of analysis of dimensions. *Drilling-Oil\_Gas AGH 2014: Abstract Book. XXV Scientific and Technical Conference, 11-13 June 2014. Krakow, Poland: AGH*. 2014. P. 43.

30. **Витязь О. Ю.**, Михайлюк В. В., Воловецький В. Б. Рух промивальної рідини у горизонтальній свердловині з ексцентрично розміщеною колоною гнучких труб. *Нафтогазова освіта та наука: стан та перспективи*: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. 2014. С. 145–147.

31. **Vytyaz O.**, Chudyk I., Mykhailuk V. Influence of eccentric drill string placement in the borehole on its flushing. *Drilling-Oil\_Gas AGH 2015: Abstract Book. XXVI Scientific and Technical Conference, 10-12 June 2015. Krakow, Poland: AGH, 2014. P. 42.*

32. Мойсишин В. М., **Витязь О. Ю.** Багатофакторна емпірична модель моментоемності роботи шарошкових доліт. *Перспективні напрями наукових досліджень – 2015*: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., 17–22 жовтня 2015. м. Братислава, Словаччина. в 2 т. Т. 2. К.: „Центр навчальної літератури”. 2015. С. 136–138.

33. **Витязь О. Ю.**, Векерик В. І., Мойсишин В. М. Моделювання впливу низу бурильної колони на роботу шарошкового долота в стендових умовах. *Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації постачання нафти і газу*: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф. ПМ-2016., 16–20 травня 2016 р., Івано-Франківськ. 2016. С. 348–349.

34. **Витязь О. Ю.**, Фем’як Я. М., Якимечко Я. Я., Худін М. В. Удосконалення способу обертового буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини. *Aktualne Zagadnienia Energetyki, Budownictwa i Inżynierii Środowiska*: collection of conference materials: 26-28 stycznia 2016 r., Koszalin (Polska): Oradea University Press, Romania. 2016. P. 113–118.

35. **Vytyaz O.**, Hrabowski R. Prediction of conditions of long-term operated drill pipes failure: *New knowledge in the Area of Drilling, Production, Transport and Storage of Hydrocarbons*: materials of XVIII conference, 9–11 November 2016. Podbanske, High Tatras, Slovakia. 2016. P. 106–109.

36. **Витязь О. Ю.**, Тирлич В. В. Вплив деградації властивостей сталей на оцінку умов руйнування труб бурильних колон при спуско-підймальних операціях. „*Нафтогазова енергетика 2017*”: матеріали Шостої Міжнар. наук.-техн. конф., 15–19 травня 2017. Івано-Франківськ, 2017. С. 170–172.

37. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Методологія оцінки параметрів руйнування гнучких труб за результатами експериментальних досліджень. „*Сучасні методики, інновації та досвід практичного застосування у сфері технічних наук*”: збірник праць Міжнар. наук.-техн. конф., 27–28 грудня 2017 р., м. Радом, Республіка Польща. С. 68–71.

38. Векерик В. І., **Витязь О. Ю.**, Мойсишин В. М. Моделювання роботи долота і бурильного інструменту на стенді. *The Archive of RS Global Publishing. WORLD Science. №7(23)*. 2017. Р. 31–40.

39. Сиротюк А. М., **Витязь О. Ю.** Проблема корозійно-механічної пошкодуваності тривало експлуатованих гнучких труб колтубінгових установок. *Колтубінг. ГРП. Бурові сервіси. Інвестиції*: тези доповідей IV міжн. конф., 01–02 черв. 2017 р., К.: НКЦ Ньюфолк, 2017.

40. Сиротюк А. М., **Витязь О. Ю.** Корозійно-втомна пошкодуваність тривало експлуатованих гнучких труб колтубінгових установок. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: 6–а міжн. наук.-техн. конф., 25–26 жовт. 2018 р.: тези доповідей. Львів: КІНПАТРИ ЛТД, 2018. С. 72–73.

41. **Vytyaz O.**, Hrabovskyi R., Bezaniuk Ya. Assessment of danger of long-term operated coiled tubing failure. *Achievements and prospects of modern scientific research: Abstracts of the 2nd International scientific and practical conference, January 11-13, 2021*. Editorial EDULCP, Buenos Aires, Argentina. 2021. P. 159–170.

### **Патенти на корисну модель**

42. *Спосіб обертового буріння похилоскерованих і горизонтальних ділянок свердловин*: пат. №86535 Україна, МПК E21B 4/00. № u 2013 03184; заявл. 15.03.2013;

опубл. 10.01.2014. Бюл. №1. Автори: Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Якимечко Я. Я., Фем'як Я. М.

43. *Компоновка низу бурильної колони (КНБК) для обертового буріння похилоскерованих та горизонтальних свердловин*: пат. №96870 Україна, МПК E21B 4/20. № у 2014 08540; заявл. 28.07.2014; опубл. 25.02. 2015. Бюл. №4. Автори: Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Якимечко Я. Я., Витязь А. О.

44. *Гідронавантажувач долота*: пат. № 60117 Україна, МПК7 E21B17/07. № у 2003020899; заявл. 03.02.2003; опубл. 15.09.2003. Бюл. №9. Автори: Яремійчук Р. С., Шандровський Т. Р., Фем'як Я. М., **Витязь О. Ю.**, Олійник Д. В., Шандровський П. Т.

45. *Спосіб створення осевого навантаження на долото та пристрій для його здійснення*: пат. № 83660 Україна, МПК E21B 4/00 E21B 17/07. № 200511143; заяв. 24.11.2005; опубл. 11.08.2008. Бюл. №15. Автори: Крижанівський Є. І., Івасів В. М., Шандровський Т. Р., **Витязь О. Ю.**

46. *Амортизатор позовжньо-крутильних коливань бурильної колони*: пат. № 116732 Україна, МПК E21B 17/07.. № у201601389; заяв. 16.02.2016; опубл. 12.06.2017. Бюл. № 11. Автори: **Витязь О. Ю.**, Мойсишин В. М., Борисевич Б. Д.

## ЗМІСТ

ВСТУП .....	27
РОЗДІЛ 1. ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМИ ТА АНАЛІЗ ЇЇ СУЧАСНОГО СТАНУ .....	36
1.1 Сучасний стан досліджень впливу динамічних процесів на поглиблення свердловин.....	36
1.2 Аналіз особливостей колтбінгового буріння горизонтальних свердловин .....	41
1.3 Проблема забезпечення безаварійної роботи та продовження ресурсу тривало експлуатованих бурильних труб .....	47
1.4 Типові дефекти та руйнування елементів тривало експлуатованих бурильних колон.....	54
1.5 Аналіз сучасного стану підходів до вивчення проблеми втрати роботоздатності тривало експлуатованих елементів бурильних колон .....	71
1.6 Аналіз сучасного стану підходів до вивчення проблеми втрати роботоздатності експлуатованих гнучких труб колтбінгових установок .....	79
Висновки до розділу 1 .....	85
РОЗДІЛ 2. МЕТОДОЛОГІЯ ДОСЛІДЖЕНЬ.....	86
2.1 Об'єкти та матеріали для досліджень .....	86
2.2 Методики корозійних та електрохімічних випробувань .....	89
2.3 Методика для вивчення поширення тріщин у сталях гнучких труб в експлуатаційних умовах .....	91
2.4 Дослідне обладнання та методика для визначення характеристик опору поширення тріщин у сталях бурильних труб в експлуатаційних умовах.....	97
2.5 Методика та дослідне устаткування для визначення характеристики опору руйнуванню матеріалу бурильних труб.....	102
2.6 Застосування методу скінченних елементів для прогнозування граничного стану та довговічності бурильних труб з тріщиною .....	106
Висновки до розділу 2 .....	109

РОЗДІЛ 3. ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІКИ РОБОТИ БУРИЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ТА ОСОБЛИВОСТЕЙ БУРІННЯ ГОРИЗОНТАЛЬНИХ СВЕРДЛОВИН ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ КОЛОНИ ГНУЧКИХ ТРУБ..	111
3.1 Моделювання роботи долота і бурильного інструменту на стенді .....	111
3.2 Математичні моделі роботи колони гнучких труб при бурінні горизонтальних свердловин .....	128
3.3 Вплив ексцентричного розташування колони гнучких труб у стовбурі свердловини на її промивання .....	142
3.4 Удосконалення способу обертового буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини .....	151
3.5 Розробка конструкцій гідронавантажувача та віброзахисного пристрою...	156
Висновки до розділу 3 .....	165
РОЗДІЛ 4. ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ПОЧАТКОВОЇ ПОШКОДЖУВАНOSTІ У СТАЛЯХ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК .....	168
4.1 Вступні зауваження .....	168
4.2 Аналіз та класифікація експлуатаційних пошкоджень гнучких труб колтюрбінгових установок .....	169
4.3 Закономірності та стадійність корозійно-втомного тріщиноутворення на циклічно деформованих поверхнях гнучких труб .....	171
4.4 Особливості корозійної та електрохімічної поведінки сталі гнучких труб з урахуванням експлуатаційних чинників .....	173
4.5 Скінченно-елементна модель перерізу гнучких труб з дефектом на внутрішній поверхні.....	184
4.6 Критерії оцінювання роботоздатності та довговічності гнучких труб колтюрбінгових установок за підходами механіки руйнування .....	189
4.7 Оцінювання умов руйнування тривало експлуатованих гнучких труб з зовнішнім півеліптичним тріщиноподібним дефектом.....	191
Висновки до розділу 4 .....	197

РОЗДІЛ 5. ВИЗНАЧЕННЯ ШВИДКОСТІ РОЗВИТКУ КОРОЗІЙНО-ВТОМ-	
НИХ ТРІЩИН В ТРИВАЛО ЕКСПЛУАТОВАНИХ СТАЛЯХ ТА	
ОЦІНЮВАННЯ ПОТЕНЦІЙНОЇ МОЖЛИВОСТІ РУЙНУВАННЯ	
ЕЛЕМЕНТІВ БУРИЛЬНИХ КОЛОН .....	199
5.1 Механічні характеристики сталей тривало експлуатованих елементів	
бурильної колони.....	199
5.2 Діаграми циклічної тріщиностійкості сталей елементів експлуатова-	
них бурильних колон у робочих середовищах.....	200
5.2.1 Дослідження впливу експлуатаційних чинників на швидкість	
поширення корозійно-втомних тріщин у тривало експлуатова-	
ній бурильній трубі групи міцності „К” .....	201
5.2.2 Дослідження впливу експлуатаційних чинників на швидкість	
поширення корозійно-втомних тріщин у тривало експлуатова-	
ній бурильній трубі групи міцності „Л” .....	206
5.2.3 Дослідження впливу експлуатаційних чинників на швидкість	
поширення корозійно-втомних тріщин у тривало експлуатова-	
ному бурильному замку ЗУ–155.....	210
5.3 Визначення характеристик тріщиностійкості елементів бурильної	
колони за енергетичним критерієм руйнування .....	215
5.3.1 Визначення критичного значення $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) тривало	
експлуатованих бурильних труб групи міцності „К” .....	216
5.3.2 Визначення критичного значення $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) тривало	
експлуатованих бурильних труб групи міцності „Л” .....	219
5.3.3 Визначення критичного значення $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) різьбового	
з’єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155.....	222
5.4 Оцінка впливу характеристик міцності на тріщиностійкість елементів	
бурильної колони.....	225
Висновки до розділу 5 .....	228

РОЗДІЛ 6. ОЦІНЮВАННЯ ПОТЕНЦІЙНОЇ МОЖЛИВОСТІ РУЙНУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ БУРИЛЬНИХ КОЛОН ЗА РЕЗУЛЬТАТАМИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РОЗРАХУНКОВИХ ДОСЛІДЖЕНЬ.....	230
6.1 Оцінка умов навантаженості тривало експлуатованих труб бурильної колони під час спуско-підймальних операцій.....	230
6.2 Визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень побудовою скінченно-елементної моделі фрагмента тіла бурильної труби з поперечною півеліптичною тріщиною.....	233
6.2.1 Визначення методом скінченних елементів коефіцієнтів інтенсивності напружень в околі поперечних півеліптичних тріщин у бурильній трубі групи міцності „К”.....	235
6.2.2 Визначення методом скінченних елементів коефіцієнтів інтенсивності напружень в околі поперечних півеліптичних тріщин у бурильній трубі групи міцності „Л”.....	239
6.3 Аналітичне визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень в околі поперечних півеліптичних тріщин у пустотілому циліндрі за дії осьового навантаження .....	242
6.3.1 Аналітичне визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень в околі поперечних півеліптичних тріщин, виявлених на поверхнях бурильних труб груп міцності „К” та „Л” за дії осьового навантаження .....	244
6.3.2 Аналітичне визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень в околі півеліптичних тріщин елементів бурильних замків ЗУ–155 за дії осьового навантаження .....	249
6.3.3 Порівняльне оцінювання коефіцієнтів інтенсивності напружень в околі дефектів, визначених методом скінченних елементів та аналітично .....	251
6.4 Урахування специфіки розвитку поперечних півеліптичних корозійно-втомних тріщин у стінках бурильної труби під час експлуатації .....	252



6.5 Оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих бурильних труб груп міцності „К” та „Л” у робочих середовищах із виявленими на внутрішніх та зовнішніх стінках поперечних півеліптичних тріщин .....	263
6.6 Оцінювання небезпеки руйнування елементів тривало експлуатованих бурильних замків ЗУ–155, що містять поперечні кільцеві експлуатаційні тріщиноподібні дефекти під час спуско-підіймальних операцій бурильної колони .....	270
Висновки до розділу 6 .....	277
ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ РОБОТИ ТА ВИСНОВКИ .....	280
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ .....	284
<i>Додаток А.</i> Список публікацій за темою дисертації.....	308
<i>Додаток Б.</i> Протоколи механічних випробувань на статичний розтяг проб бурильних та гнучких труб.....	316
<i>Додаток В.</i> Акт промислових випробувань .....	322
<i>Додаток Г.</i> Керівний документ, розроблений в рамках виконання дисертаційної роботи .....	326
<i>Додаток Д.</i> Акт впровадження результатів дисертаційної роботи у навчальний процес Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.....	371

## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

БК – бурильна колона

БТ – бурильна труба

БР – буровий розчин

КБК – компоновка бурильної колони

КНБК – компоновка низу бурильної колони

ЗРЗ – замкове різьбове з'єднання

ВЗП – віброзахисний пристрій

ЕКЕ – ексцентричний контактний елемент

ГТ – гнучка труба

КГТ – колона гнучких труб

СПО – спуско-підіймальні операції

КІН – коефіцієнт інтенсивності напружень

НДС – напружено-деформований стан

## ВСТУП

**Обґрунтування вибору теми дослідження.** Потреба України в сировинних і паливно-енергетичних ресурсах вимагає підвищення ефективності та покращення якості бурових робіт. Це обумовлює необхідність удосконалення техніки і технології буріння та забезпечення надійної експлуатації бурильного інструменту.

Поглиблення свердловини супроводжується коливаннями бурильної колони, рівень яких суттєво впливає на ефективність руйнування порід на вибої, надійність і довговічність бурильного інструменту. Питаннями динаміки колони бурильних труб (БТ) займалось широке коло дослідників, серед яких П. В. Балицький, Дж. Бейлі, Ю. С. Васильєв, В. І. Векерик, В. С. Владиславлев, В. Гаррет, Ф. Дейлі, Д. В. Дерінг, Р. М. Ейгелес, С. Г. Калінін, В. Ю. Копилов, М. Р. Мавлютов, М. А. Мислюк, В. М. Мойсишин, Л. Є. Симонянц, В. В. Сімонов, О. І. Співак, Р. Б. Стрекалова, Є. В. Харченко, Т. Хуань, Є. К. Юнін, В. Г. Ясов та інші.

При поглибленні вибою свердловини на роботу бурильного інструменту впливає багато чинників, труднощі вимірювання та ідентифікації коливних процесів у колоні, засоби реєстрації і методики аналізу різноманітні, тому одержані результати нерідко видаються малозв'язаними і не піддаються узагальненням.

Не дивлячись на постійне вдосконалення бурильного інструменту та матеріалів бурильного обладнання як у світі, так і в Україні, випадків відмови елементів бурильної колони (БК) та гнучких труб (ГТ) колтюбінгових установок все ще занадто багато. Основна причина аварійності БК обумовлена складними навантаженнями, комбінованими напруженнями та різними типами вібрацій, а також корозійною та ерозійною поведінкою бурових промивальних рідин, а у випадку використання ГТ значними робочими тисками, циклічними пружно-пластичними навантаженнями за дії згину та корозивних середовищ.

Основною складовою БК є БТ, які під час роботи зазнають сумісного впливу різного роду навантажень, таких як розтяг, стиск, кручення, згин, гідростатичні тиск і вібрації. Причому величина, положення та час дії цих навантажень постійно

змінюються. Крім того, навантаження та напруження є значно складнішими у похило-скерованих та горизонтальних свердловинах, де ймовірність аварійної ситуації значно зростає. Руйнуючі напруження, що виникають у БК, залежать від технології буріння та конструкції БК. Для попередження передчасних руйнувань, пов'язаних із появою руйнівних напружень, необхідно, щоб їх зміна знаходилася у допустимих межах, а вибір компоновки та режимних параметрів базувалися на динамічних розрахунках.

Тому особливо актуальними є дослідження, спрямовані на вивчення реального стану елементів БК та колони гучких труб (КГТ) для оцінки їх роботоздатності та оптимізації режимів їх роботи, для забезпечення безпечної їх експлуатації або заміни.

На сьогодні цю проблему вирішують у кількох напрямках. Дослідники використовують методи механіки деформованого твердого тіла, механіки руйнування матеріалів у корозивних середовищах, матеріалознавства та технічного діагностування, які дозволяють оцінити стан елемента конструкції з тріщиноподібними дефектами і визначити умови їх руйнування, однак не дають можливості оцінити його роботоздатність. У розвитку цих підходів вагомим є творчий внесок таких вітчизняних та зарубіжних вчених, як М. М. Александров, В. Г. Григулецький, В. І. Гуляєв, В. М. Івасів, О. М. Карпаш, Б. В. Копей, Є. І. Крижанівський, М. В. Лисканич, А. Лубінський, Ю. Д. Петрина, Є. К. Почтенний, А. Е. Сароян, Н. А. Сесюнін, Б. З. Султанов, Б. О. Чернов, М. Д. Щербюк, А. Ш. Янтурін та інші.

Праці С. Г. Калініна, З. Г. Керимова, Б. Д. Малька, Є. В. Харченка присвячено оцінці динамічних навантажень БК при спуско-підймальних операціях (СПО). Пошкодження БТ на різьбових з'єднаннях, на внутрішній та зовнішній поверхнях БТ, вплив корозії та ерозії при бурінні свердловин вивчали К. Макдональд, С. Мораді, С. Замані, С. Лу.

Л. Адамс, Ф. Гуан, Н. Э. Сулейманов, С. Мур, А. Рамос, К. Невман, Л. Шаогу, Дж. Вайнштейн вивчали проблеми експлуатації, граничні тиски, напруження та пружно-пластичні властивості матеріалів ГТ. Однак питання сумісного впливу корозивних середовищ і експлуатаційних навантажень на зародження та

розвиток корозійно-втомних тріщин, як у БТ, так і ГТ, вивчено недостатньо. У цьому аспекті особливо важливою є оцінка їх корозійної тривкості та потенційного зародження та розвитку дефектів, а також вплив цих чинників на роботоздатність труб. На сьогодні такі підходи розвинуті недостатньо, особливо з точки зору урахування деградації фізико-механічних властивостей експлуатованого матеріалу ГТ та БК.

У зв'язку з цим, розроблення та обґрунтування параметрів оцінювання роботоздатності колон бурильних та ГТ при поглибленні свердловин різних профілів з урахуванням інтегральних показників буріння, динамічних режимів роботи БК, тривалості експлуатації, а також потенційного зародження та розвитку корозійно-втомних тріщиноподібних дефектів є актуальною та важливою науково-технічною проблемою загальногосподарського значення.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.** Робота пов'язана з такими науково-дослідними темами, виконаними в Івано-Франківському національному технічному університеті нафти і газу згідно з тематичними планами Міністерства освіти і науки України, в яких дисертант був виконавцем:

– ДК-21-13-П „Розробка методів пошуку, технічних засобів і технологій освоєння ресурсів газу з газогідратних покладів Чорного моря” комплексного наукового проєкту „Розробка методів і технологій видобутку газу з природних газогідратів та створення штучних газогідратів для оптимізації виробничих процесів” № д/р 0113U000789с;

– Д-6-15-Ф „Дослідження умов утворення природних газогідратів та створення технологій розробки газогідратних родовищ” № д/р 0115U002281.

*Мета досліджень* – комплексне оцінювання роботоздатності елементів тривало експлуатованих колон бурильних та ГТ шляхом розробки інженерних методів розрахунку динамічного режиму їх роботи та визначення залишкової довговічності труб з експлуатаційними дефектами.

Для досягнення поставленої мети було визначено такі основні *завдання*:

– *удосконалення* математичної моделі експериментального бурового стенда та оцінка впливу параметрів компоновки бурильного інструменту, режиму його роботи і характеристик породи на динаміку механічної системи;

- *створення* математичної моделі роботи КГТ при бурінні горизонтальних свердловин;
- *розробка* нових пристроїв та рекомендацій щодо удосконалення технології колтубінгового буріння горизонтальних свердловин;
- *встановлення* закономірностей розвитку корозійно-втомних тріщин вглиб елементів БК (БТ і замкових різьбових з'єднань (ЗРЗ) та визначення базових характеристик циклічної тріщиностійкості їх сталей;
- *встановлення* характеристик корозійної тріщиностійкості матеріалу БТ і ЗРЗ;
- *встановлення* особливостей впливу експлуатаційних чинників (навантаження, складу корозивно-активного середовища, температури тощо) на роботоздатність КГТ;
- *розробка* експериментально-розрахункового методу для інтерпретації результатів технічного діагностування тривало експлуатованих елементів БК, що містять внутрішні та зовнішні півеліптичні тріщиноподібні дефекти;
- *впровадження* результатів досліджень в інженерну практику при експлуатації та технічному діагностуванні КГТ щодо оцінки ризику руйнування та продовження терміну експлуатації.

**Об'єкт дослідження** – динамічні процеси в колонах бурильних і ГТ та процеси руйнування сталей тривало експлуатованих елементів їхніх компоновок.

**Предмет дослідження** – параметри оцінки впливу експлуатаційних дефектів тривало експлуатованих елементів колон бурильних та ГТ на їх роботоздатність.

**Методи дослідження.** У роботі застосовано комплексний підхід, який поєднує теоретичні й експериментальні дослідження. Теоретичні дослідження здійснено шляхом математичного та числового моделювання. Методи математичного моделювання динамічних систем, механіки руйнування і міцності матеріалів та елементів конструкцій з урахуванням впливу середовища на корозійно-механічну пошкоджуваність за тривалої експлуатації елементів колон бурильних та ГТ, є методологічною основою роботи:

- шляхом математичного моделювання визначався вплив параметрів компонування бурильного інструменту, режиму його роботи та характеристик породи на динаміку механічної системи; на основі аналізу розмірностей одержано моделі механічної швидкості, моментоемності та енергоемності буріння свердловини;
- методом математичного моделювання оцінено осьове навантаження на долото при колтубінговому бурінні горизонтальних свердловин;
- методами експериментальної механіки руйнування визначали характеристики корозійної тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів БК;
- методами експериментальної механіки руйнування визначалась стабільність корозійно-втомного руйнування ГТ та закономірність розвитку тріщини вглиб стінки труби;
- методами експериментальної механіки руйнування визначались діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів БК;
- методами математичного та комп'ютерного моделювання визначався напружено-деформований стан (НДС) стан в околі зовнішніх та внутрішніх півеліптичних тріщиноподібних дефектів, виявлених у тривало експлуатованих елементах БК;
- використовуючи розрахункові та експериментальні методи механіки руйнування і міцності матеріалів проведено чисельно-експериментальні дослідження потенційного розвитку зовнішніх або внутрішніх півеліптичних тріщин у стінках тривало експлуатованих елементів БК та оцінено їх роботоздатність.

### **Наукова новизна одержаних результатів.**

1. Удосконалено математичну модель роботи експериментального бурового станда та оцінено вплив в'язко-пружних властивостей поверхні вибою та віброзахисного пристрою (ВЗП) на динамічні характеристики роботи долота.
2. Розроблено нову математичну модель для вивчення роботи КГТ при бурінні горизонтальних свердловин та оцінено вплив гідронавантажувачів на осьову силу на долоті та довжину горизонтальної ділянки свердловини.
3. Одержано комплекс нових експериментальних результатів про характеристики тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів БК.

4. Експериментально одержано нові кількісні оцінки впливу бурових промислових рідин на закономірності розвитку корозійно-втомних тріщин у стінках тривало експлуатованих бурильних та ГТ.

5. Розроблено базові методологічні засади моніторингу технічного стану ГТ та оцінювання її корозійної тривкості за дії експлуатаційних чинників (складу корозивно-активного середовища, температури, тощо).

### **Практичне значення одержаних результатів.**

1. Розроблено комплекс технічних і технологічних рішень спрямованих на удосконалення технологій колтюбінгового буріння (патенти №86535, №96870).

2. Розроблено та передано для дослідно-конструкторських робіт на рівні корисних моделей гідронавантажувачі для створення додаткового осьового навантаження на долото (патенти №60117, №83660).

3. Розроблено, виготовлено і випробувано у промислових умовах (ТОВ „Бурова компанія „Горизонти”) амортизатор поздовжньо-крутильних коливань (патент №116732).

4. Розроблено методологію оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих елементів БК та моніторингу технічного стану ГТ.

5. Запропоновано експериментально-розрахунковий метод інтерпретації результатів технічного діагностування тривало експлуатованих елементів БК, що містять внутрішні та зовнішні півеліптичні тріщиноподібні дефекти, та оцінено рівень небезпеки виявлених дефектів. Розроблений метод оцінки тріщиноподібних дефектів є основою для прийняття інженерного рішення стосовно подовження подальшої безпечної роботи або виведення з експлуатації дефекттомістких елементів БК.

6. Основні результати роботи впроваджено у навчальний процес Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу для підготовки фахівців за спеціальностями 184 „Гірництво” та 185 „Нафтогазова інженерія та технології”.

7. За результатами дисертаційної роботи розроблено „Методику прогнозування безпеки та умов руйнування експлуатованих ГТ колтюбінгових установок”, яку впроваджено в ТОВ „Бурова компанія „Горизонти”.



**Достовірність результатів** дисертації забезпечується коректністю постановки задач, комплексним підходом до вивчення наукової проблеми, теоретичним обґрунтуванням базових положень, їх відповідністю даним експериментальних досліджень, результати яких підтверджено випробуваннями в промислових умовах, відповідністю висновків та оцінок фізичній суті досліджуваних явищ.

**Особистий внесок здобувача.** Основні наукові положення та результати, які становлять суть дисертації, отримані автором самостійно. У публікаціях, написаних у співавторстві, здобувачеві належить: в [22, 24, 94, 124, 129, 213, 227] – постановка задач експериментальних досліджень, їх технічна реалізація, а також узагальнення та інтерпретація отриманих результатів; [16, 19, 20] – участь в створенні математичної моделі експериментального бурового стенду, проведенні обчислювальних експериментів та аналізу їх результатів; [31, 65, 107–111, 156, 225] – наукові ідеї, щодо вдосконалення технології буріння свердловин КГТ та участь у розробленні конструкції нових пристроїв та рекомендацій; [93, 191, 192] – участь у створенні багатофакторних математичних моделей інтегральних показників буріння свердловин; [25, 26, 29, 61, 223] – постановка задач аналітичних досліджень та реалізація розрахункових оцінок глибини критичних тріщиноподібних дефектів у трубах БК та їх вагою з урахуванням впливу динамічних навантажень під час СПО; [23, 28, 62–64, 126, 204, 213, 224, 226] – наукові ідеї щодо формулювання критеріїв для оцінки міцності та залишкового ресурсу об'єктів тривалої експлуатації, а також їх обґрунтування та апробація; [21, 60, 221] – постановка задач та чисельно-експериментальні розрахунки для інтерпретації результатів технічного діагностування тривало експлуатованих БТ, що містять тріщиноподібні дефекти.

Методи, аналітичні та емпіричні залежності, розроблені моделі для проведення досліджень та отримані результати, що виносяться на захист, належать особисто автору. Винаходи, які зроблені в ході виконання роботи, є результатом колективної творчості.

**Апробація результатів дисертації.** Основні результати роботи доповідались і обговорювались на: Міжнародній конференції „East meets West” Congress

(м. Краків, Польща, 2010 р.); Міжнародній науково-технічній конференції „Нафтогазова енергетика–2011” (м. Івано-Франківськ, Україна, 2011 р.); Міжнародній науково-технічній конференції та виставці „Нафтогазова енергетика–2013” (м. Івано-Франківськ, Україна, 2013 р.); XXV-й Міжнародній науково-технічній конференції Drilling-Oil-Gas AGH 2014 (м. Краків, Польща, 2014 р.); Міжнародній науково-технічній конференції „Нафтогазова освіта та наука: стан та перспективи” (м. Івано-Франківськ, Україна, 2014 р.); XXVI-й Міжнародній науково-технічній конференції Drilling-Oil-Gas AGH 2015 (м. Краків, Польща, 2015 р.); Міжнародній науково-практичній конференції „Перспективні напрями наукових досліджень–2015” (м. Братислава, Словаччина, 2015 р.); Міжнародній науково-технічній конференції „Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації постачання нафти і газу” (ІМ–2016) (м. Івано-Франківськ, Україна, 2016 р.); II-й Міжнародній науково-технічній конференції „Actualne zagadnienie energetyki, budownictwa i inzynierii srodowiska” (м. Кошалін, Польща, 2016 р.); XVIII-й Міжнародній науковій конференції „New knowledge in the Area of Drilling, Production, Transport and Storage of Hydrocarbons” (м. Подбанське, Словаччина, 2016 р.); VI-й Міжнародній науково-технічній конференції „Нафтогазова енергетика-2017” (м. Івано-Франківськ, Україна, 2017 р.); Міжнародній науково-практичній конференції „Сучасні методики, інновації та досвід практичного застосування у сфері технічних наук” (м. Радом, Польща, 2017 р.); Міжнародній науково-практичній конференції „Сучасні методики, інновації та досвід практичного застосування у сфері технічних наук” (м. Люблін, Польща, 2017 р.); IV-й Міжнародній конференції НКЦ Ньюфолк „Колтюбінг. ГРП. Бурові сервіси. Інвестиції” (м. Львів, Україна, 2017 р.); III-й Міжнародній науково-практичній конференції „Topical researches of the World Science” (м. Дубай, ОАЕ, 2017 р.); VI-й Міжнародній науково-технічній конференції „Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій” (м. Львів, Україна, 2018 р.); II-й Міжнародній науково-практичній конференції „Achievements and prospects of modern scientific research” (м. Буенос-Айрес, Аргентина, 2021 р.).

У повному обсязі робота доповідалась на розширеному науковому семінарі Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу (Івано-Франківськ, 2021).

**Публікації.** Основні наукові положення і результати дисертації опубліковані в 46 наукових працях, з яких 2 монографії, 23 статті у фахових українських та закордонних виданнях (у т. ч. 6 статей, що індексується в наукометричній базі Scopus), 16 статей в матеріалах наукових конференцій, 5 патентів на корисну модель.

**Структура та обсяг роботи.** Дисертація складається зі вступу, шести розділів, висновків, списку використаних джерел із 241 найменування і 5 додатків. Загальний обсяг роботи становить 372 сторінки. Робота містить 140 рисунків та 46 таблиць.

## РОЗДІЛ 1

### ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМИ ТА АНАЛІЗ ЇЇ СУЧАСНОГО СТАНУ

#### **1.1 Сучасний стан досліджень впливу динамічних процесів на поглиблення свердловин**

Україна сьогодні як ніколи потребує ефективних кроків щодо нарощування ресурсного потенціалу вуглеводнів і видобутку нафти та газу для забезпечення власних потреб і зміцнення енергонезалежності держави.

Виснаження нафтових і газових родовищ, призводить до необхідності розбурувати нові свердловини. Сучасне буріння нафтогазових свердловин є економічно важливим і технологічно складним процесом. Економічні чинники роблять завдання підвищення ефективності буріння, вивчення виникаючих проблем і пошук шляхів до їх усунення важливим об'єктом як практичного, так і теоретичного розгляду.

При поглибленні вибою свердловини на роботу бурових доліт впливає багато чинників, труднощі вимірювання та ідентифікації коливальних процесів у колоні настільки великі, що отримані результати є малозв'язаними і не піддаються узагальненню.

Огляд широкого кола робіт, присвячених вивченню вібрацій БК при бурінні свердловин, наведено в [15, 72, 89, 92, 96, 104, 134, 142, 218]. Розглянуто класифікацію таких вібрацій, а також існуючі погляди на причини їх виникнення та методи дослідження. Згідно [58, 218], вібрації БК діляться на: крутильні коливання; поздовжні коливання; поперечні (згинаючі) коливання.

Моделювання коливань БК й аналіз одержаних результатів є доволі складним завданням, оскільки розв'язок, як правило, є комплексно-значним, потребує вибору

великої кількості вихідних даних і варіювання ними, а це вимагає значного обсягу обчислювальних робіт.

Поздовжні коливання БК виникають під час СПО, роботи бурових доліт під час буріння, в разі нагнітання промивальної рідини й обертання колони. Крутильні коливання виникають за взаємодії елементів компоновання низу БК і долота зі стінками свердловини, а також роботи долота на вибої [58, 142].

При аналітичному дослідженні поздовжніх та крутильних коливань колону БТ моделюють сукупністю зосереджених мас, напівнескінченим або нескінченим однорозмірним стержнем, багаторозмірним стержнем при різних умовах закріплення кінців компоновання [93, 233].

Найчастіше поздовжні коливання ділянки колони БТ описують [15, 35, 36, 92] диференціальними рівняннями вигляду

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + 2h \frac{\partial u}{\partial t} - a^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = g(x, t),$$

де  $u$  – пружне зміщення,  $x$  – координата перерізу,  $t$  – час,  $h$  – коефіцієнт опору, ;  $E, \rho E, \rho$  – модуль пружності та густина матеріалу труби,  $g(x, t) = p(x, t)/(\rho A)$ ;  $p(x, t)$  – інтенсивність зовнішнього навантаження;  $A$  – площа поперечного перерізу труби.

Крутильні коливання компоновання за умов, що сили опору обертанню пропорційні кутовій швидкості, як правило, описують [12, 17, 37, 89] диференціальними рівняннями вигляду

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} + 2h \frac{\partial \varphi}{\partial t} - a^2 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} = g(x, t),$$

де  $\varphi$  – кут повороту,  $h$  – коефіцієнт сил опору,  $a^2 = G/\rho$ ;  $G, \rho$  – модуль зсуву і густина матеріалу труби,  $g(x, t) = M(x, t)/I_0$ ;  $M(x, t)$  – розподілений по довжині момент зовнішнього навантаження;  $I_0$  – момент інерції одиниці довжини вала.

Динамічна дія долота на вибій спричиняє руйнування як породи, так і долота. Узгодження динаміки роботи пари долото – вибій полягає в тому, щоб підтримати величини динамічних складових зусиль долота на вибій в оптимальних межах. Динамічні зусилля в місці контакту породоруйнуючих елементів долота з породою повинні бути такими, щоб забезпечити ефективне руйнування вибою при мінімальному зношуванні долота.

Поздовжні і крутильні коливання, що виникають під час роботи долота ріжучого типу негативно впливають на загальне підвищення продуктивності бурових робіт, оскільки при вібрації застосування великих частот обертання породоруйнуючого інструменту, які дозволяють досягти значного збільшення швидкості проходки свердловини, майже не можливе [35, 37].

Незважаючи на значну кількість досліджень, присвячених вивченню впливу вібрацій на поглиблення свердловини, цілісне уявлення про механізми їх виникнення ще не сформовано. Математичні моделі, запропоновані для вивчення поздовжніх і крутильних коливань та їх проявів у вигляді періодів ковзання і застою долота, досить різноманітні, і вихідні припущення, покладені в основи моделей, не завжди достатньо обґрунтовані і прив'язані до практики. Відсутність експериментальних результатів, в першу чергу, ускладнює побудову моделі взаємодії долота з породою, що виражається у визначальних співвідношеннях при бурінні.

При руйнуванні гірських порід у БК виникають коливання, які в найзагальнішому випадку можна розділити на два види – високочастотні і низькочастотні [129, 134, 234 та ін.]. Високочастотні коливання органічно притаманні обертальному способу буріння, оскільки руйнування породи відбувається шляхом періодичного впливу на неї породоруйнуючих елементів долота. Низькочастотні коливання мають набагато більш складну природу виникнення [143, 202 та ін.].

За результатами досліджень американських вчених (D. W. Daring, E. J. Radzintovsky), низькочастотні коливання зменшують моторесурс звичайних доліт на 25...30%, а доліт з герметизованою опорою – на 50% [158], а за результатами праці [206], робота бурильного інструмента в режимі автоколивань і резонансу призводить до зниження продуктивності буріння більш ніж на 35%. У результаті цих

досліджень встановлено, що при роторному бурінні в 50% випадків породоруйнуючий інструмент працює в режимі автоколивань і резонансу. Таким чином, дослідження, спрямовані на вивчення впливу коливань бурильного інструменту на ефективність руйнування гірських порід, допоможуть вживати відповідних заходів щодо зменшення впливу крутильних, а також поздовжніх автоколивань на результати відпрацювання долота в промислових умовах і звести до мінімуму їх вплив на роботу породоруйнуючого інструменту.

Основним способом захисту бурильного інструменту від випадкових коливань є використання надійних ВЗП [53, 81, 124, 188]: амортизаторів, регуляторів, демпферів, віброізоляторів, віброгасників, протекторів, перетворювачів динамічного навантаження і т.п.

На сьогодні відомо багато конструкцій вибійних амортизаторів, які відрізняються, як за своїм функціональним призначенням (гасіння поперечних, поздовжніх і крутильних коливань), так і характеристиками вібропоглинаючих матеріалів.

Амортизатор це пружне з'єднання БК, що складається з двох частин – корпуса і шпинделя, які розділені пружним елементом і мають можливість взаємного переміщення. Основною частиною амортизатора є пружний елемент, який повинен бути розрахованим на великі напруження, оскільки він сприймає осьове зусилля та крутний момент, і одночасно повинен гасити динамічні навантаження, які виникають при роботі долота. Однією зі складних проблем при конструюванні амортизатора є створення надійного пружного елемента, який повинен виконувати свою функцію з урахуванням вибійних умов.

Амортизатори поділяють на чотири основні типи: 1) з гумовими пружними елементами; 2) з металевими пружними елементами; 3) з комбінованими гумово-металевими елементами; 4) гідравлічні та пневматичні демпфери [15, 93].

Випробування багатьох конструкцій ВЗП у промислових умовах підтвердили їх позитивний вплив на буріння.

Промисловими дослідженнями [10, 14, 42] встановлено, що у низці випадків включення амортизаторів в компонування породоруйнуючого інструменту дозволяє вдвічі збільшити термін служби різьбових з'єднань труб, покращити умови

експлуатації талевого каната та іншого неземного обладнання, а також підвищити проходку на долото до 60% та механічну швидкість буріння до 30%.

Роль амортизатора в компоновці бурильного інструменту залежить як від його параметрів, так і від місця встановлення. Над цими питаннями активно працювали та продовжують працювати В. І. Векерик, В. М. Мойсишин та інші науковці [15, 37, 57, 92]. Ними розроблено і виготовлено низку конструкцій віброзахисних пристроїв для компоновки низу бурильної колони (КНБК) як над долотом, так і в інших перерізах БК, проведено їх випробування і впровадження при бурінні свердловини шарошковими долотами та долотами ріжучого типу. При створенні перспективних конструкцій ВЗП особливу увагу було приділено розробці вузлів, що допускають зміни деформаційних характеристик, коефіцієнтів жорсткості і в'язкого опору безпосередньо на буровій.

Експериментальні дослідження буріння є незалежним і водночас необхідним етапом наукової діяльності, що дає якісну і кількісну оцінку коректності математичних моделей, розроблених для дослідження різноманітних технологічних процесів. Буріння свердловини є однією із сфер діяльності людини, де найбільш вагомими науковими та технічними рішеннями на даний час отримуються засобами моделювання. Це, насамперед, обумовлюється масштабністю об'єктів дослідження, складністю і високою вартістю реальних промислових експериментів.

На сьогодні можливості моделювання буріння в стендових умовах є основним способом експериментального дослідження за виконанням тих чи інших технологічних процесів буріння свердловини. Це зумовлено тим, що розміри об'єктів моделювання не дозволяють коректно масштабувати модель, а різноманітність явищ, які визначають поведінку об'єкта, ускладнює побудову аналогової моделі. Крім цього, сучасне вимірювальне обладнання та його програмне забезпечення дають нові можливості для застосування лабораторного методу дослідження.



## 1.2 Аналіз особливостей колтюбінгового буріння горизонтальних свердловин

Світова тенденція виснаження природних запасів вуглеводнів вимагає застосування більш досконалої техніки і технології буріння свердловин, оскільки класичне буріння достатньою мірою, не задовольняє потреби в якості розкриття продуктивних пластів.

У зв'язку із виснаженням вуглеводневих ресурсів у світі ведуться інтенсивні дослідження і пошук альтернативних джерел енергії. Серед відомих нетрадиційних джерел газу найбільший інтерес становлять природні газові гідрати, які являють собою клатратні сполуки молекул газу і води [11, 30, 103]. Для ефективного розкриття та освоєння газогідратів необхідні нові техніко-технологічні рішення буріння похило-скерованих та горизонтальних свердловин у газогідратних покладах, які забезпечують контрольоване руйнування газогідратних клатратів.

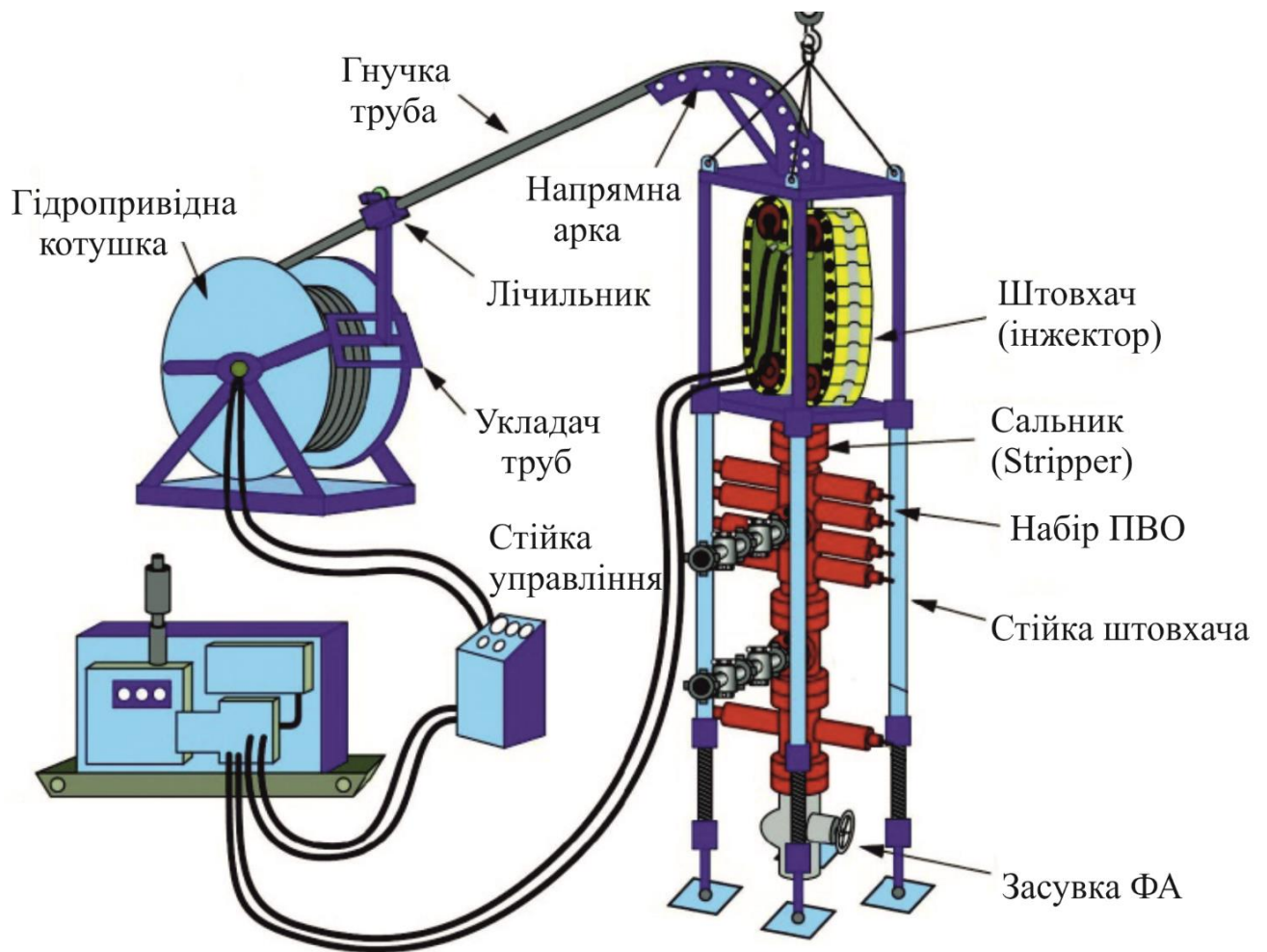
Серед нових і перспективних технологій буріння слід вважати колтюбінгове буріння. Реалізація технологій із використанням КГТ є проривом, що забезпечує різке підвищення ефективності буріння свердловин. Переваги КГТ і нові технічні рішення, які сприяють їхньому вдосконаленню, дозволяють постійно розширювати сферу застосування даного методу і підвищувати ефективність ведення робіт.

В основі колтюбінгових технологій лежить використання ГТ (*coiled tubing*), яка намотується на барабан та спускається і піднімається з свердловини спеціальним агрегатом [115, 157]. Основні компоненти обладнання для роботи ГТ складаються з невеликих модулів, які легко монтуються і встановлюються на місці (рис. 1.1).

Комплекти обладнання можуть розміщуватися на шасі автомобіля або транспортуватися окремими блоками.

Колтюбінгові технології відповідають сьогодні світовим стандартам. Використання цих технологій має такі переваги:

– забезпечує герметичність гирла свердловини на всіх етапах внутрішньосвердловинних операцій;



### Енергозабезпечення

Рисунок 1.1 – Типовий набір обладнання для роботи ГТ [115]

- виконує всі операції виклику припливу та освоєння свердловини;
- дає можливість проведення робіт у нафтовій та газовій свердловині без її попереднього глушіння;
- зменшує період підготовчих та завершальних операцій при ремонтних роботах у свердловині;
- забезпечує скорочення часу на спуск та піднімання внутрішньо свердловинного обладнання;
- забезпечує буріння, спуск інструментів та приладів, а також виконання операцій підземного ремонту у горизонтальній або сильно викривленій свердловині;
- покращує умови праці працівників бригад підземного ремонту свердловин;

– забезпечує екологічну безпеку за рахунок попередження втрат пластових і технологічних рідин в закритій системі циркуляції.

Переваги технологій колтюрінгового буріння і буріння на депресії (негативному диференціальному тиску) при спільному застосуванні забезпечують високу ефективність буріння.

У дослідженнях В. Г. Григулецького та Б. О. Нікітіна [100, 101] зроблено висновки про те, що:

- збільшення діаметра стовбура на 50% підвищує дебіт нафти на 3%, що говорить про недоцільність збільшення діаметра горизонтального стовбура;
- збільшення дебіту виходить при розробці анізотропних пластів малої товщини (15 м);
- при більшій величині вертикальної проникності приріст дебіта менший, ніж при більшій величині горизонтальної проникності.

Суть представлених наукових досягнень полягає в збільшенні продуктивності горизонтальних свердловин, яка залежить від довжини горизонтального стовбура і його діаметра.

Горизонтальне буріння колоною ГТ з використанням колтюрінгових установок, особливо з великою протяжністю стовбура, є складним технічним завданням.

Під час буріння горизонтальних свердловин частина КГТ знаходиться під дією осьового стискаючого навантаження, яке визначається силами тертя, що діють в напрямку, протилежному переміщенню колони, тобто від низу до верху, а також реактивним зусиллям, викликаним взаємодією долота з породою. У результаті, як і при бурінні свердловини з використанням традиційної технології, нижня частина колони знаходиться в стисненому стані. Відмінність полягає в тому, що перетин з нульовим осьовим навантаженням, при використанні ГТ, розташовується вище порівняно з традиційною технологією, оскільки в даному випадку не використовуються обважені БТ. Відсутність останніх позначається і на тому, що досить велика частина КГТ втрачає стійкість під дією стискаючого навантаження і набуває спіралеподібної форми. При цьому збільшуються сили тертя труби об стінки свердловини або внутрішню поверхню експлуатаційної колони і, відповідно,

зростають зусилля, необхідні для переміщення труби у напрямку до вибою, тобто процес йде лавиноподібно.

На умови роботи БК при бурінні горизонтальної свердловини впливають ряд основних чинників [2, 3, 9, 122]:

- коефіцієнт тертя  $k_{тр}$  в зоні контакту БК зі стінками свердловини;
- сили нормального тиску  $N$  в зоні контакту БК зі стінками свердловини;
- сили опору  $F_{св}$ , обумовлені взаємодією БК зі стінками свердловини при її деформації під дією осьових сил;
- сили опору  $F_{бк}$ , обумовлена наявністю нерівностей по поверхні БК;
- опір  $F_{пр}$ , обумовлений рухом промивальної рідини в затрубному просторі;
- адгезійні сили  $F_{ад}$  взаємодії колони БТ зі стінками свердловини;
- намагніченість гірської породи  $F_n$ .

Складову сили опору з урахуванням впливу всіх цих чинників визначають за залежністю

$$F'_{оп} = k_{тр}N + F_{св} + F_{бк} + F_{пр} + F_{ад} + F_n .$$

Низка дослідників [90, 91, 98, 208] сили опору при русі бурильного інструменту в стовбурі свердловини пропонують визначати, як суму сил тертя і адгезійних сил в зоні контакту БК зі стінками свердловини:

$$F_{оп} = k_{тр}N + F_{ад} .$$

При вивченні взаємодії пари тертя „колона БТ – глиниста кірка” сили опору визначають і одним чинником – силою тертя [3]:

$$F_{оп} = k_{тр}N .$$

Отже, сила тертя є найвагомішою, за впливу різних чинників, що визначають сили опору. Дослідженнями встановлено, що навіть при малих радіусах викривлення свердловини сили тертя складають понад 30% ваги колони БТ [122, 208].

Зменшення сил тертя і поглиблення бурильного інструменту в горизонтальній ділянці свердловини є можливим за рахунок створення хвильового збурення [114], в тому числі з використанням штучного створення високочастотних коливань (наддолотний вібратор, вібродолото, різні вібраційні пристрої і інші). Використання таких пристроїв призводить до зменшення сил тертя і збільшення механічної швидкості буріння.

Необхідно зазначити, що всі коливання (поздовжні, крутильні та поперечні) є „шкідливими”, тобто виникнення низькочастотних коливань БК і потрапляння її в режим резонансу призводить до руйнування опор шарошок долота, зменшується термін експлуатації БТ через вплив на них динамічних навантажень, зменшується проходка на долото, тощо. Створення високочастотних коливань частково вирішує проблему доведення осьового навантаження до долота, але також негативно позначається на стійкості долота і колони БТ.

Для зменшення сил тертя та створення осьового навантаження на долото при колтбінговому бурінні горизонтальних ділянок свердловин використовують різні підходи: додавання різних змащувальних компонентів до промивальної рідини [7]; використання в компоновці низу бурильного інструменту різних вибійних пристроїв, зокрема гідронавантажувачів та опорно-центрувальних елементів (протекторів) [41, 43, 136].

Відома КНБК з використанням способу створення осьового навантаження на вибій горизонтальної свердловини за допомогою силового циліндра з поршнем при нерухомій БК за рахунок сил тертя колони і стінки свердловини, а періодичну подачу бурового інструменту здійснюють імпульсами за допомогою гідроударників [113].

У цій КНБК періодична подача бурового інструменту здійснюється імпульсами за допомогою гідроударників, які створюють великі гідравлічні (енергетичні) втрати промивальної рідини, що призводить до значного падіння тиску у районі за цими гідроударниками. Це зменшує ймовірність надійної роботи вибійних двигунів та силового циліндра з поршнем.

Одним з ефективних рішень є застосування гідравлічних навантажувачів, що встановлюються в КНБК над вибійним двигуном або безпосередньо над долотом.

На сучасному етапі роботи зі створення вибійних гідравлічних навантажувачів (ГН) для підвищення ефективності похило-спрямованого і горизонтального буріння проводять ряд закордонних компаній Baker Hughes, Dezhou Shelf Oil Tools, Halliburton, National Oilwell-Varco, Schlumberger, Weatherford, YJ та ін. [41].

Конструкції гідронавантажувачів виконані за загальною принциповою схемою і являють собою телескопічний пристрій, що складається з циліндра, жорстко пов'язаного з колоною БТ і знаходиться всередині поршня, з'єднаного через шток з корпусом вибійного двигуна або породоруйнуючого інструменту. Осьове переміщення долота під час поглиблення вибою відбувається ізольовано від технологічного інструменту (колони БТ, що знаходяться в стовбурі свердловини і схильною до впливу пружних і фрикційних сил) за рахунок перепаду тиску у вибійному двигуні та долоті при циркуляції бурового розчину (БР). У результаті виникає постійно діюче навантаження на долото і зменшуються коливання вибійного інструменту. Гідронавантажувач також забезпечує і другу функцію – зниження вібраційних навантажень на елементи КНБК, включаючи телеметричну систему, тому в узагальненому вигляді його можна розглядати і як амортизатор.

Аналізуючи конструкції та результати відпрацювання гідронавантажувачів [8], необхідно виокремити ряд недоліків:

- на похилоскерованих ділянках і на короткому початку горизонтальної ділянки свердловини сили тертя КГТ із стінкою свердловини можуть бути недостатніми для створення протидії силовому циліндру від переміщення колони у протилежний бік, і цим суттєво зменшиться осьове навантаження;
- вузол передачі крутного моменту гідронавантажувача працює у БР, що призводить до швидкого абразивного стирання елементів вузла та передчасного виходу з ладу всього пристрою.

Недостатнє очищення горизонтальної ділянки свердловини від шламу призводить до зниження навантаження на долото, а також утруднення з орієнтуванням бурильного інструменту, зміни характеру роботи вибійних компонок, поглинання промивальної рідини, гідродинамічного прихоплення.

Дослідження [149] залежності виносу шламу від реологічних властивостей промивальної рідини і величини zenітного кута дозволили виділити три ділянки:

- 0...45° – шлам ефективно виноситься при ламінарному режимі течії, підвищення реологічних властивостей покращує винос шламу;
- 45...55° – ламінарний і турбулентний режими впливають на винос шламу однаково;
- 55...90° – стовбур краще очищується за турбулентного режиму течії, підвищення реологічних властивостей не покращує винос шламу.

Більшість дослідників [36, 43, 89, 129, 136, 140] також вважають, що найкращий спосіб очищення стовбура від шламу при горизонтальному бурінні – це турбулізація потоку промивальної рідини, яка перешкоджає осадженню і накопиченню шламу в кільцевому зазорі на нижній стінці стовбура.

Невирішеним завданням з очищення від вибуреної породи горизонтальних і похилих ділянок свердловини є визначення критичної швидкості потоку промивальної рідини, що забезпечує винос шламу на цих ділянках.

### **1.3 Проблема забезпечення безаварійної роботи та продовження ресурсу тривало експлуатованих бурильних труб**

На сьогодні глибинне буріння у світі є одним із перспективних напрямів вирішення проблеми збільшення видобутку енергоресурсів. Величезні запаси нафти і газу в Україні розвідані на території Дніпрово-Донецької западини і Карпатської нафтогазової провінції на глибині близько 6,5...7 тис. м. Однак буріння на таких глибинах призводить до суттєвого збільшення кількості аварій, пов'язаних із виходом з ладу елементів БК. Відомо, що в інтервалі буріння 2500...4500 м кількість відмов зростає у 4,8...5 разів, а в інтервалі 4500...5000 м – в 9,8 разів [85].

При роторному бурінні аварійні ситуації (рис. 1.2), спричинені дією на БТ експлуатаційних навантажень та впливом промивальних рідин [6, 46, 165, 183, 184, 231, 236], можна поділити на три основні групи: руйнування труб у висадженій

частині, руйнування ЗРЗ, руйнування по гладкій частині труб. Найбільш часто зустрічається поперечне руйнування тіла труби в з'єднанні по потовщеному кінці, що становить 60...70% від загальної кількості аварій [46, 55, 85].



а)



б)



в)

Рисунок 1.2 – Втомне руйнування БТ а) [231], б) [236] та морфологія в) [165] первинної поверхні тріщини

Характерною особливістю руйнувань БТ є те, що вони відбуваються раптово, найчастіше під час СПО, які при бурінні глибоких свердловин складають до 80% від загального виробничого часу і перевищують час механічного буріння в 3...3,5 рази, причому за весь час буріння свердловини опускають і піднімають до 70...80 тис. свіч [85].

Аналіз аварій елементів БК проведений на підприємствах бурового управління „Укрбургаз” за останні роки свідчить [6, 46], що у більшості випадків їх причиною є спільний вплив втомного руйнування та корозивних середовищ. Так, у 2007 році, частка аварій, пов'язаних з руйнуваннями елементів БК, склала 40%



від їх загальної кількості, у 2008 р. – 50%, 2009 р. – 50%, 2010 р. – 42,8%. Розподіл відмов свідчить, що близько 41% аварій, спричинених корозійно-втомними руйнуваннями БК, відбувається по тілу БТ, 42% – спричинено руйнуванням різбових з'єднань, 17% – інших частин колони. Причому, руйнування труб по тілу відбувається за таким розподілом: 80% – БТ, 20% – обважені БТ, а зокрема по різбовому з'єднанні: 80% – обважені БТ, 20% – БТ. За 2015 та 2016 рік [47, 48] було зафіксовано відповідно 29 та 18 руйнувань, здебільшого по тілу труби. Основною причиною таких руйнувань було утворення мікротріщин, їх стрімкий розвиток та обрив труби, відповідно 24 та 12, що становить близько 80% від усієї кількості. Крім того, відбулось 13 обривів на відстані до 1 метра від торця муфти чи ніпеля, тобто ЗРЗ, найчастіше в межах від 0,5 до 0,6 метра. Орієнтовна кількість відпрацьованих годин обірваних труб знаходилась в межах від 6000 до 15000 годин, в тому числі після дефектоскопії – від 30 до 380 годин. Це свідчить про те, що працюючі в свердловині труби мали механічні пошкодження, які відтак ставали концентраторами напружень, зменшуючи термін експлуатації БТ [46–48].

У 2018 р за даними [49] Полтавського управління БР (табл. 1.1), при експлуатації труб групи міцності G–105 китайського виробництва, мали місце 53 аварійні ситуації при середній глибині буріння 3951 м. Причому, як тріщини, так і промиви, не залежно від типу промивальної рідини та типу операції (буріння, СПО) виникали в околі ЗРЗ від торця муфти або ніпеля на усередненій віддалі 0,57 м. У тому ж 2018 р за даними [49] Полтавського управління БР (табл. 1.1), при експлуатації труб групи міцності S–135 китайського виробництва мали місце 59 аварійних ситуацій при середній глибині буріння 4120 м. Причому як тріщини, так і промиви, не залежно від типу промивальної рідини та типу операції (буріння, СПО, опресовка) виникали в околі ЗРЗ від торця муфти або ніпеля на усередненій віддалі 0,49 м.

У 2019 р за даними [49] Полтавського управління БР (табл. 1.2), при експлуатації труб групи міцності G–105 китайського виробництва мали місце 33 аварійні ситуації при середній глибині буріння 3951 м. Дефекти, не залежно від типу

промивальної рідини та типу операції виникали в околі ЗРЗ від торця муфти або ніпеля на усередненій віддалі 0,55 м. При експлуатації труб групи міцності S-135 китайського виробництва мали місце 29 аварійних ситуацій при середній глибині буріння 4120 м. Причому дефекти, не залежно від типу промивальної рідини та типу операції виникали в околі ЗРЗ від торця муфти або ніпеля на усередненій віддалі 0,51 м.

Працівники „УГВ–Сервіс” у 2019 р. здійснили узагальнений аналіз пошкоджень, які виникли при експлуатації ГТ, тип сталі QT-900, на глибині 2500...6000 м, проведених на свердловинах Харківської і Полтавської областей за приблизно однакових умов. Виокремлено і згруповано в чотири групи низку чинників, які спричиняли аварійні ситуації ГТ:

1) Пошкодження під дією механічних чинників:

- пошкодження утримуючими плашками;
- помилкове закриття засувки на фонтанній арматурі;
- аварійний підйом з дефектом інжектора.

2) Пошкодження під дією технологічних чинників:

- свищі на ГТ (через не герметичність НКТ) та порушення технології промивання);
- зминання ГТ через перевищення диференційних тисків;
- каверни на ГТ, які утворюються під час порушення технології вимиву пропанту (рис. 1.3).

3) Пошкодження ГТ під дією кислот:

- руйнування ГТ через порушення технології хімічного оброблення.

4) Пошкодження через відсутність контролю за станом ГТ (не проводиться облік напрацювання та дефектоскопія):

- свищі (зумовлені втомою матеріалу);
- обрив, злом ГТ (рис. 1.4) через перевищення дозволеного напрацювання.

Таблиця 1.1 – Усереднені дані про руйнування БТ групи міцності G–105 та S–135 за 2018 р.

Глибина буріння, м	Час буріння, год.	Тип операції	Тип промив. рідини	Вид дефекта	Розміщення дефекта від торця ЗЗ	К-ть аварій
БТ групи міцності G–105						
5040	10730	буріння	полімерно-глинистий	тріщина	0,63	3
4310	9125	СПО	глинистий	промив	0,55	4
3880	2894	буріння	мінералізований	тріщина	0,71	5
3820	6270	буріння		промив	0,47	3
3693	5819	СПО	безглинистий-хлоркалієвий	промив	0,52	3
3775	4457	буріння		промив	0,54	4
2610	3683	СПО		тріщина	0,60	1
4030	5717	буріння		тріщина	0,59	5
4251	4035	СПО	хлоркалієвий	промив	0,55	15
4104	2123	буріння		промив	0,50	10
БТ групи міцності S–135						
4030	11460	буріння	полімерно-глинистий	тріщина	0,82	1
2985	10095	буріння		промив	0,85	2
2900	9768	буріння	мінералізований	тріщина	0,55	1
3722	5396	буріння		промив	0,50	14
3870	6052	СПО		промив	0,56	1
3964	10705	буріння	безглинистий-хлоркалієвий	промив	0,31	5
3940	7358	опресовка		промив	0	3
5982	10285	буріння	хлоркалієвий	тріщина	0,55	2
5424	5105	буріння		промив	0,50	17
4574	2201	СПО		промив	0,53	8
3924	7241	опресовка		промив	0,26	5

Таблиця 1.2 – Усереднені дані про руйнування БТ групи міцності G–105 за 2019 р.

Глибина буріння, м	Час буріння, год.	Тип операції	Тип помив. рідини	Вид дефекта	Розміщення дефекта від торця ЗЗ	К-ть аварій
БТ групи міцності G–105						
5600	5347	буріння	полімерно-глинистий	промив	0,69	2
5715	3099	СПО		промив	0,61	2
3930	7113	СПО	мінералізований	промив	0,61	3
4300	8521	буріння		промив	0,56	4
3980	7445	проробка	безглинистий-хлоркалієвий	промив	0,59	2
3463	6062	буріння		промив	0,56	10
3834	8168	СПО		промив	0,59	5
3830	5821	буріння		тріщина	0,60	1
6100	3404	СПО		тріщина	0,68	1
5975	2270	буріння	хлоркалієвий	тріщина	0,61	2
6100	3027	проробка		промив	0	1
БТ групи міцності S–135						
3380	9673	СПО	Полімерно-глинистий	промив	0,66	2
3445	12665	СПО	Мінералізований	тріщина	0,60	1
4602	8100	буріння		промив	0,53	5
3848	3663	СПО		промив	0,58	3
3980	148	буріння	Безглинистий-хлоркалієвий	тріщина	8,10	1
3275	3156	СПО		промив	0,39	8
3430	5473	буріння		промив	0,52	8
6100	8635	буріння	Хлоркалієвий	промив	0,30	1

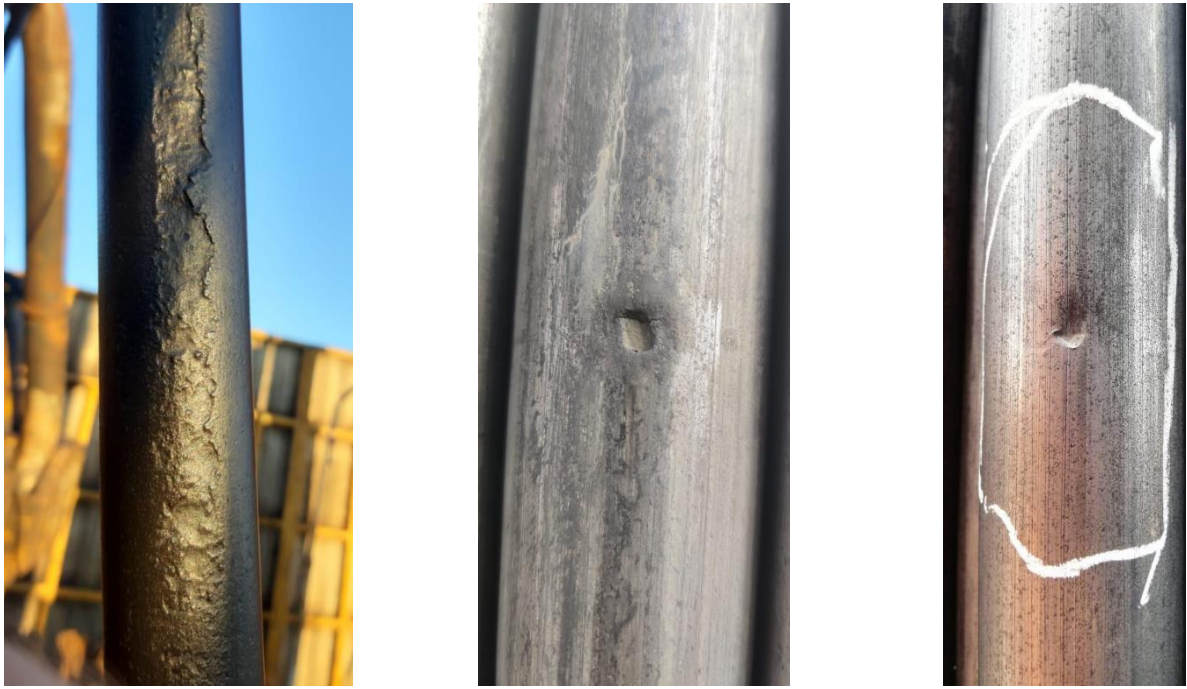


Рисунок 1.3 – Корозійні каверни на зовнішній поверхні ГТ [49]



Рисунок 1.4 – Втомні тріщини  
через перевищення дозволеного напруцювання ГТ [49]

Таким чином, проблема забезпечення роботоздатності тривало експлуатованих елементів колон бурильних та ГТ виникає не тільки в нафтогазовій галузі

України. Ця проблема є актуальною для країн із пріоритетним напрямком видобутку нафти та газу, зокрема в КНР [165, 184, 193, 231, 236], Росії [13, 71, 102, 144], Ірані [193], Аргентині [228, 229, 230], Норвегії [184]. У зв'язку з цим, аналізування, узагальнення та обґрунтування шляхів розв'язання цієї проблеми сучасними науковими методами є актуальною науково-технічною задачею.

#### **1.4 Типові дефекти та руйнування елементів тривало експлуатованих бурильних колон**

Під час буріння елементи БК перебувають під впливом таких експлуатаційних навантажень, як розтяг, стиск, кручення, згин, гідростатичний тиск і вібрації, а також зазнають впливу корозивних середовищ [193, 204]. Слід зауважити, що кількість, положення та час дії цих навантажень не є постійними і завжди змінюється. Крім того, навантаження та напруження суттєво відрізняються у нахилених свердловинах, де ймовірність руйнування значно зростає внаслідок падіння втомної міцності.

Під час експлуатації в елементах БК виникають чисельні дефекти (рис. 1.5). Основною причиною її появи є дія складних навантажень, комбінованих напружень, різних типів вібрацій і, крім того, корозійна (рис. 1.6) та ерозійна поведінка БР. Причому порівняння ерозії БТ у вертикальній свердловині та ерозії БТ у горизонтальній свердловині свідчить [241], що пікова швидкість ерозії в горизонтальній свердловині збільшується в 3,7 рази.

Аналіз понад 750 аварійних ситуацій БК на іранському нафтовому родовищі [193] виявив кілька слабких місць на БТ, де концентрація напружень набагато вища, ніж інші частини БТ і вони мають хороший потенціал для започаткування дефектів. Ці місця концентрації напружень у БТ можна розділити на чотири основні групи:

- поверхневі нерівності;
- потовщена область труби;
- корозійні пітинги;
- різьбові з'єднання.



Рисунок 1.5 – Корозійні пітинги на внутрішній поверхні БТ [193]



Рисунок 1.6 – Корозійні пошкодження БТ [241]

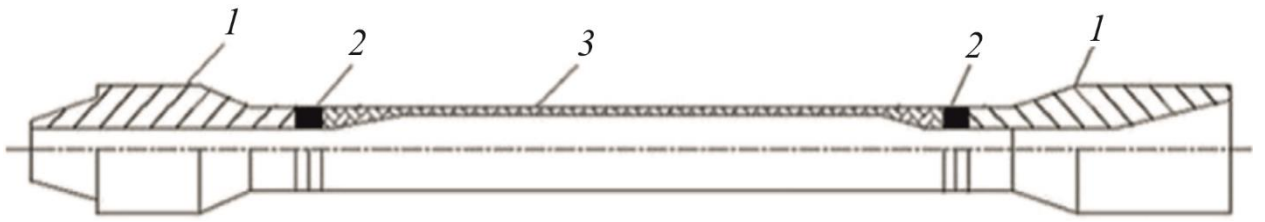
Поверхневі нерівності – це макро- та мікроповерхневі механічні пошкодження на тілі БТ, спричинені неналежним поводженням при транспортуванні та зберіганні, неправильною експлуатацією та найважливіші, промиви. На рис. 1.7 показано промив утворений через довгу і вузьку щілину.

БТ складається з трьох різних частин (рис. 1.8). Ніпель та муфта є потенційним джерелом тріщин у БТ [85]. Зона зварювання та потовщена частина БК є критичним місцем утворення тріщиноподібних дефектів завдяки своїй геометрії. На рис. 1.9 показано промив і втомну тріщину при внутрішньому руйнуванні. Тріщина розвивалася радіально та по колу.

Під час експлуатації [178] найбільше відмов, зумовлених промивами БТ, спостерігається в перехідній зоні (рис. 1.10).



Рисунок 1.7 – Промив на 5" БТ [85]



1 – ніпель та муфта; 2 – зона зварювання; 3 – трубка

Рисунок 1.8 – Схема БТ [85]



Рисунок 1.9 – Промивина і втомна тріщина при внутрішньому руйнуванні [193]



Рисунок 1.10 – Промивини БТ у перехідній зоні [178]



У роботі за допомогою програмного забезпечення ANSYS проаналізовано напружений стан перехідної зони БТ і показано, що ця зона є найслабшим місцем БТ (рис. 1.11).

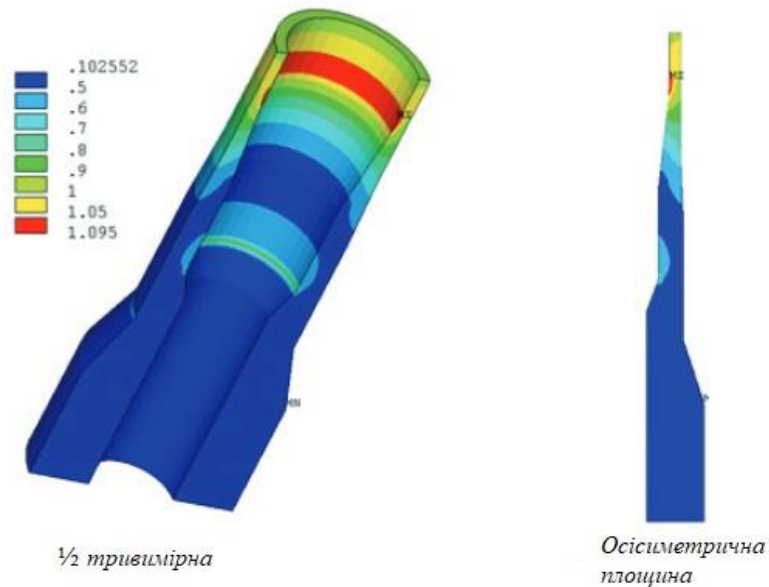


Рисунок 1.11 – Імітаційна модель БТ [178]

Довжина перехідної зони та радіуса фаски перехідної зони  $R$  має значний вплив на коефіцієнт концентрації напружень  $K_t$ , що добре узгоджується з експлуатаційною практикою. Встановлено, що коли довжина перехідної зони становить 160 мм, а  $R$  становить 300 мм, то коефіцієнт концентрації напружень  $K_t$  зменшується до мінімуму, і це є найоптимальнішим розміром конструкції.

У [180] вивчали руйнування після 2367 год чистого часу свердління на глибину 8726 м БТ G–105 127,0×9,20 мм. Ці руйнування детально розглядали та проводили систематичний аналіз умов експлуатації та навантаження БТ. Зазначено, що буробР може мати корозійні та ерозійні властивості, а бруд може пошкодити внутрішнє покриття БТ. Вимірювання та перевірку проводили за конфігураційними розмірами, хімічним складом, механічними властивостями, за допомогою металографії, макрофрактографії, мікрофрактографії та продуктами корозії. Досліджували мікрозони підвищеної крихкості, що містять неметалеві включення, які виникають під час виготовлення БТ і стаються концентраторами напружень. Крім того досліджували

швидкість поширення корозійної тріщини в БТ. За результатами досліджень та аналізів вважають, що аварії, спричинені вимиванням БТ або руйнування труби, спричинені корозійно-втомним розвитком тріщини. Етапи руйнувань були такими: корозійні виразки (рис. 1.12) спочатку виникали на внутрішній поверхні в зоні концентрації напружень у БТ, потім корозійно-втомні тріщини (рис. 1.13), започатковані на дні корозійної виразки розвиваються, утворюючи промивини (рис. 1.14) або з часом спричиняють руйнування, оскільки тріщина, пройшовши крізь товщину стінки БТ, продовжує розвиватися у поперечному напрямі.



Рисунок 1.12 – Морфологія корозійної виразки на внутрішній поверхні вимивного отвору [180]

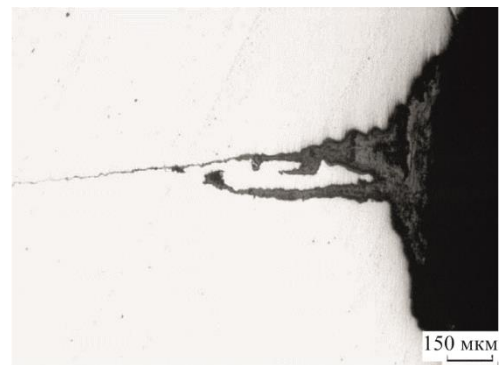


Рисунок 1.13 – Морфологія тріщин, що виникає з корозійних виразок в зоні закінчення внутрішнього звуження [180]



Рисунок 1.14 – Промив на БТ [180]

Зауважимо, що швидкість поширення корозійно-втомної тріщини  $da/dN$  у зразку, виготовленого зі зруйнованої труби з ознаками втоми, в 1,7...2,3 рази пере-

вищують швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини у зразку без ознак втоми (рис. 1.15).

Причини утворення промивів у БТ були пов'язані з конфігурацією, якістю матеріалу та станом навантаження БК.

Під час буріння [160] було вирішено витягнути бурову колону. БТ розміром 127 мм зрізалася (рис. 1.16) і повне відокремлення відбулося у свердловині. Проведене дослідження свідчить, що сумарне прикладене напруження на даний момент було меншим за границю плинності матеріалу.

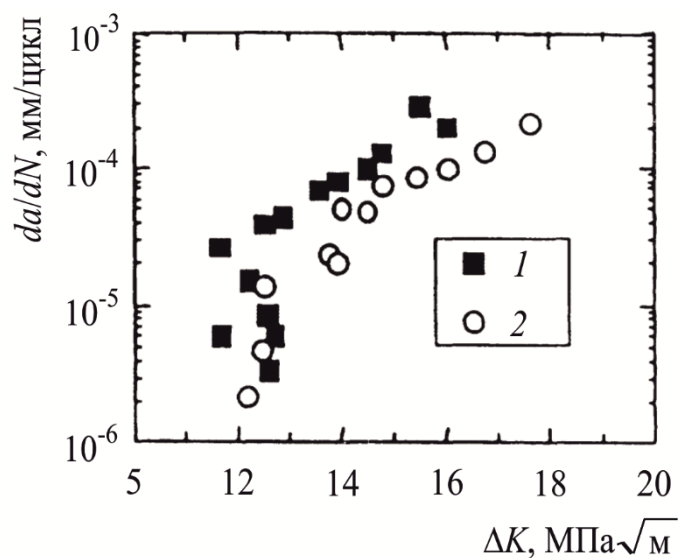


Рисунок 1.15 – Порівняння діаграм циклічної тріщиностійкості ( $da/dN - \Delta K$  криві) експлуатованої БТ G105 з ознаками втоми (1) та без них (2) [180]



Рисунок 1.16 – Зріз 127 мм БТ [160]

Під час буріння [150] на ділянці свердловини від 2470 м до 2516 м тиск на стійці труби впав раптово, тому було вирішено витягнути бурову колону в обсадженому отворі на 1950 м. Виявлено проблему втрати герметичності 127 мм БТ S 135 (рис. 1.17).

Через БР під високим тиском, що проходив через тріщину та отвір, поверхня руйнування була розмита і інформація отримана з цієї поверхні не були корисною. Передбачалося, що промив відбувся через корозійно-втомну тріщину, запечатковану на внутрішній поверхні БТ в області, де внутрішнє покриття було пошкоджене і спостерігалися корозійні пітинги.

У БТ G 105 розміром 127 мм виявили промив через 126 год чистого буріння [165]. У праці провели систематичний аналіз з урахуванням якості сталі та стану навантаження БК. Вимірювання та перевірку проводили щодо конфігурації, механічних характеристик ( $\sigma_B = 935,0$  МПа,  $\sigma_{0,2} = 861,0$  МПа,  $\delta = 24,0\%$ ), хімічного складу (див. табл. 1.3), металографії та мікрофрактографії.



Рисунок 1.17 – Промив 127 мм БТ  
(тріщина поширюється радіально) [150]

Таблиця 1.3 – Хімічний склад досліджуваної сталі БТ G 105

Масова частка елементів, %								
C	Mn	Si	Cr	Cu	Mo	Ni	S <sub>max</sub>	P <sub>max</sub>
0,24	1,11	0,23	0,86	0,091	0,15	0,041	0,0018	0,009

Виявили, що причиною аварії з промивом БТ (рис. 1.18) була передчасна втома сталі, а також механічні пошкодження через неправильну роботу на її зовнішній поверхні. Крім того причиною аварійної ситуації був шар знеуглецювання 0,35 мм, спричинений неналежною термічною обробкою. Під впливом коливальних напружень тріщини виникли з шару знеуглецювання та швидко розвивались. Коли тріщина поширилася через товщину стінки БТ, утворився промив.



Рисунок 1.18 – Промив у БТ [165]

Оптичне мікроскопічне спостереження (рис. 1.19) металографічного зрізу БТ через товщину стінки навколо тріщини свідчить, що багато міні-тріщин виникли з зовнішньої поверхні БТ і поширилися вглиб, що характерно для втомної тріщини.

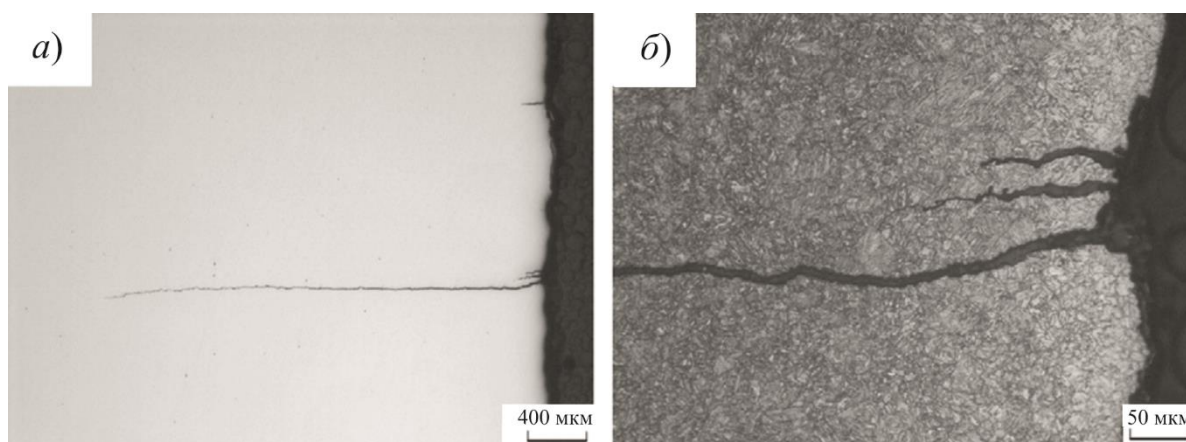


Рисунок 1.19 – Оптична мікрофотографія стінки БТ [184]

У праці [184] представлено ряд результатів досліджень руйнувань бурових колон, що охоплюють понад півтора роки діяльності в Північному морі. Зокрема, вивчали промив у тілі БТ, що знаходився приблизно на 1230 мм від бурильного замка. Поверхня корпусу БТ, що прилягає до промивини, мала кілька перпендикулярних рубців, як показано на рис. 1.20*a*. На внутрішній поверхні не було виявлено тріщин, прилеглих до промиву труби, як показано на рис. 1.20*б*.

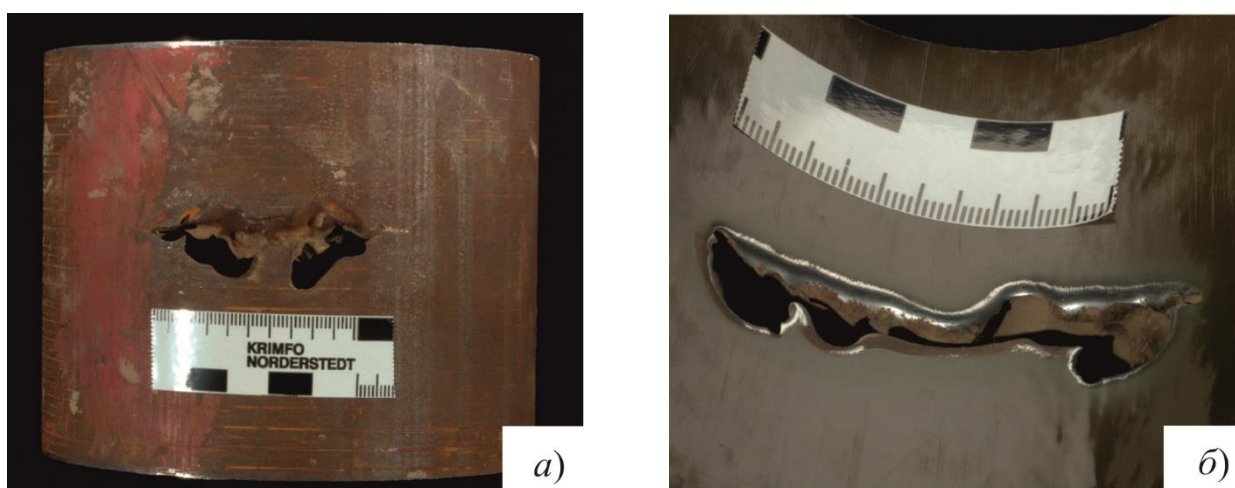


Рисунок 1.20 – Промив, вигляд ззовні *a)* та зсередини *б)* [184]

Металографічні дослідження в поперечному перерізі показали, що в сусідній зоні виникли тріщини до кількох промивів. Ця зона складалася як з локалізованого незагартованого мартенситу, так і з локалізованого деформованого мартенситу, як показано на рис. 1.21 і 1.22. Глибина тріщин на досліджуваному перерізі була приблизно 0,1...0,4 мм.

Наступний промив у тілі БТ, що знаходився приблизно на 510 мм від бурильного замка. На зовнішній поверхні корпусу БТ біля промивини не виявило значних нерівностей та значної тріщини, однак на внутрішній біля промивини було візуально виявлено тріщину (рис. 1.23).

Поперечний переріз поруч із промивиною БТ було розділено та підготовлено до металографічної експертизи. На цьому перерізі спостерігали три тріщини щодо корозійних виразок, які показано на рис. 1.24.

Одна з цих тріщин була примусово розкрита, і поверхня руйнування (поверхня тріщини) візуально вказувала на втомне поширення тріщини. Це зображено на рис. 1.25.

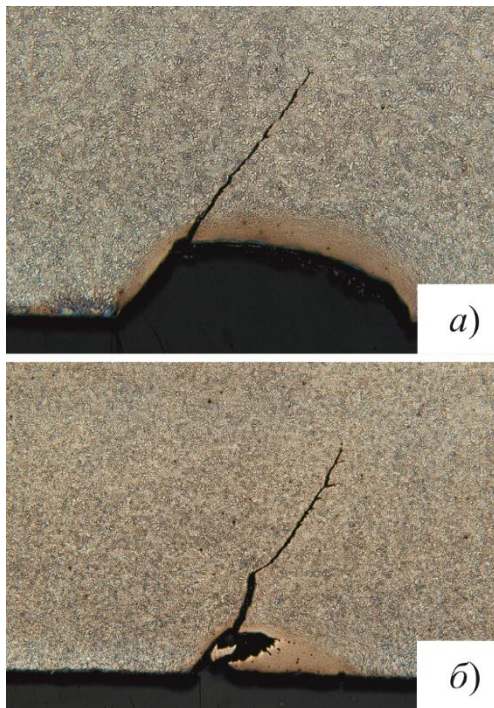


Рисунок 1.21 – Тріщини, започатковані в зоні незагартованого мартенситу, що прилягає до промивин [184]

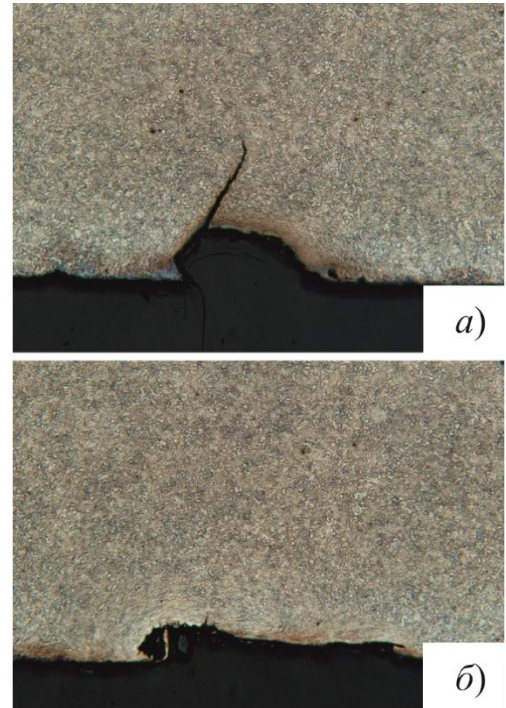


Рисунок 1.22 – Тріщини, започатковані в зоні, що прилягає до промивин [184]



Рисунок 1.23 – Промивина, видно ззовні *a)* та зсередини *б)* [184]

Дефектність БТ також виникає на різьбових з'єднаннях. Низка дослідників вивчали різьбові з'єднання БТ за допомогою обчислювального та чисельного підходів [181, 183, 185, 215].

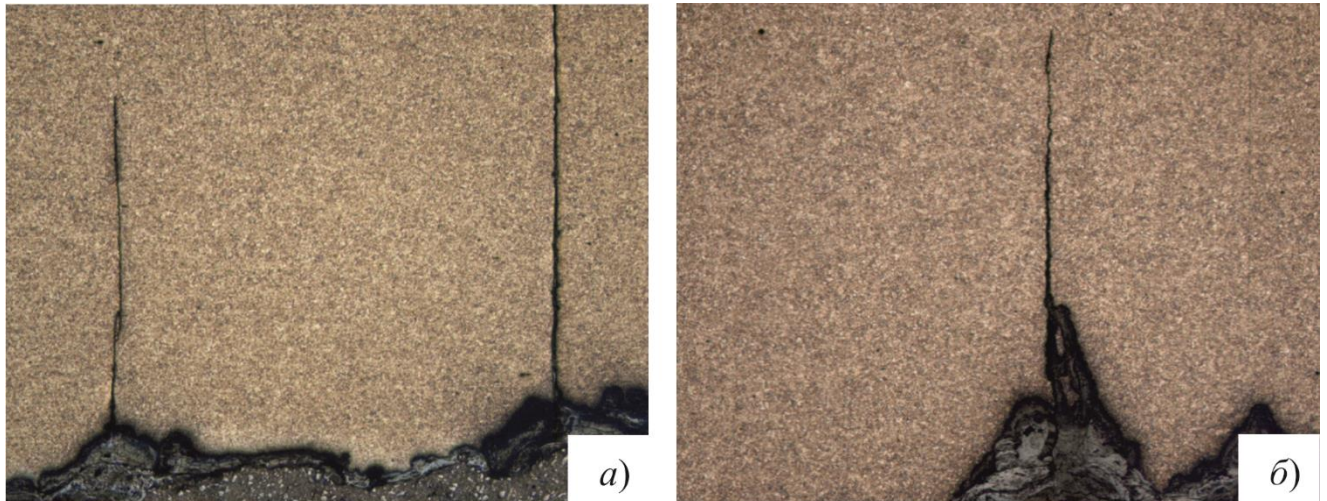


Рисунок 1.24 – Три тріщини були виявлені щодо корозійних виразок у поперечному перерізі, що прилягає до промивини в БТ [184]



Рисунок 1.25 – Поверхня руйнування вимушеної розкритої тріщини [184]

У праці [181] було проведено детальне дослідження щодо виходу з ладу ЗРЗ БТ G-105. Вивчали, як розподіл напружень на різьбовому з'єднанні може призвести до несправності БТ. Напруження аналізували за допомогою 2D методу скінченних елементів для ЗРЗ БТ за комбінованого навантаження, що містить



попередній натяг, розтягуючі та згинальні навантаження. Визначаючи розподіл напружень, з'ясували, що потенційним місцем для зародження втомних тріщин є „основа першого зуба”, де вони є максимальними. Встановлено (рис. 1.26), що руйнування спричинила втомна тріщина, яка зароджується від „основи зуба” і поширюється крізь стінку ніпеля (рис. 1.27). У цій зоні зафіксовано найбільші циклічні згинальні навантаження внаслідок локальних вигинів БТ.

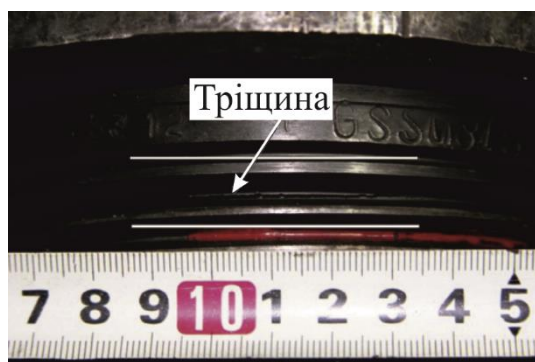


Рисунок 1.26 – Макроскопічні зображення тріщини на „першої основи зуба” різьби



Рисунок 1.27 – Макроскопічні зображення порядку нумерації різьби ніпельного з'єднання

У [183] використовуючи механічні випробування, металографію та хімічний аналіз з'ясували, що головними причинами руйнування є осьові, крутні та згинальні напруження втомного та корозійно-втомного характеру, що виникають перевантаження БК під час її експлуатації.

Аналіз напружень різьбових з'єднань БК [215] під осьовим, згинальним та крутним навантаженням проводили методом скінченних елементів в області найбільшої концентрації напружень. За результатами розрахунків встановили, що коефіцієнти пікової концентрації напружень у всіх випадках були в околі основи першого навантаженого „зуба” в ніпелі та останнього звантаженого „зуба” в муфті. Аналіз чутливості на вплив профілю нитки різьби на напружений стан показав, що опірність втомі може бути збільшена за рахунок покращення дизайну профілю різьби.

Аналіз напруженого стану різьбових з'єднань БК, що зазнають експлуатаційних навантажень [185] показав, що у всіх випадках основа першого навантаженого зуба в ніпелі і останнього завантаженого „зуба” в муфті є місцями максимальних „пікових” напружень, окрім того, максимальне напруження в ніпелі більше.

У [176] вивчали вплив енергії, що поглинається БТ і є найважливішим показником в'язкості, який має вирішальне значення на її безпеку під час експлуатації.

Аналіз статистичних результатів 91 випадків виходу з ладу БТ показують, що промивини є основною причиною аварійних ситуацій БТ групи міцності S–135, включаючи промивини овальної форми та наскрізні щілини. Довжина промивини (овальної форми наскрізного отвору) знаходиться в інтервалі 20...50 мм, а поглинена енергія удару, що вийшла з ладу БТ знаходиться в межах 42...156 Дж. Довжина наскрізної щілини знаходиться в інтервалі 60...90 мм, а енергія поглиненого БТ удару, зосереджена в межах 76...150 Дж. Результати аналізу свідчать, що існує певна кореляція між довжиною наскрізного отвору та енергією поглиненого БТ ударом.

У цій праці показано, що існує певна кореляція між довжиною наскрізного отвору та енергією, поглиненою ударом БТ. Також обґрунтовано, що для безпечної експлуатації БТ групи міцності S 135 вона повинна витримувати, не руйнуючись, поглинену енергію удару понад 80 Дж.

У праці [152] розглядали результати, отримані в ході випробувань швидкості росту втомних тріщин у БТ груп міцності G 105 та S 135 у повітрі. Показано, що під час роботи БК зазнає багато умов навантаження з таких причин:

- згин у криволінійних свердловинах;
- згинання у нижній частині свердловини через стискаючі навантаження, що діють на компоновку бурильної колони (КБК);
- монтаж вантажів у різьбових з'єднаннях (бурильні замки);
- осьові вібрації.

У випадку буріння по криволінійній траєкторії напруження, яке виникає у компонентах БК має дві складові: постійну – пов'язану з вагою БК та змінну, яка залежить від швидкості обертання долота та залежно від кривизни свердловини постійного розтягуючого навантаження.

На практиці, на свердловині допустима кривизна приймається  $5^\circ/30$  м, а навантаження розтягу коливаються від нуля до 1800 кН залежно від розташування труби всередині БК.

Напруження, викликані згином, можуть виникати лише в нижній частині КНБК, яка зазнає стискаючих навантажень; ця частина колони складається тільки з обважнених БТ.

Кінцево БТ з'єднується через попередньо завантажені різьбові з'єднання. Аналіз кінцевих елементів свідчить, що вони можуть створювати високі напруження у впадинах кореня різьби бурильних замків.

Напруження, спричинені вібраціями, можуть бути по величині співставні із постійними навантаженнями розтягу, але цього можна уникнути, контролюючи швидкість обертання долота.

Розраховані числові напруження, що виникають від різних типів навантажень представлено в табл. 1.4.

У [152] досліджували такі матеріали:

- сталь S–135, яка використовується в БТ, верхня частина БК (за умов високих розтягуючих навантажень);
- сталь G–105, яка використовується в БТ нижня частина БК.

Основні механічні характеристики цих сталей подано в табл. 1.5.

Експерименти проводили в умовах постійного навантаження з використанням двох різних значень коефіцієнта асиметрії цикла  $R = 0,1$  та  $R = 0,7$  (мінімальне та максимальне навантаження). Значення  $R = 0,1$  було обрано як репрезентативне для умов навантаження, яке зустрічається по усій КНБК (виключаючи лише бурильні насадки), тоді як  $R = 0,7$  імітувало роботу умови в межах верхньої частини БК та в різьбових з'єднаннях КНБК.

Дослідження проводили використовуючи компактний прямокутний зразок (рис. 1.28) з боковою тріщиною на позacentровий розтяг. Досліджували розвиток півеліптичних тріщин із постійним співвідношенням глибини до ширини  $a/c = 0,5$ .

Таблиця 1.4 – Числові значення напружень

Тип навантаження	Статичне навантаження – динамічне навантаження, МПа		
	ОБТ	БТ	Частота
Осьове навантаження	50...0	0...200	Статичне
Викривлення свердловини	0...120	0...180	$N^*$
Поздовжній згин	0...50	NA**	$N^*$
Осьові вібрації	0...100	0...50	$N$ до $3N+$
Поперечні вібрації	0...50	0...50	kN/2
Навантаження компоновки	100...600	100...620	Статичне ++

\* швидкість обертання колони;

\*\* згин відбувається тільки в КНБК;

+ залежно від типу долота;

++ в основі першого витка різьби різьбового з'єднання.

Таблиця 1.5 – Механічні характеристики сталей БТ груп міцності S–135 та G–105

Матеріал	$E$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{Ic}$ , МПа $\sqrt{м}$ (20°C)
S–135	$2,102 \cdot 10^5$	1042,0	961,0	13,1	190,6
G–105	$2,074 \cdot 10^5$	852,0	728,0	17,4	163,2

За результатами експериментів вимірювали швидкість росту втомних тріщин в повітрі при кімнатній температурі для двох типів сталей БТ груп міцності G–105 та S–135. Представлені на рис. 1.29 результати досліджень свідчать, що дві сталі мають дуже схожі темпи поширення втомних тріщин.

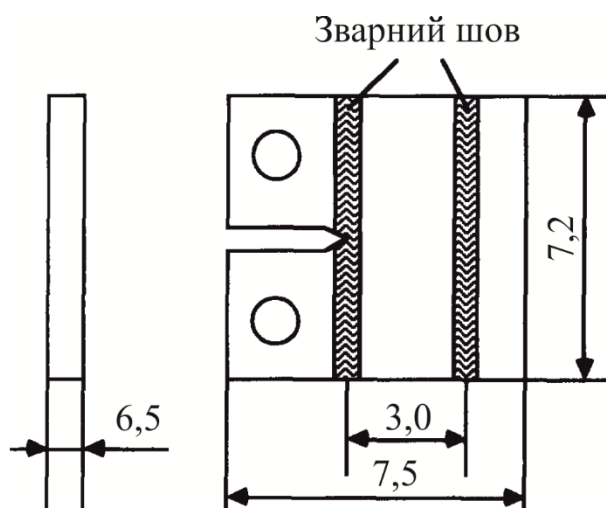


Рисунок 1.28 – Розміри зразків, отриманих з БТ

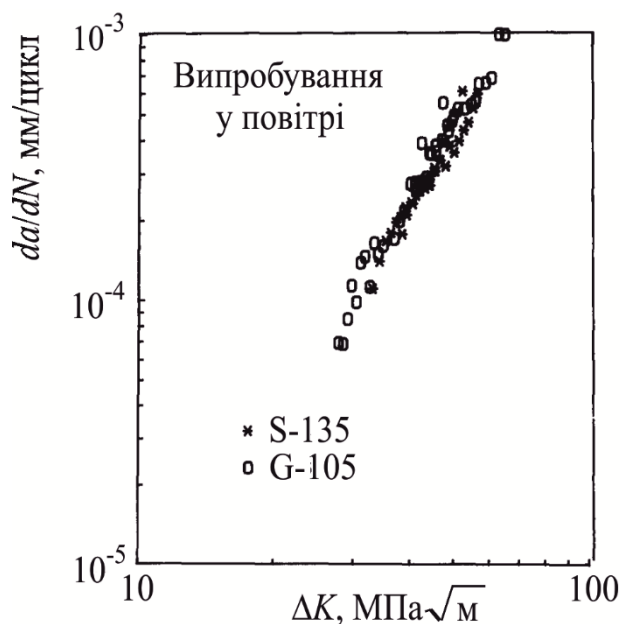


Рисунок 1.29 – Швидкість росту втомної тріщини в сталях БТ у повітрі

Оцінку роботоздатності БК проводили за двома різними умовами навантаження. Перша умова (LC1) – характеризувалася середнім напруженням,  $\sigma_{\text{ср}} = 600$  МПа і коефіцієнтом асиметрії цикла  $R = 0,7$  ( $\Delta\sigma = \pm 106$  МПа), що є репрезентативним для напружень, що виникають біля першої впадини витка муфтової різьби, в товщині стінки близько 40 мм. Велике напруження пов'язане з крутним моментом, що застосовується на етапі складання БК, тоді як змінні напруження виникають через кривизну свердловини (тут передбачалася кривизна  $3^\circ/30$  м).

Друга умова (LC2) – має нижче середнє напруження,  $\sigma_{\text{сеп}} = 200$  МПа, але вищий альтернативний коефіцієнт асиметрії циклу  $R = 0,1$  ( $\Delta\sigma = \pm 165$  МПа).

Ці значення є репрезентативними напруженнями, що виникають у тілі БК у сильно криволінійних свердловинах (до  $5^\circ/30$  м), де середні напруження при розтягуванні можуть зникнути, а змінні навантаження – пов'язані з кривизною свердловини визначаються великим напруженням згину.

Результати аналізу наведено на рис. 1.30, як передбачена кількість циклів до руйнування від початкової довжини тріщини. Під час буріння свердловини, елементи БК зазнають  $10^6 \dots 10^7$  циклів.

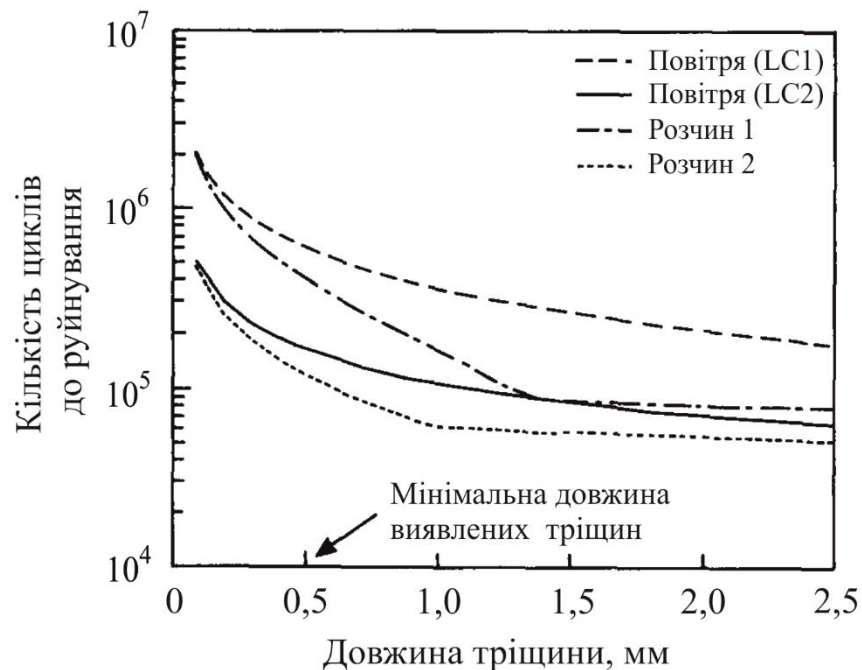


Рисунок 1.30 – Прогнозована кількість циклів до відмови як функція початкової довжини тріщини для БК за різних умов навантаження та робочих середовищ

Однак, під час буріння обважнені БТ зазвичай не завжди працюють у таких суворих умовах, як показано на рис. 1.30. Крім того, вони піднімаються зі свердловини для зміни долота під час СПО і може відбутися зміна положення обважненої БТ у БК. Більше того, залишковий ресурс за LC1 (тобто помірно викривлені свердловини) є значно більшим, ніж типовий для LC2 (тобто сильно викривлені свердловини). У другому випадку прогнозований час роботи дуже короткий (105 циклів, тобто від 50 до 60 год).

Представлені результати слугуватимуть основою для розроблення та обґрунтування нових ефективних підходів забезпечення роботоздатності тривало експлуатованих елементів БК.

### **1.5 Аналіз сучасного стану підходів до вивчення проблеми втрати роботоздатності тривало експлуатованих елементів бурильних колон**

Досвід експлуатації БТ свідчить, що під час поглиблення БК зазнають статичних, втомних та динамічних навантажень, а також впливу промивальних розчинів. Крім того під час тривалої експлуатації деградують властивості матеріалу БК (змінюються вихідні фізико-механічних характеристики матеріалу [60, 174]). У зв'язку з цим розуміння причин руйнувань БК є одним з актуальних питань у нафтогазовій галузі.

Пошкодження матеріалу, зумовлено гетерогенністю фізико-хімічного його стану [219] і є джерелом накопичення незворотних мікродеформацій, утворення пітингів, мікротріщин [102, 162], а також специфічними умовами експлуатації зазвичай є причиною утворення та розвитку корозійно-втомних тріщин [59] та ризику подальшого руйнування елементів БК.

У зв'язку з цим оцінювання здатності матеріалу елементів БК чинити опір розвитку корозійно-втомних тріщин та умов, за яких можливе їх руйнування під час експлуатації є важливим визначення їх роботоздатності.

Проблемою є узгодження напруженого стану елементів БК (БТ і замків) та оцінка на цій основі умов їх руйнування як реальної конструкції із одержаною лабораторним шляхом інформацією про руйнування цих елементів. Тут необхідно по-перше, визначити як напружений стан елемента конструкції, так і напружений стан досліджуваного зразка, а по-друге оцінити фізико-механічних характеристик тривало експлуатованого матеріалу [163]. Отримана інформація дає можливість прогнозувати механічну поведінку та остаточне руйнування таких конструкцій, використовуючи результати, отримані з лабораторних досліджень.

Зазначену проблему вирішують методами механіки руйнування, у рамках якої визначають в'язкість руйнування (тріщиностійкість), яка є важливою властивістю матеріалу і виражається такими критичними параметрами в'язкості руйнування як, наприклад,  $J$ -інтеграл ( $J_{IC}$ ), коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН) ( $K_{IC}$ ) або розкриття тріщини ( $\delta_{IC}$ ). Ці параметри сприймаються як надійний інструмент [87, 107, 137, 198] для визначення умов руйнування матеріалів елементів конструкцій.

Універсальні методи випробувань з використанням зразків з попередньо утвореними глибокими тріщинами для визначення параметрів в'язкості руйнування ( $J_{IC}$ ,  $K_{IC}$  або  $\delta_{IC}$ ), які регламентують послідовність проведення досліджень розробили в стандартах ASTM, BSI та ISO [146–148, 154, 155].

Однією з основних вимог застосування цих методів є дотримання умов автоточності поля напружень і деформацій в околі вершини тріщини [87]. Розмір пластичної зони, згідно умов автоточності повинен бути на порядок менший від довжин тріщини, а також відстані її вершини від границь тіла зразка, тобто

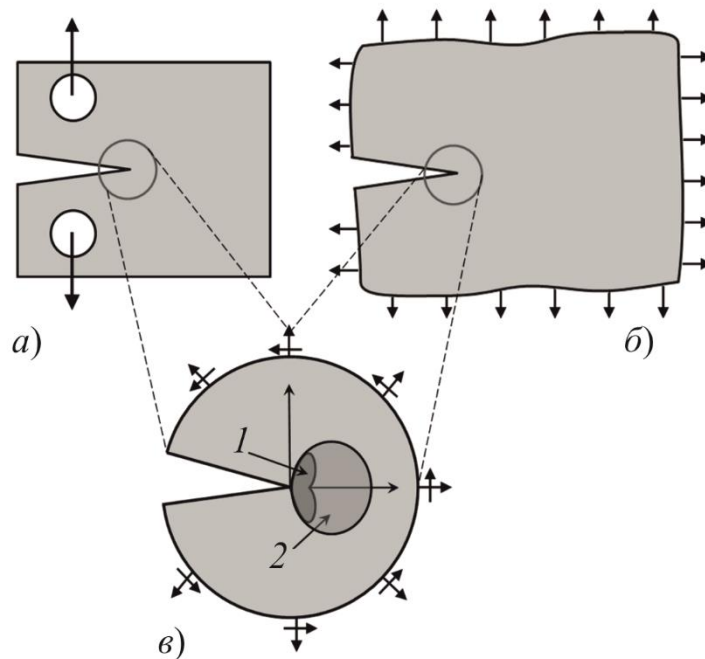
$$a, (t - a) \geq (1,5 \dots 2,5) \cdot \left( \frac{K_I}{\sigma_T} \right)^2, \quad (1.1)$$

де  $a$  – довжина тріщини,  $t$  – розмір тіла в напрямку поширення тріщини,  $\sigma_T$  – границя плинності матеріалу за розтягу.

У праці [163] досліджували концепцію подібності, в якій одним параметром ( $J$ -інтегралом) описували поле напружень в околі вершини тріщини зразка або елемента конструкції (рис. 1.31) базуючись на результатах випробувань стандартних зразків (дотриманно умови автоточності поля напружень і деформацій в околі вершини тріщини).

Для випробувань використано три типи зразків (рис. 1.32): компактні зразки, що навантажують розтягом (рис. 1.32а), пластина з боковою тріщиною, що навантажують розтягом (рис. 1.32б), а також балкові зразки з боковою тріщиною, що навантажують за схемою три точкового згину (рис. 1.32в).





*a* – зразок для випробувань; *б* – схематичне представлення навантаженого елемента конструкції з тріщиною; *в* – пластична зона у вершині тріщини (1) та область (2) інтегрування (визначення *J*-інтеграла)

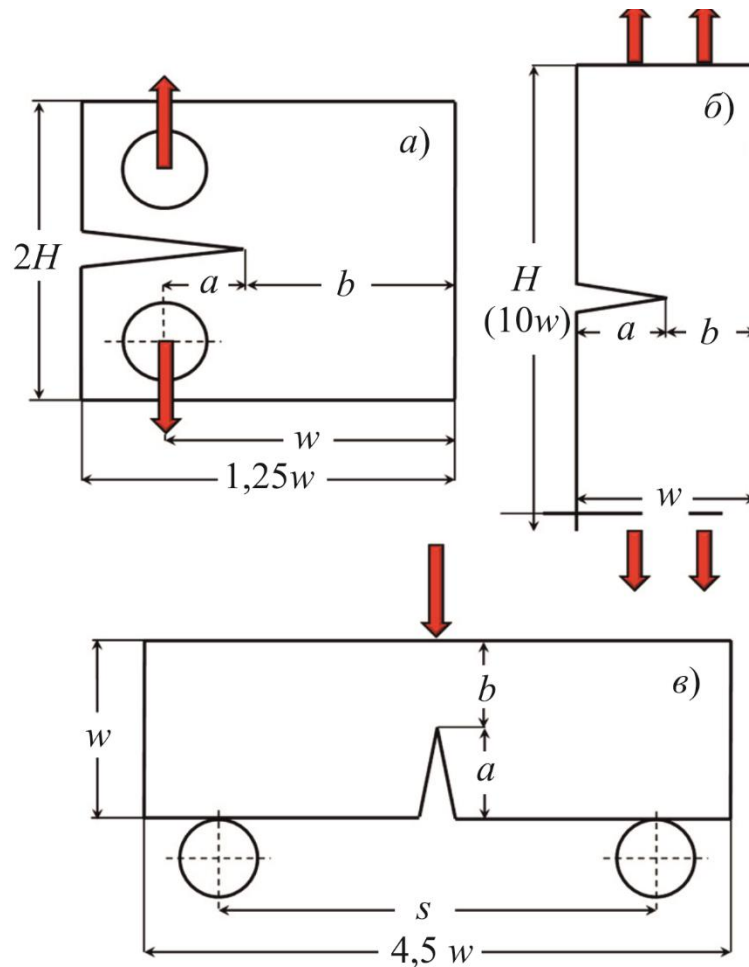
Рисунок 1.31 – Концепція моделювання з урахуванням однопараметричної пружно-пластичної механіки руйнування [163]

Парисом, на основі праць [200, 201], запропоновано, однопараметричний критерій пружно-пластичної механіки руйнування. У [210] запропонували критерій *J*-інтеграл для оцінювання напруження в околі вершини тріщини:

$$b, (W - a) \geq M \cdot \frac{J}{\sigma_0}, \quad (1.2)$$

де *b* – товщина зразка,  $(W - a)$  – віддаль від вершини тріщини до основи зразка,  $\sigma_0$  – еталонне напруження (це може бути  $\sigma_T$  або середнє значення  $\left(\frac{\sigma_T + \sigma_B}{2}\right)$ ).

Розглянуті нижче підходи в рамках стандарту ASTM E1820, придатні для стандартних призматичних зразків на згин (SENB), компактних прямокутних та дискових зразків з боковою тріщиною,  $0,45 \leq a/W \leq 0,70$  і шириною зразка в межах  $1 \leq W/B \leq 4$ .



- а) компактний зразок; б) пластина з боковою тріщиною;  
в) балковий зразок із боковою тріщиною

Рисунок 1.32 – Геометрія зразків для випробувань

Перша версія стандарту ASTM E1820 [147] містила метод  $J$ -інтегрального випробування, який був розроблений на основі оцінки діаграми руйнування „навантаження – зміщення берегів тріщини ( $LLD$ )”. Аналізуючи перші  $J - R$  криві згідно ASTM E1820, стандарт розділив загальний інтеграл на еластичні та пластичні компоненти, що підлягають окремій оцінці:

$$J = J_e + J_p, \quad (1.3)$$

де  $J_e$  – пружна складова  $J$ -інтеграла обчислюється безпосередньо з КІН  $K$  для плоскої деформаційної тріщини:

$$J_e = \frac{K^2 \cdot (1 + \mu^2)}{E}, \quad (1.4)$$

де  $E$  – модуль Юнга,  $\mu$  – коефіцієнт Пуасона.

Пластична складова  $J_e$  визначається з наступного рівняння,  $\eta$  – безрозмірний коефіцієнт, що характеризує пластичну зону геометрії зразка

$$J_p = \frac{\eta \cdot A_p}{b \cdot B_N}, \quad (1.5)$$

де  $J_p$  – пластична складова  $J$ -інтеграла,  $B_N = W - a$  – відстань від вершини тріщини до межі тіла зразка,  $b$  – ширина зразка,  $A_p$  – загальна площа під кривою „навантаження – зміщення берегів тріщини”, отримана в результаті випробування на руйнування, яка представляє енергію, поглинену зразком.

Рівняння (1.3)–(1.5) використовують у ASTM E1820 [147, 148] для визначення критичного значення  $J$ -інтеграла ( $J_{IC}$ ), коли відсутній сталій розвиток тріщини.

Експериментально доведено, що розкриття тріщини у її вершині (CMOD) легше вимірювати і з більшою точністю, ніж зміщення берегів тріщини, для зразків з боковою, особливо дрібною тріщиною.

У [173], використовуючи на основі розкриття тріщини у її вершині пластичний коефіцієнт  $\eta$ , запропонували подібну до рівняння (1.5) оцінку пластичної складової  $J_p$

$$J_p = \frac{\eta_{CMOD} \cdot A_{CMOD}^p}{b \cdot B_N}. \quad (1.6)$$

Рівняння (1.6) використовують у ASTM E1820 як альтернативу визначення  $J$ -інтегралу. Особливістю випробування є використання одного зразка з відповідною корекцією росту тріщини.

Таким чином, базовий метод випробування визначає в'язкість ініціювання руйнування у точковому значенні, а метод випробування кривої опору визначає в'язкість руйнування у форматі кривої опору з одного випробувального зразка.

Оцінка  $J$ -інтеграла із урахуванням рівнянь (1.5) або (1.6) справедлива лише у випадку нерухомої тріщини для визначення  $J_{IC}$  при ініціюванні пластичного розриву. Оцінка  $J$ -інтеграла для підростаючої тріщини повинна враховувати ефект ширини тріщини, оскільки його визначено на основі деформаційної теорії пластичності. Враховуючи це в [164], запропонували підхід, згідно якого враховується корекція росту тріщини.

КІН визначали за рівнянням (1.4), але для обчислення пластичної складової  $J$ -інтеграла –  $J_p$  використовували додатковий коефіцієнт  $J$ -інтегралу:

$$J_{p(i)} = \left[ J_{p(i-1)} + \frac{\eta_{i-1} \cdot A_p^{i-1,i}}{b_{i-1} \cdot B_N} \right] \cdot \left[ 1 - \frac{\gamma_{i-1}}{b_{i-1}} (a_i - a_{i-1}) \right], \quad (1.7)$$

де  $\eta$  і  $\gamma$  – два коефіцієнти пластичної геометрії, а  $A_p^{i-1,i}$  представляє додаткову пластичну площу під нахиленою кривою „навантаження – зміщення берегів тріщини” і визначається за допомогою:

$$A_p^{i-1,i} = \frac{1}{2} \cdot (P_i + P_{i-1}) \cdot (\Delta_{P(i)} + \Delta_{P(i-1)}), \quad (1.8)$$

де  $\Delta_p$  є пластична компонента зміщення берегів тріщини. Метод відповідності розвантаженню рекомендується ASTM E1820 для визначення миттєвого підростання тріщини шляхом вимірювання відповідності пластичному розвантаженню на основі розкриття тріщини у вершині при одному випробуванні зразка. Випробовуючи один зразок, визначали навантаження, зміщення берегів тріщини ( $LLD$ ) та розкриття тріщини у вершині ( $CMOD$ ) внаслідок її підростання, необхідні для розрахунку  $J$ -інтегралу та для оцінки кривої  $J - R$ .

Використовуючи підходи стандарту ASTM E1820 щодо аналізу базової діаграми руйнування „навантаження – зміщення берегів тріщини” та підвищення точності

оцінки кривої  $J - R$  у [240] запропонували на основі розкриття тріщини у вершині уточнене додаткове рівняння обчислення пластичної складової  $J$ -інтегралу:

$$J_{P(i)} = \left[ J_{P(i-1)} + \frac{\eta_{CMOD}^{i-1} \cdot A_{Vp}^{i-1,i}}{b_{i-1} \cdot B_N} \right] \cdot \left[ 1 - \frac{\gamma_{CMOD}^{i-1}}{b_{i-1}} (a_i - a_{i-1}) \right], \quad (1.9)$$

де  $\eta_{CMOD}$  та  $\gamma_{CMOD}$  – два коефіцієнти пластичної геометрії на основі CMOD, а  $A_{Vp}^{i-1,i}$  позначає додаткову пластичну площу під вимірною кривою „розкриття тріщини у вершині – навантаження”:

$$A_{Vp}^{i-1,i} = \frac{1}{2} \cdot (P_i + P_{i-1}) \cdot (V_{P(i)} + V_{P(i-1)}), \quad (1.10)$$

Рівняння (1.9) тільки вимагає даних про навантаження та розкриття тріщини у вершині для побудови  $J - R$  кривої, і, стандарт ASTM EI820 у прийнятій у 2008 р. та подальших версіях, запропонував рівняння (1.7) як альтернативний метод випробування кривої опору для оцінки кривої  $J - R$ . Цей метод оцінки кривої застосовується для балкових прямокутних зразків (SENB) або компактних прямокутних зразків (CT).

Стандарт BS 7448–1 [154] регламентує метод випробування точного визначення в'язкості руйнування  $J_{IC}$  для конструкційних сталей. Процедура оцінки в BS 7448–1 така ж, як і в стандарті ASTM EI820 із використанням рівнянь (1.3)–(1.5), але передбачає лише вимірювання зміщення берегів тріщини.

Крім того, в рамках стандарту BS 7448–1 [154] використовують модель пластичної зони для розрахунку  $\delta_{IC}$ , яке визначається на початку розкриття вершини тріщини. У рамках стандарту критичне розкриття вершини тріщини  $\delta_{IC}$  розділене на пружну частину, розраховану на основі КІН  $K_I$  у її вершині та пластичну частину, розраховану за моделлю пластичної зони:

$$\delta = \frac{K^2 \cdot (1 + \mu^2)}{2 \cdot \sigma_T \cdot E} + \frac{[r_P \cdot (W - a_0)] \cdot V_P}{[r_P \cdot (W - a_0) + a_0 + z]}, \quad (1.11)$$

де  $r$  – пластичний коефіцієнт обертання навколо шарніру (моделі пластичної зони у вигляді кулі), який залежить від розміру тріщини та типу зразка ( $r_p = 0,4$  для балкового зразку з боковою тріщиною навантаженого за схемою триточкового згину (SENB) та  $r_p = 0,46$  для компактного зразка навантаженого розтягом (СТ),  $V_p$  – пластична складова (розкриття) зміщення берегів тріщини (визначається за діаграмою  $P - V$ ),  $z$  – висота пазу ножів із встановленими датчиками до передньої грані зразка.

Стандарт BS 7448–4 [155] регламентує метод випробування для визначення кривих стійкості до руйнування та значень ініціації для стабільного розширення тріщини в матеріалах. Процедура оцінки кривої опору в BS 7448–4 є аналогічною до ASTM E1820, але використовується інше  $J$ -інтегральне рівняння:

$$J = J_0 \left[ 1 - \frac{(0,75 \cdot \eta_p - 1)}{(W - a_0)} \cdot \Delta a \right], \quad (1.12)$$

де  $J_0$  – загальне значення, розраховане з рівнянь (1.3)–(1.5) із використанням зміщення берегів тріщини на основі основної процедури.  $J$ -інтеграл з рівняння (1.11) значно відрізняється від  $J$ -інтеграла з рівняння (1.9). Однак в результаті експериментів в рамках стандартів BS 7448–4 та ASTM E1820 отримують практично однакові криві  $J - R$ .

У праці [232] використано процедуру випробування одного зразка для встановлення взаємозв'язку між  $J$ -інтегралом та пластичним руйнуванням. Вивчали умови руйнування виготовлених із нержавіючої сталі 304 SS ( $\sigma_{0,2} = 424$  МПа,  $\sigma_B = 682$  МПа) компактних зразків товщиною 25 мм і 15 мм. Випробовували за кімнатної температури згідно британського стандарту 7448–4 [155] використовуючи методику багаторазового часткового розвантаження зразка. За результатами експериментів будували криві поточного рівня  $J$ -інтеграла  $J_k$  від підростання тріщини  $\Delta a$ .

Ефективний  $J_{eff}$  розраховувався з урахуванням площі під навантаженням на основі кривих приросту тріщин при кожному розвантаженні згідно рівнянь (1.3)–(1.5) [147, 155].

За результатами випробувань встановили, що критична в'язкість руйнування компактного зразка товщиною 25 мм –  $J_{0,2} = 473$  кДж/м<sup>2</sup>, а компактного зразка товщиною 15 мм –  $J_{0,2} = 590$  кДж/м<sup>2</sup>. Різна критична в'язкість руйнування вказує на вплив на різні розміри пластичної зони у вершині тріщини. У випадку компактного зразка товщиною 15 мм умови автотемпературності не виконуються. Крім того, пластичне руйнування спостерігається на поверхні зразка раніше ініціювання тріщини як у великих стандартних ( $b = 25$  мм), так і в невеликих ( $b = 15$  мм) компактних зразках, виготовлених із нержавіючої сталі КТ 304 SS.

Таким чином, характеристики тріщиностійкості (в'язкості руйнування) сертифікованих конструкційних сталей сучасних елементів видобувного обладнання, отримані в результаті лабораторних досліджень на стандартизованих зразках не завжди відповідають характеристикам тріщиностійкості сталей відповідних конструкційних елементів БК, оскільки обмеження геометричних розмірів сильно впливає на обґрунтованість методів пружно-пластичної механіки руйнування прогнозувати механічну поведінку та остаточне їх руйнування. Цю обставину, а також вплив робочих (втомних та динамічних) навантажень та експлуатаційних корозивних середовищ, деградацію властивостей матеріалів необхідно враховувати при оцінці роботоздатності елементів БК.

## **1.6 Аналіз сучасного стану підходів до вивчення проблеми втрати роботоздатності експлуатованих гнучких труб колтубінгових установок**

Надійна та безпечна роботоздатність колтубінгових установок, основним елементом яких є ГТ має важливе значення при поглибленні свердловин, технологічних операціях та ремонтних роботах. Слід зауважити, що під час експлуатації

ГТ зазнають дії високих навантажень, а також впливу корозивних середовищ. У зв'язку з цим матеріал ГТ одночасно повинен володіти високою міцністю, пластичністю та корозійною тривкістю.

На сьогодні існує декілька підходів до оцінки експлуатаційної надійності ГТ. Аналіз [13, 102] особливостей експлуатації ГТ засвідчує, що найнебезпечнішим чинником, який призводить до їх руйнування є значні циклічні пружно-пластичні навантаження матеріалу за дії згину. Саме під час втомних навантажень згідно досліджень [151, 174, 217] відбувається деградація механічних характеристик конструкційних сталей.

У [68] вивчали закономірності зміни механічних характеристик найбільш поширеної колтюбінгової сталі GT-90 під впливом втомних навантажень. Досліджували зразки круглого поперечного перерізу за схемою кругового консольного згину. За результатами досліджень встановили [68], що закономірності зміни границі плинності, твердості, ударної в'язкості матеріалу ГТ, в умовах малоциклової втоми мають характерні ознаки, які пояснюють поетапне руйнування матеріалу:

- інкубаційний, що супроводжується збільшенням щільності дислокацій;
- етап локального накопичення пошкоджень в межах окремих зерен;
- момент зміни механізму адаптації матеріалу до зовнішніх впливів характери-

зується співвідношенням  $\frac{N_i}{N_p} = 0,7$  ( $N_i$  – поточна кількість циклів навантаження,

$N_p$  – кількість циклів навантаження до повного руйнування матеріалу), при якому відбувається перехід руйнування з мікро- на макрорівень;

- етап поширення магістральної тріщини починається в інтервалі  $\frac{N_i}{N_p} = 0,7 \dots 1,0$ .

У [116] запропоновано методику прогнозування довговічності КГТ, яка, на відміну від відомих, здатна відобразити повну історію деформування і накопичення пошкодження конкретних об'єктів, необхідну для його моніторингу. В основу мето-



дики покладено систему лабораторних і стендових механічних випробувань. У лабораторних умовах досліджували стандартизовані плоскі зразки, вирізані з листового прокату сталі А606–4, який використовувався для виготовлення ГТ. За результатами випробувань визначали деформаційні і міцнісні характеристики сталі в умовах разового і циклічного знакозмінного навантаження. Стендові випробування з використанням промислової установки для дослідження фрагментів ГТ проводили під тиском і без нього. За результатами експериментів враховували вплив геометрії і технології виробництва труб на їх механічні властивості. Також складовою методикою є розроблені в пакеті ANSYS Mechanical спеціалізовані програмні модулі для розрахунку кінетики не пружного деформування фрагмента ГТ в стендових випробуваннях і ділянки ГТ при виконанні типової СПО. Зокрема визначали кути повороту, які повторюють згин та випрямлення ГТ при типовому експлуатаційному циклі враховуючи діаметр барабана, радіус кривизни направляючої, довжину труби в свердловині і тиск у трубі. У рамках експериментальних досліджень вище зазначені результати змінювали з кожним наступним циклом навантаження. Експерименти проводили до повного вичерпання ресурсу труби.

Запропонована розрахунково-експериментальна методика прогнозування довговічності КГТ відображає індивідуальну історію не пружного деформування і накопичення пошкодження досліджуваної труби. Запропонований підхід дозволяє врахувати особливості роботи колтюбінга за різних тисках та довжинах розмотуваної у свердловину труби.

У [13] на основі запропонованої в праці [116] методики досліджували ГТ класу міцності СТ 80 ( $\sigma_{0,2} = 550$  МПа,  $\sigma_B = 607$  МПа,  $\delta = 28\%$ ,  $\psi = 61\%$ ) з розміром труби  $38,1 \times 3,4$  мм.

Співставлення розрахункових і отриманих в результаті випробувань на стенді в інтервалі експлуатаційних значень тиску (від 10 МПа до 30 МПа) чисел циклів до руйнування дає цілком задовільний результат. Перерахунок за критерієм рівності накопиченого пошкодження кількості циклів до руйнування труби – зразка класу міцності СТ 80, зафіксованого в ході стендових випробувань, дає змогу прогнозувати ресурс труби при її експлуатації в умовах прийнятого технологічного

циклу. У міру збільшення тиску від нуля до 30 МПа кількість циклів СПО знижується від 330 до 150.

Зіставленням кількості циклів, яке ГТ відпрацює в умовах модельного технологічного циклу, із кількістю циклів знакозмінного згину, отриманих на дослідній установці дозволило встановити кореляцію цих параметрів і давати обґрунтовану оцінку експлуатаційних властивостей ГТ за даними стендових випробувань.

У [44] вивчали НДС довгомірної поліетиленової труби на барабані з урахуванням фізичної нелінійності роботи матеріалу. На основі математичної моделі напруженого стану криволінійного стержня у формі диференціальних рівнянь був розроблений алгоритм і складена комп'ютерна програма на ПЕОМ. Обґрунтовано, що найбільш небезпечною ділянкою руйнування ГТ при подачі їх в сталевий трубопровід є напрямна. Тут досліджено напружений стан поліетиленових труб при проходженні їх через направляючу з урахуванням двох чинників: дії згину і розтягу. Крім того зазначено, що напруження у поперечному переріз поліетиленової ГТ залежить від діаметрів барабана та самої труби.

У [71] вивчали причину руйнування ГТ  $\varnothing 38 \times 3$  мм, в якій під час СПО був виявлений свищ в тілі труби з подальшим зломом. ГТ працювала в умовах змінного згину при робочому тиску понад 30 МПа та впливу корозивних середовищ, що містили кислотний розчин та сірководень. Руйнування почалося з боку, протилежного зварювальному шву труби. Міцність сталі досліджуваної ГТ близька до даних сертифіката. Пластичність, судячи з відносного подовження, менша зазначеної в сертифікаті в 3 рази, що свідчить про те, що досліджувана сталь ГТ під час експлуатації в умовах малоциклової втоми вичерпала запас пластичності.

Також умови роботи ускладнюють напруження від тиску в трубі та її ваги. Руйнування ГТ настає тоді, коли пластичні властивості сталі будуть вичерпані. Тобто, ГТ працює при малоцикловій втомі. Напруження в сталі ГТ від ваги труби  $\sigma = 122$  МПа за умови глибини свердловини 1600 м.

Згідно проведених оціночних розрахунків малоциклової міцності з використанням деформаційно-кінетичних критеріїв граничного стану причиною руйнування ГТ є малоциклова втома матеріалу – сумарна кількість циклів навантаження труби, що перевищує в 1,6 рази можливу кількість циклів навантаження до зародження у сталі ГТ тріщин, призвела до зменшення в 3 рази пластичних властивостей матеріала труби і викликала не тільки зародження в тріщин, але і їх розвиток та наскрізне пошкодження ГТ. Підвищити роботоздатність ГТ можна внісши конструкційні зміни у колтюбінгову установку, шляхом з'єднання барабана з напрямляючим жолобом.

У [229] метод  $S_{PB}$ , що дає змогу оцінювати стабільний ріст тріщин при випробуваннях стандартних зразків різної геометрії на в'язкість руйнування для побудови  $J-R$  кривих, застосували до нестандартних зразків виготовлених із ГТ. Функція геометрії була експериментальною, отримано випробування зразків на чотири точковий згин. Результати стабільного підростання тріщин порівнюються з вимірюваннями за допомогою методу падіння потенціалу постійного струму. Встановлено, що метод  $S_{PB}$  дає хороші показники для оцінки довжини тріщини та побудови кривих  $J-R$  для ГТ, що спрощує час та обладнання.

Під час експлуатації рівень пластичної деформації ГТ становить 2...3%, яка разом з внутрішнім тиском і власною її вагою приблизно за 100 циклів змотування–розмотування через низькоциклово втому зазнає руйнування. У [228, 230] використовуючи пружно-пластичну механіку руйнування здійснили  $J$ -інтегральну оцінку критичної довжини тріщини, при досягненні якої відбувається неконтрольоване руйнування колтюбінгової труби. Враховуючи конструкційні особливості ГТ (діаметр та товщина стінки труби), для проведення експерименту згідно стандарту ASTM E1820–08 використовували нестандартні зразки. Досліджували фрагменти експлуатованої ГТ  $\varnothing 38,2 \times 3,25$  мм довжиною 1 м в умовах чотириточкового згину, на яких попередньо була ініційована втомна тріщина. Враховуючи вищесказане  $J_{IC}$  у роботі представляли параметром  $J_{IQ}$ , оскільки у фрагменті труби неможливо досягти стану

плоскої деформації через товщину її стінки. Величину  $J_{IQ}$  не можна розглядати як властивість матеріалу, вона дійсна лише для досліджуваних умов.

Слід зауважити, що загальний  $J$ -інтеграл визначали, використовуючи згідно стандарту ASTM E1820–08 рівняння (1.3). Однак обчислення пружної  $J_e$  та пластичної  $J_p$  складових  $J$ -інтеграла враховує конструкційні особливості та умови навантаження ГТ:

$$J_e = \frac{K^2}{E}, \quad (1.13)$$

$$J_p = J_{p_0} + \int_{\theta_0}^{\theta} \gamma \cdot J_{p_0} d\theta, \quad (1.14)$$

де

$$J_{p_0} = \int_0^{\Delta_p} \beta \cdot P d\Delta_p, \quad (1.15)$$

$\gamma$  і  $\beta$  – коефіцієнти.

Розглянуті три види навантажень:

- розтягуюче навантаження з двома складовими: випрямлення та його власна ГТ;
- розгинальне та згинальне навантаження через розмотування або змотування котушки, згинальне при проходженні через гусак і розгинальне для випрямлення, коли ГТ проходить через ін'єкційний блок;
- поздовжнє напруження, викликане внутрішнім тиском.

Беручи до уваги всі ці навантаження, критичний  $J$ -інтеграла та застосований модуль розриву визначали для кожного зразка. Так, за результатами експериментальних досліджень значення  $J$ -інтеграла, наприклад для однієї з гнучких труб

$$J_{IQ} = 130 \frac{\text{кДж}}{\text{м}^2}, \text{ а } J_{\max} = 184,1 \frac{\text{кДж}}{\text{м}^2}.$$

## Висновки до розділу 1

1. Проведено короткий аналіз стану досліджень впливу динамічних процесів на поглиблення свердловини та встановлено, що моделювання буріння в стендових умовах є основним способом експериментальних досліджень технологічних процесів буріння свердловин.

2. Розглянуто вплив ВЗП на ефективність поглиблення свердловин та встановлено необхідність розробки ВЗП для одночасного гасіння поздовжніх та крутильних коливань.

3. Аналіз особливостей колтубінгового буріння горизонтальних свердловин вказав на необхідність подальшого вдосконалення методів та технічних засобів доведення осьового навантаження на долото та визначення критичної швидкості потоку промивальної рідини для винесення шламу на горизонтальних ділянках свердловини.

4. Виходячи з аналізу літературних джерел, присвячених опису причин та оцінці умов руйнування елементів тривало експлуатованих БК, методам оцінювання міцності та залишкового ресурсу тривало експлуатованих бурильних та ГТ, що містять експлуатаційні дефекти, зокрема методам оцінювання їх міцності та залишкового ресурсу, можна зробити висновок про недостатнє врахування руйнування тривало експлуатованого матеріалу бурильних та ГТ за сумісної дії робочих навантажень та корозивних середовищ. Тому для підвищення рівня достовірності та надійності розрахункових оцінок роботоздатності тривало експлуатованих бурильних та ГТ необхідно враховувати чинник субкритичного росту корозійно-втомних тріщин, зумовлений корозійною втомою матеріала БК за тривалої експлуатації.

На основі цього сформульовано мету дисертаційної роботи і поставлено задачі для її досягнення.

## РОЗДІЛ 2

### МЕТОДОЛОГІЯ ДОСЛІДЖЕНЬ

#### 2.1 Об'єкти та матеріали для досліджень

Об'єкт дослідження: руйнування конструкційних елементів колон бурильних та ГТ, що реалізується шляхом зародження та подальшого розвитку тріщиноподібних дефектів за сумісної дії статичних і циклічних навантажень та корозивно-активних середовищ.

Предмет дослідження: базові параметри та критерії, що визначають міцність і руйнування конструкційних елементів колон бурильних та ГТ.

Досліджувані елементи тривало експлуатованих бурильних та ГТ (табл. 2.1), виготовлені з легованих сталей, номінальний хімічний склад яких наведено в табл. 2.2, 2.3.

Усі дослідження розвитку корозійно-втомних тріщин у сталях БТ (сталі 45 та 36Г2С) і бурильних замків (сталь 40ХН) виконані на призматичних зразках заданих розмірів  $10 \times t \times 150$  мм рис. 2.1. Заготовки для зразків вирізались із фрагментів БТ груп міцності „К” та „Л”, а також бурильного замка З–155. Товщина зразків виготовлених із БТ для групи міцності „К” рівна –  $t = 8,4$  мм, для групи міцності „Л” –  $t = 8,0$  мм, а для бурильного замка З–155 вона складала  $t = 11,0$  мм. Загальна довжина зразка (рис. 2.1) становила  $l = 150$  мм. Характеристики міцності та пластичності досліджуваних зразків, наведено у додатку Б (протоколи №2/01, №2/02 та №2/04 від 26.04.2016 р.).



Рисунок 2.1 – Загальний вигляд зразка, виготовленого із фрагменту БТ для дослідження розвитку корозійно-втомної тріщини у сталях

Таблиця 2.1 – Зовнішній вигляд та опис випробуваних елементів конструкцій

Об'єкт (елементи тривало експлуатованих бурильних та ГТ)	Розмір труб	Сталь	Зображення фрагмента труби
БТ групи міцності „Л”	$D=126$ мм $t=8,0$ мм	36Г2С	
БТ групи міцності „К”	$D=126$ мм $t=8,4$ мм	45	
Муфта різьбового з'єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155	$D = 155$ мм $d^M = 114,3$ мм	40ХН	
ГТ (колтюбінгова)	$D=32$ мм $t=3,0$ мм	QT–800	
ГТ (колтюбінгова)	$D=38$ мм $t=3,0$ мм	QT–800	

Випробовували за кімнатної температури  $T = 20^\circ\text{C}$ . Дослідження БТ проведені за умов чистого згину зразків із частотою  $f = 1$  Гц. Форма циклу навантаження – синусоїдальна. Досліджували у двох характерних робочих середовищах: БР „Біокар” (рН8,3) та полімеркалієвий БР (рН11). Для порівняння також випробовували в інертному середовищі – у повітрі.

Випробовували сталь QT–800 (додаток Б, протоколи №1/01 та №1/02 від 09.11.2015 р.), з якої виготовляють ГТ. Це високоміцна низьколегована сталь [166] із легуючими добавками для забезпечення стійкості до атмосферної корозії. Номінальний хімічний склад відповідає вимогам стандарту API 5ST CT80: 0,150 mass % C;  $\leq 0,430$  Si; 0,820 Mn; 0,570 Cr;  $\leq 0,019$  P;  $\leq 0,001$  S;  $\leq 0,220$  Cu;  $\leq 0,08$  Ni; 0,19 Mo;

0,017 Nb; 0,010...0,020 Ti; 0,015...0,040 V; 0,070...0,120 Al, решта – Fe. Мо і Nb підвищують загартовуваність сталі та покращують перетворення фериту. Структура сталі: полігональний ферит та гранульований бейніт [238]. Мікроструктурні особливості сталі наведено на рис. 2.2, а механічні властивості – у табл. 2.3.

Таблиця 2.2 – Хімічний склад досліджуваних сталей БТ

Сталь 36Г2С								
Масова частка елементів, %								
C	Mn	Si	V	Cu	Al	Ni	S <sub>max</sub>	P <sub>max</sub>
0,38	1,52	0,92	0,09	0,13	0,04	0,09	0,018	0,016
Сталь 45								
Масова частка елементів, %								
C	Mn	Si	V	Cu	Al	Ni	S <sub>max</sub>	P <sub>max</sub>
0,47	0,82	0,26	0,10	0,09	0,15	0,07	0,016	0,018
Сталь 40ХН								
Масова частка елементів, %								
C	Cr	Ni	Si	V	Cu	Al	S <sub>max</sub>	P <sub>max</sub>
0,41	1,12	0,97	0,19	0,13	0,04	0,09	0,017	0,014

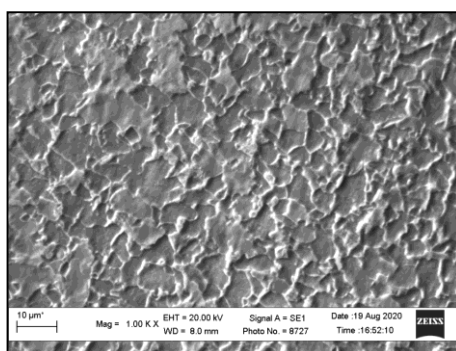


Рисунок 2.2 – Структура ( $\times 1000$ ) сталі QT–800 після травлення

Таблиця 2.3 – Механічні властивості сталі QT–800 [157]

$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_T$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
748	628	8,5	45,7



Корозивним середовищем слугували:

- I – кислотний розчин, рецепт 1 (низький вміст HCl + комплекс добавок);
- II – кислотний розчин, рецепт 2 (13 mass % HCl + комплекс добавок);
- III – водний розчин NS4, що моделює підземні води в умовах нейтральних ґрунтів (0,122 г/л KCl; 0,483 г/л NaHCO<sub>3</sub>; 0,137 г/л CaCl<sub>2</sub>; 0,131 г/л MgCl<sub>2</sub>);
- IV – пластова вода + ПАР;
- V – конденсат з Яблунівського нафтогазоконденсатного родовища.

## 2.2 Методики корозійних та електрохімічних випробувань

**Корозійні дослідження.** Зразки для випробувань на загальну корозію вирізали з колтюбінгової труби Ø38,1×2,77 мм за однією технологією, що дало можливість врахувати особливості їх виготовлення. Вони мали однакові форму та розміри, їх шліфували (до шорсткості  $R_a = 0,63$  мкм), знежирювали ацетоном, висушували та витримували в ексикаторі 2 год.

Зразки повністю занурювали у корозивне середовище і для відтворення реальних експлуатаційних умов витримували в термостаті за температури 70°C.

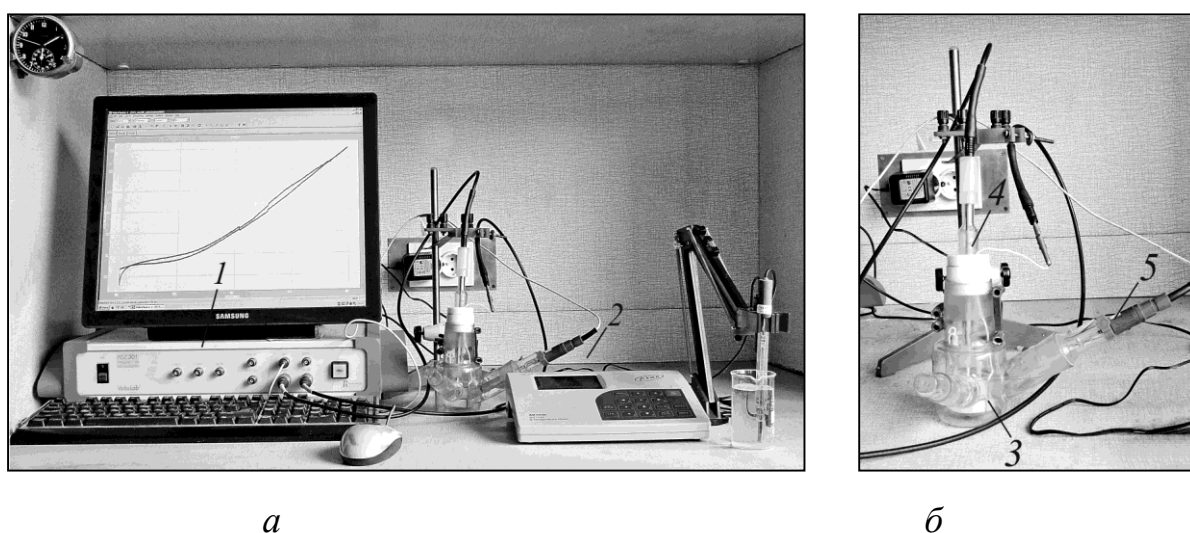
Швидкість корозії  $K_m$  визначали гравіметричним методом після експозиції у корозивному середовищі за природної аерації та усунення продуктів корозії. Зважували аналітичною вагою з похибкою  $\pm 0,0001$  г. Для обчислення швидкості корозії використовували відому формулу:

$$K_m = \frac{\Delta m}{S \cdot t} \left[ \frac{\text{г}}{\text{см}^2 \cdot \text{ГОД}} \right], \quad (2.1)$$

де  $\Delta m$ , г – зміна маси зразка після експозиції у корозивному середовищі та усунення продуктів корозії;  $S$ , см<sup>2</sup> – площа поверхні зразка;  $t$ , год – тривалість експозиції. Для визначення характеру корозійних пошкоджень застосовували сканівний електронний мікроскоп EVO-40XUP (Zeiss).

**Поляризаційні випробування.** Зразки для випробувань вирізали з колтюбінгової труби  $\varnothing 38,1 \times 2,77$  мм за однією технологією, і готували до випробувань, за тією ж технологією, що і для корозійних випробувань.

Поляризаційні випробування реалізували за допомогою динамічної електрохімічної лабораторії VoltaLab40 (рис. 2.3) [220]. Використано стандартну три-електродну схему вимірювань: робочий електрод – зразки зі сталі QT-800; електрод порівняння – насичений хлорсрібний; допоміжний – платиновий.



1 – динамічна електрохімічна лабораторія VoltaLab40; 2 – рН-метр;  
3 – робочий електрод; 4 – допоміжний платиновий електрод;  
5 – електрод порівняння.

Рисунок 2.3 – Лабораторний комплекс для електрохімічних досліджень (а)  
та універсальна електрохімічна комірка (б)

Швидкість розгортання потенціалу поляризації для всіх випадків становила 1 мВ/с, з катодної області в анодну в діапазоні  $-1000 \dots +1000$  мВ. Потенціал корозії, густину струму корозії та константи Тафеля катодної та анодної реакцій визначали з прямолінійних ділянок поляризаційних кривих за стандартними методиками [220].

Ваговий показник швидкості корозії  $K_j$  перераховували з густини струму корозії [121, 131]

$$K_j = \frac{j_{\text{соп}} \cdot k \cdot A}{n \cdot F}, \quad (2.2)$$

де  $j_{\text{соп}}$  – густина струму корозії, А/см<sup>2</sup>;

$k$  – коефіцієнт ( $k = 1$ , якщо час випробувань виражений у секундах, а площа – в см<sup>2</sup>);  $A$  – атомна маса металу (для сталі  $A = 56$ );  $n$  – ступінь окиснення металу (для заліза  $n = 3$ );  $F$  – стала Фарадея.

*Дослідження мікроструктури та елементний аналіз поверхні зразків.* Дослідження виконано у Центрі колективного користування науковими приладами „Центр електронної мікроскопії та рентгенівського мікроаналізу”, що діє при Фізико-механічному інституті ім. Г. В. Карпенка НАН України ([https://www.ipm.lviv.ua/collective\\_use\\_center.php](https://www.ipm.lviv.ua/collective_use_center.php)) за допомогою сучасного скануючого електронного мікроскопу EVO 40XVP із системою мікроаналізу INCA Energy.

### **2.3 Методика для вивчення поширення тріщин у сталях гнучких труб в експлуатаційних умовах**

Базові фізико-механічні дослідження зародження та розвитку корозійно-втомних тріщин виконано на балкових зразках, у середній частині яких приварені сегменти (рис. 2.4) вирізані з ГТ. Такий вибір конфігурації зразка зумовлений врахуванням технології виготовлення елемента труби.

Всі випробовування виконано при кімнатній температурі і постійних умовах циклічного навантаження: форма циклу – синусоїдальна; частота навантаження  $f = 0,1$  Гц; коефіцієнт асиметрії циклу  $R = 0$ .

Окрім того, для локалізації зародження тріщини, за спеціально розробленою методикою (рис. 2.5) створювався концентратор, який моделював корозійне

пошкодження типу пітинг. Для цього на гладкій полірованій поверхні зразка висвердлювалась ямка глибиною 0,1 мм.

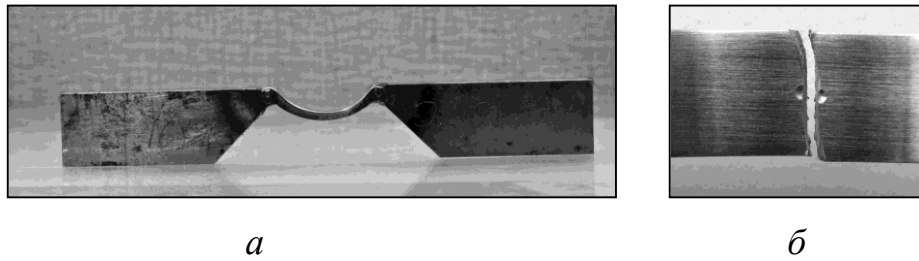


Рисунок 2.4 – Загальний вигляд зразка (а) для дослідження зародження та розвитку поверхневих тріщиноподібних дефектів за циклічних навантажень та його поверхня (б) після руйнування від концентратора напружень, що моделює корозійне пошкодження типу пітинг на внутрішній поверхні ГТ

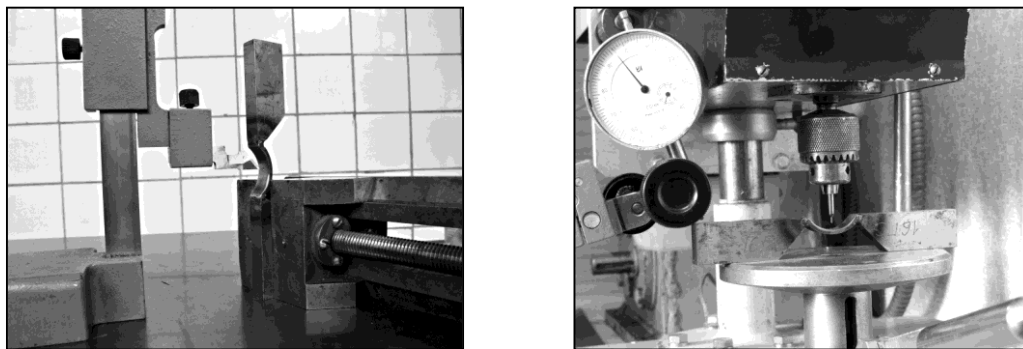


Рисунок 2.5 – Виготовлення концентратора, який моделює корозійне пошкодження типу пітинг

З метою апробації розроблених критеріїв проведено натурні лабораторні випробування ГТ. Досліджували опір поширенню тріщин у ГТ від модельного (рис. 2.6, 2.7) поверхневого концентратора напружень.

Методологічною основою роботи є одночасне врахування фізико-механічних та фізико-хімічних процесів (рис. 2.8), що спричиняють корозійно-механічну пошкоджуваність та тріщиноутворення в конструкційних сталях. Такий підхід показав свою ефективність та фізичну обґрунтованість при визначенні стандартних характеристик корозійної тріщиностійкості конструкційних сталей [38].

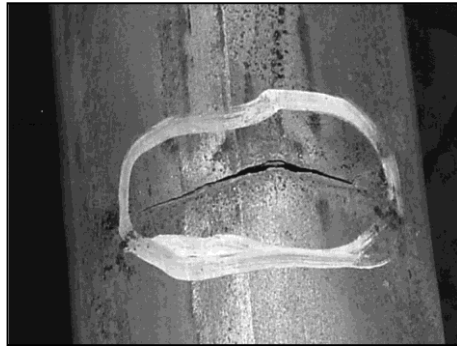
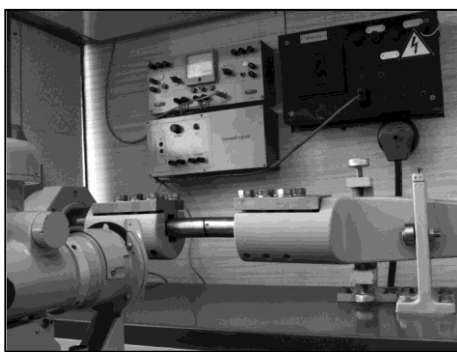
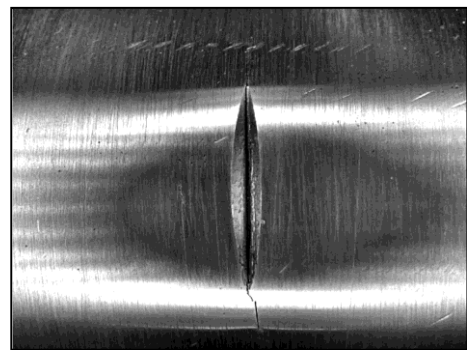


Рисунок 2.6 – Приклад корозійно-втомного руйнування ГТ

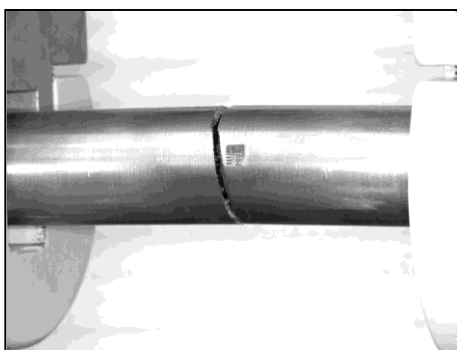
Тому під час кожного випробування необхідно контролювати та реєструвати (рис. 2.8) такі параметри [39]: максимальне напруження циклу навантаження  $\sigma_{\max}$ ; коефіцієнт асиметрії  $R$  та частоту навантаження  $f$ ; кількість циклів навантаження  $N$ ; довжину поверхневих тріщин  $a$ ; електродний потенціал досліджуваної поверхні  $E_s$ ; рН середовища; зображення досліджуваної поверхні.



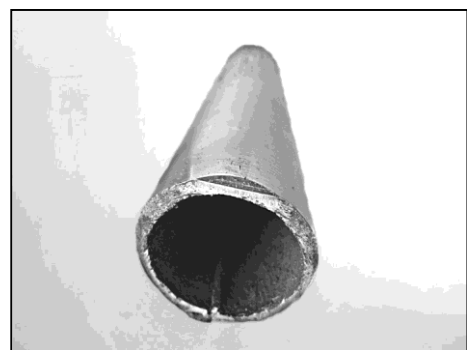
а)



б)



в)



г)

Рисунок 2.7 – Натурні лабораторні випробування ГТ:

- а) загальний вигляд установки для випробування на консольний згин;  
 б) тріщина, що розвивається від концентратора напружень; в) зруйнована ГТ;  
 г) загальний вигляд поверхні зламу ГТ

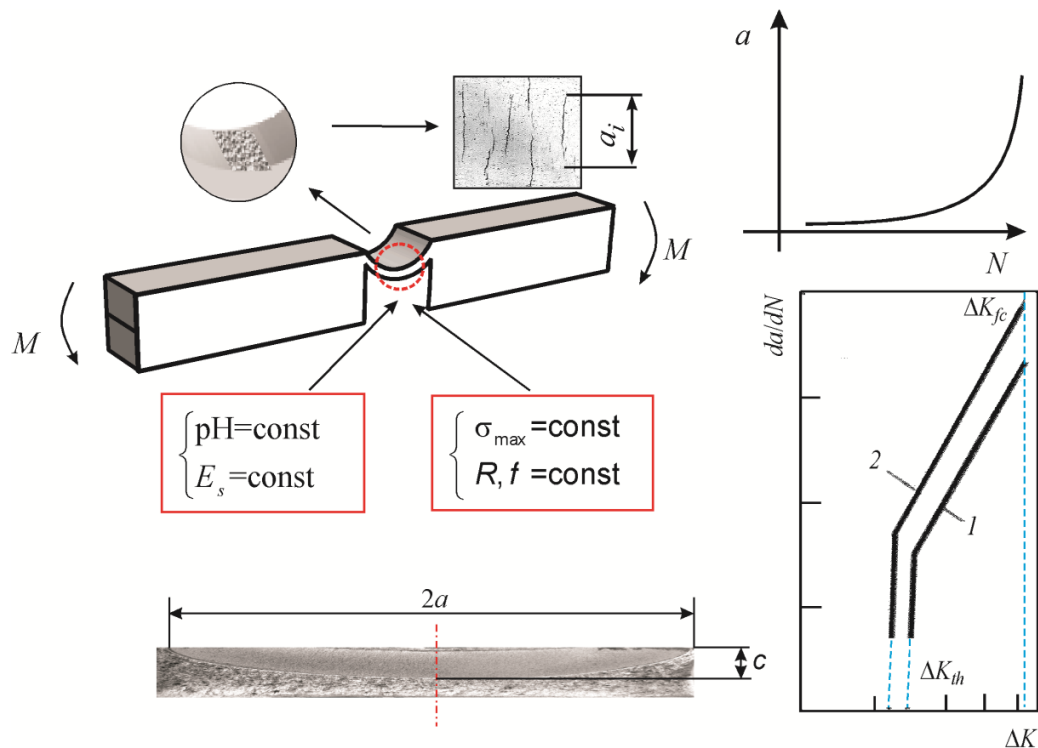


Рисунок 2.8 – Схематичне представлення параметрів, що контролювались під час корозійно-втомного дослідження

Це дає змогу достатньо повно охарактеризувати досліджувану систему „матеріал–середовище” як з фізико-механічної, так і з фізико-хімічної сторони, і побудувати на цій основі адекватну модельну схему та встановити критерій поверхневого тріщиноутворення за циклічного деформування досліджуваних матеріалів ГТ в експлуатаційних умовах.

Зразки випробовували [125, 127, 128] до повного руйнування (рис. 2.9) з подальшим аналізом поверхонь зламів. Стадія початкового корозійного пошкодження поверхні та зародження тріщиноподібних дефектів, а також стадія розвитку поверхневих тріщиноподібних дефектів вивчалась за допомогою методу пластичних реплік [145, 161]. Реплікаційним матеріалом служила целюлозоацетатна плівка (марка G255 виробництва фірми AGAR SCIENTIFIC, Велика Британія) товщиною 35 мкм. Дана плівка є легко розчинною в ацетоні. Методика виконання цього дослідження полягає в наступному. Досліджувану поверхню перед експериментом ретельно зачищають та шліфують до стану ювенільності. Після цього змочують її ацетоном високого очищення і на ще вологу поверхню накладають реплікаційну плівку певного розміру, внаслідок

док чого плівка приклеюється до поверхні. Через 5...7 хв плівка відстає від поверхні, зберігаючи на собі детальний відбиток досліджуваної поверхні. Одержані відбитки аналізували за допомогою спеціальної системи [38], що складається з мікроскопа, фотоапарата та персонального комп'ютера з відповідним програмним забезпеченням. Система дозволяє фіксувати зображення досліджуваної поверхні в електронному варіанті (рис. 2.10), а також вимірювати лінійні розміри, площу та розташування існуючих на поверхні корозійних пошкоджень та тріщиноподібних дефектів. Точність вимірювання лінійних розмірів складає  $\pm 10$  мкм. Це дало змогу детально, якісно і кількісно дослідити кінетику зародження та розвитку поверхневих тріщиноподібних дефектів, у заданих умовах випробовування.

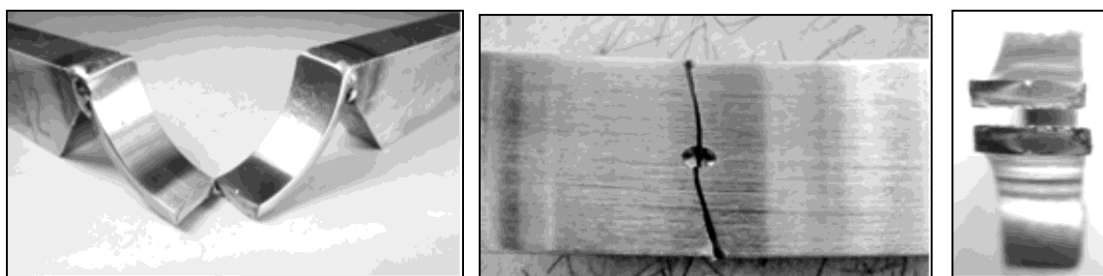


Рисунок 2.9 – Загальний вигляд зразка після випробувань

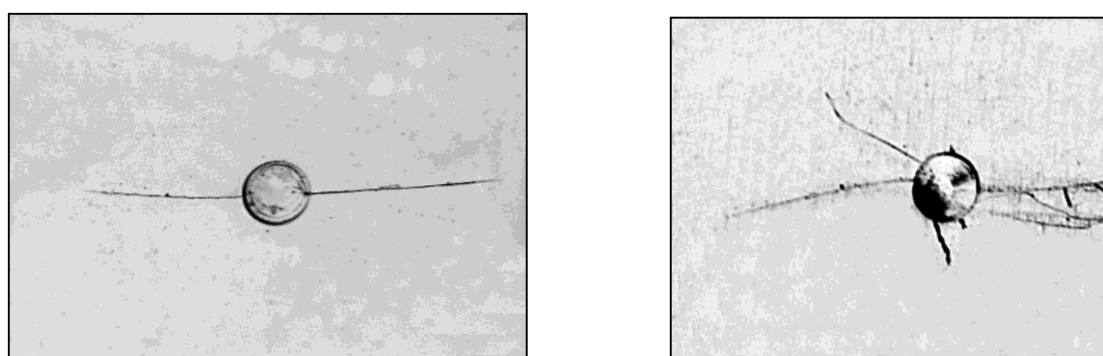


Рисунок 2.10 – Характерні приклади мікропошкоджуваності та зародження тріщин на циклічно деформованій поверхні ГТ

Крім цього, збережені в комп'ютері зображення поверхні руйнування, що відповідають різним стадіям досліджуваних процесів, можуть бути використані як зразки при ідентифікації умов руйнування реальних елементів ГТ в експлуатаційних умовах.

Методика визначення характеристик циклічної корозійної тріщиностійкості конструкційних сталей ГТ. Для реалізації програми експериментальних досліджень були використані методологічні підходи та дослідне устаткування описано у монографії [38]. У сучасній інженерній практиці характеристики тріщиностійкості конструкційних матеріалів [82, 83, 120] широко використовують для оцінювання фізико-механічного стану та залишкового ресурсу конструкційних елементів у заданих експлуатаційних умовах [86, 87].

Однією з найважливіших характеристик опору матеріалу поширенню в ньому втомної тріщини є діаграма циклічної тріщиностійкості матеріалу, тобто залежність швидкості росту тріщини  $da/dN$  від КІН  $K_I$  або  $\Delta K_I$  [38, 106, 235]. Такі діаграми розміщені між двома граничними значеннями: нижнім пороговим  $\Delta K_{th}$ , яке відповідає  $\Delta K_I$ , за якого не відбувається ріст корозійно-втомної тріщини, і верхнім  $\Delta K_{fc}$ , яке відповідає  $\Delta K_I$ , коли настає неконтрольований катастрофічний ріст тріщини.

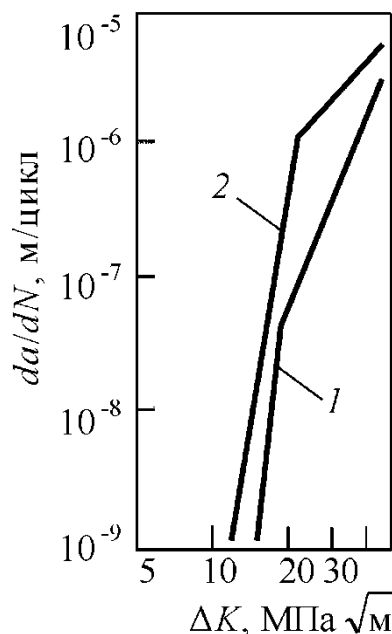


Рисунок 2.11 – Приклад подання діаграм циклічної тріщиностійкості конструкційних матеріалів прямолінійними ділянками у подвійній логарифмічній системі координат для сталі 20 під час випробувань у повітрі (криві 1) та корозивному середовищі (криві 2) [38]



Для використання діаграм циклічної тріщиностійкості матеріалу в розрахунках залишкової довговічності дефектних елементів конструкцій їх описують аналітично [200, 201, 235]. Слід зауважити, що, не зважаючи на значну кількість запропонованих у літературі аналітичних виразів для опису діаграми циклічної тріщиностійкості, найбільшого поширення в інженерній практиці набув підхід, який базується на використанні степеневі залежності типу Паріса [200, 201]

$$da/dN = C_i \cdot (\Delta K)^{n_i}, \quad (2.3)$$

де  $C$  і  $n$  – константи системи „матеріал–середовище”, які залежать від хімічного складу і структури матеріалу, умов випробувань та хімічного складу середовища;  $i$  – порядковий номер ділянки;  $\Delta K_i = K_{\max} - K_{\min}$  – розмах КІН у циклі навантаження;  $K_{\max}$  і  $K_{\min}$  – відповідно найбільший і найменший КІН у циклі навантаження. На загал, рівняння (2.3) описує другу (середньоамплітудну) ділянку діаграми, однак воно може бути використано й для опису як першої (низькоамплітудної), так і третьої (високоамплітудної) ділянок діаграми. Такий підхід є виправданим, оскільки діаграми циклічної тріщиностійкості багатьох матеріалів при випробовуваннях у корозивному середовищі не мають класичної S-подібної форми, властивої для випробувань в інертних середовищах [38]. Тому для цих випадків доцільно описувати кожну ділянку діаграми степеневою залежністю типу Паріса, як це показано на рис. 2.11.

#### **2.4 Дослідне обладнання та методика для визначення характеристик опору поширення тріщин у сталях бурильних труб в експлуатаційних умовах**

Для проведення випробувань на циклічну корозійну тріщиностійкість сталей елементів БК (БТ та замків) використовували дослідну машину на чистий згин, загальний вигляд якої представлений на рис. 2.12.



Рисунок 2.12– Дослідна машина для випробовування призматичних зразків на чистий згин в умовах втомного навантаження і корозивних середовищ

Випробувальна машина монтується (рис. 2.13) на плиті 2 та корпусі 1. Вона складається зі стояків 3 із гвинтами 4 для зміни висоти, а також опори 5, навантажувальних важелів 6 з направляючими 7. Випробувальна машина має плаваючий 8 для усунення осьового навантаження та нерухомий 9 захвати для кріплення зразка 10.

Випробувальна машина дозволяє досліджувати призматичні взірці із максимальною товщиною 10 мм і висотою 5...20 мм.

Випробувальна машина створює синусоїдальну форму циклу, навантаження при коефіцієнті асиметрії  $R = 0...0,9$ . Зміна асиметрії циклу навантаження відбувається при вертикальному переміщенні опор 4 в результаті зміни висоти стояків 3, які забезпечують попередній згин зразка. Зміна амплітуди коливання забезпечується зміною ексцентриситету ексцентриків 12.

Частоту навантаження змінюється ступінчато від 0,1 до 1 Гц. У корпусі 1 розміщений також блок управління дослідною машиною та засоби живлення.

Випробувальна машина на чистий згин забезпечує дію на зразок згинального моменту до 300 Нм.

Перед початком випробувань на зразок наносили V-подібний концентратор глибиною  $0,1t$ , тобто 10% висоти зразка. Після цього на спеціальному дослідному

обладнанні при навантаженні дещо меншому від того, при якому починали експериментальні дослідження, утворювали втомну тріщину глибиною ще 10% товщини зразка, тобто загальна глибина концентратора і утвореної тріщини складала  $\sim 20\%$  товщини зразка.

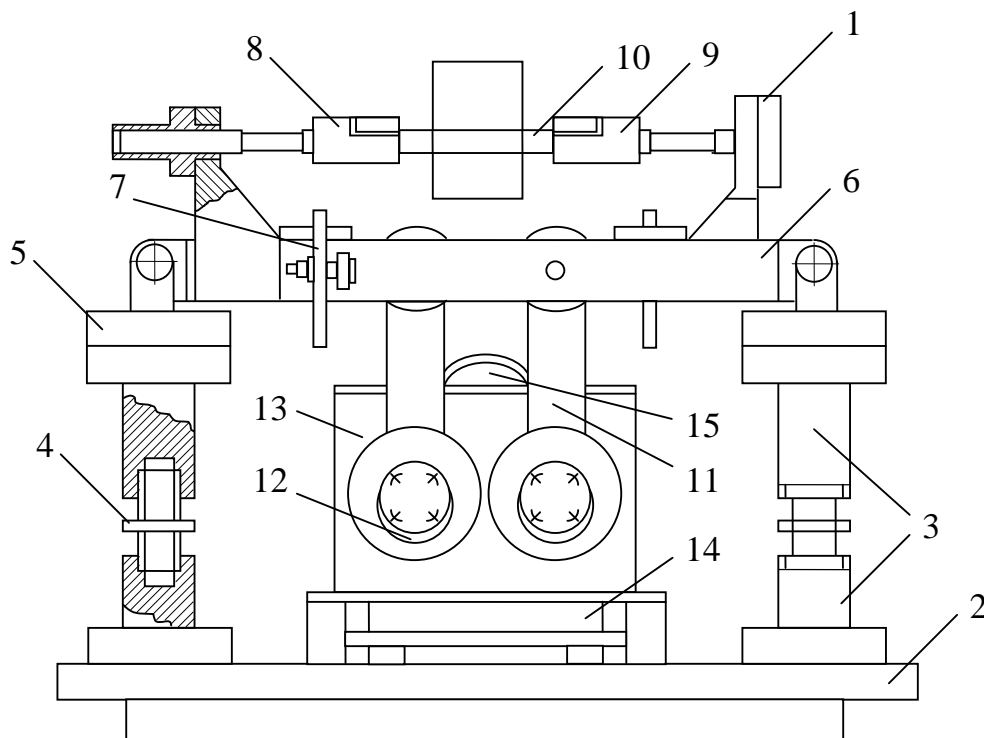


Рисунок 2.13 – Конструкція випробувальної машини на чистий згин для дослідження втомного руйнування сталей

Досліджуючи розвиток корозійно-втомної тріщини у сталях елементів БК (БТ та замків) зразки з попередньо утвореною втомною тріщиною випробовували в інтервалі  $0,2t \leq (h = t) \leq 0,8t$  (рис. 2.14).

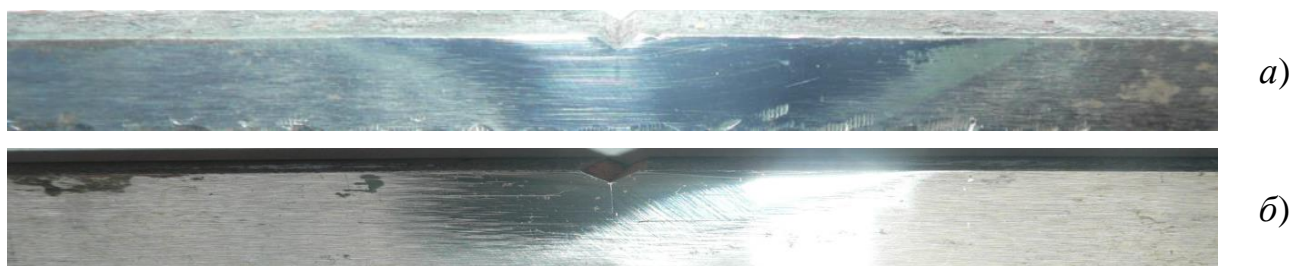


Рисунок 2.14 – Загальний вигляд зразків з тріщиною зі сталі 36Г2С *a)* та сталі 45 *б)*

Результати експериментальних досліджень розвитку корозійно-втомної тріщини в глиб матеріалу зразка, тобто по його висоті, в умовах віднульової асиметрії ( $R=0$ ) за визначених умов випробувань, представляли у вигляді залежності глибини  $a$  тріщини від кількості циклів навантаження  $N$ .

Вимірювання глибини тріщини  $a$  здійснювалось катетометром КМ–8 або оптичним мікроскопом МПБ–2 в інтервалі 0,15–0,2 мм, фіксуючи при цьому відповідну кількість циклів навантаження  $N$ . Швидкість розвитку  $da/dN$  корозійно-втомної тріщини визначали як відношення приросту її довжини  $a$  між двома послідовними вимірами  $n$  та  $n+1$ , тобто

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_{n+1} - a_n}{N_{n+1} - N_n}. \quad (2.4)$$

Для кожного інтервалу вимірювань швидкості розвитку  $da/dN$  корозійно-втомної тріщини за умови навантаження зразка чистим згином визначали КІН  $K_I$

в усередненій точці інтервалу  $a_{i_{cep}} = \frac{a_{n+1} + a_n}{2}$  за формулою [84]:

$$K_I = \left[ \frac{6M}{b\sqrt{(t^*)^3}} \right] \cdot \sqrt{\lambda} \cdot f(\lambda), \quad (2.5)$$

де  $M$  – згинаючий момент, прикладений до зразка;  $b$  – ширина зразка;

$h = t^*$  – висота зразка;  $\lambda = a_{i_{cep}} / t^*$ ;

$a_{i_{cep}}$  – усереднена довжина тріщини на досліджуваному інтервалі.

Функція  $\lambda$  відносної довжини тріщини змінювалась у межах  $0,2 \leq \lambda \leq 0,8$  і обчислювалась залежністю:

$$f(\varepsilon) = \begin{cases} 1,99 - 2,47\varepsilon + 12,97\varepsilon^2 - 23,17\varepsilon^3 + 24,80\varepsilon^4 + 60,50\varepsilon^{16}, & \text{при } 0,2 \leq \varepsilon \leq 0,6 \\ 0,6651 / \sqrt{\varepsilon \cdot (1-\varepsilon)^3}, & \text{при } 0,6 \leq \varepsilon \leq 0,8 \end{cases} \quad (2.6)$$

За результатами експериментальних досліджень та відповідних обчислень будували діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості сталей досліджуваних елементів БК (БТ та замків).

Випробування проводили в умовах найбільшого впливу циклічних навантажень, тобто при асиметрії  $R = 0$ . Використовуючи експериментально одержані дані, будували діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості для досліджуваних систем „матеріал елемента БК – середовище”:

$$\frac{da}{dN} = \Phi(K_I). \quad (2.7)$$

Врахування впливу пульсуючих, тобто асиметрії цикла навантаження вивчено у працях [38, 84, 87]. Величину цього впливу представлено наступною формулою [38]:

$$\Delta K_{I_R} = \Delta K_I / \sqrt{1-R}, \quad (2.8)$$

Для аналізу результатів експериментальних досліджень використовуючи степеневу функцію, запропоновану Парісом [200, 201], яка із урахуванням результатів, представлених у [38, 84, 87], в інтервалі зміни швидкостей розвитку тріщини  $dc/dN = 1 \cdot 10^{-9} \dots 1 \cdot 10^{-5}$  м/цикл, аналітично описували середньоамплітудні ділянки побудованих діаграм:

$$da/dN = C \cdot (\Delta K_I / \sqrt{1-R})^n, \quad (2.9)$$

де  $C$  та  $n$  – константи системи „матеріал елемента БК – середовище”;  $R$  – коефіцієнт асиметрії.

Виконання обчислень, графічні роботи та аналіз і узагальнення результатів експериментальних досліджень проводились за допомогою персонального комп’ютера. При цьому використовувались пакети стандартних програм MS Office (2010); Photoshop CS4; CorelDRAW 8; Origin 8.0; Mathcad 15.0 та інших.

## 2.5 Методика та дослідне устаткування для визначення характеристики опору руйнуванню матеріалу бурильних труб

Експериментально за умови крихкого або квазікрихкого руйнування розміри зразка визначаються з умови

$$b, (t - a) \geq 2,5 \cdot \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_{0,2}} \right)^2, \quad (2.10)$$

яка обґрунтовує умови плоскої деформації в околі вершини тріщини, тобто пластична зона у її вершині на порядок менша за розміри зразка.

Однак, матеріал елементів БК (БТ та замків) в околі вершини тріщиноподібних дефектів перебуває в умовах плоского напруженого стану, про що свідчить аналіз руйнування поверхні зразка [190], коли руйнування відбувається зсувом, тобто площина зламу становить із площиною зразка кут  $45^\circ$ , а напруження по тілу зразка дорівнює нулю. Слід зауважити, що внаслідок розмірів елементів БК умови для плоскої деформації в околі вершини тріщиноподібних дефектів відсутні і застосувати силовий підхід механіки руйнування для визначення характеристик тріщиностійкості високопластичних матеріалів є проблематично.

У такому випадку для оцінювання руйнування елемента БК застосовують енергетичний підхід [137, 207], в основу якого покладено поняття  $J$ -інтеграла. За цієї умови немає необхідності задовольняти жорсткі умови автономності для визначення характеристик тріщиностійкості, тобто звертати увагу на конструктивні особливості зразків (їх геометричні розміри, зокрема товщину стінки елементів БК).

Руйнування елемента БК визначається зміною розмірів тріщини, тобто у результаті зміни її довжини під дією експлуатаційного навантаження у пружно-пластичній зоні відбувається зміна потенціальної енергії і  $J$ -інтеграл може бути представлений через інтенсивність звільнення потенційної енергії

$$J = \frac{\partial \Pi}{\partial l}. \quad (2.11)$$

Разом з тим  $J$ -інтеграл представляє місцеве поле деформацій, яке виникає у пружно-пластичній зоні в околі вершини тріщини. Отже  $J$ -інтеграл представляє собою різницю потенціальних енергій двох напружених тіл з різною довжиною тріщини, але однакової конфігурації.  $J$ -інтеграл розширює на нелінійну область залежність між КІН та інтенсивністю звільненої пружної енергії, оскільки вважають [137, 207], що його інваріантність зберігається і для пружно-пластичного стану матеріалу, якщо пластичну деформацію описує деформаційна теорія пластичності.

Таким чином,  $J$ -інтеграл – це енергія, витрачена на поширення тріщини одиничної довжини, яка відповідає критерію руйнування, згідно якого початок руйнування, тобто початок розвитку тріщини настає за умови, коли кількість виділеної енергії  $J_*$ , досягає критичної величини  $J_C$ , тобто

$$J_* = J_C, \quad (2.12)$$

Зразки навантажували на повітрі за схемою триточкового згину (рис. 2,15д) за віддалі між опорами  $L_0 = 4h = 4t$ . Швидкість навантаження зразка становила  $1,67 \cdot 10^{-5}$  мм/с і залишалася постійною впродовж усіх випробувань.

Для визначення  $J_C$ , що відповідає старту тріщини [4, 147, 170] будували залежності підростання зусилля  $F$  від зміщення берегів тріщини  $V$ , тобто діаграми деформування  $F - V$ . При цьому за діаграмою визначали  $F_Q$  необхідні для обчислення  $K_Q$ . Слід зауважити, що діаграми деформування матеріалів елементів БК, характерні для сталей з високою пластичністю. Такі діаграми відносяться до діаграм III-го та IV-го типів, рис. 2.16 [4].

Для діаграми III-го типу характерна т.  $C$ , яка відповідає максимальному навантаженню, що відповідає моменту руйнування зразка, ліворуч від прямої  $OG$ , що близько розміщена від прямої  $OA$ .

Для діаграми IV-го типу характерна т.  $C$ , яка відповідає максимальному навантаженню, що відповідає моменту руйнування зразка, ліворуч від прямої  $OG$  і значно віддалена від прямої  $OA$ . Причому навантаження  $F_Q$  визначають у точках  $Q$  перетину діаграми з 5% січною  $OB$ .

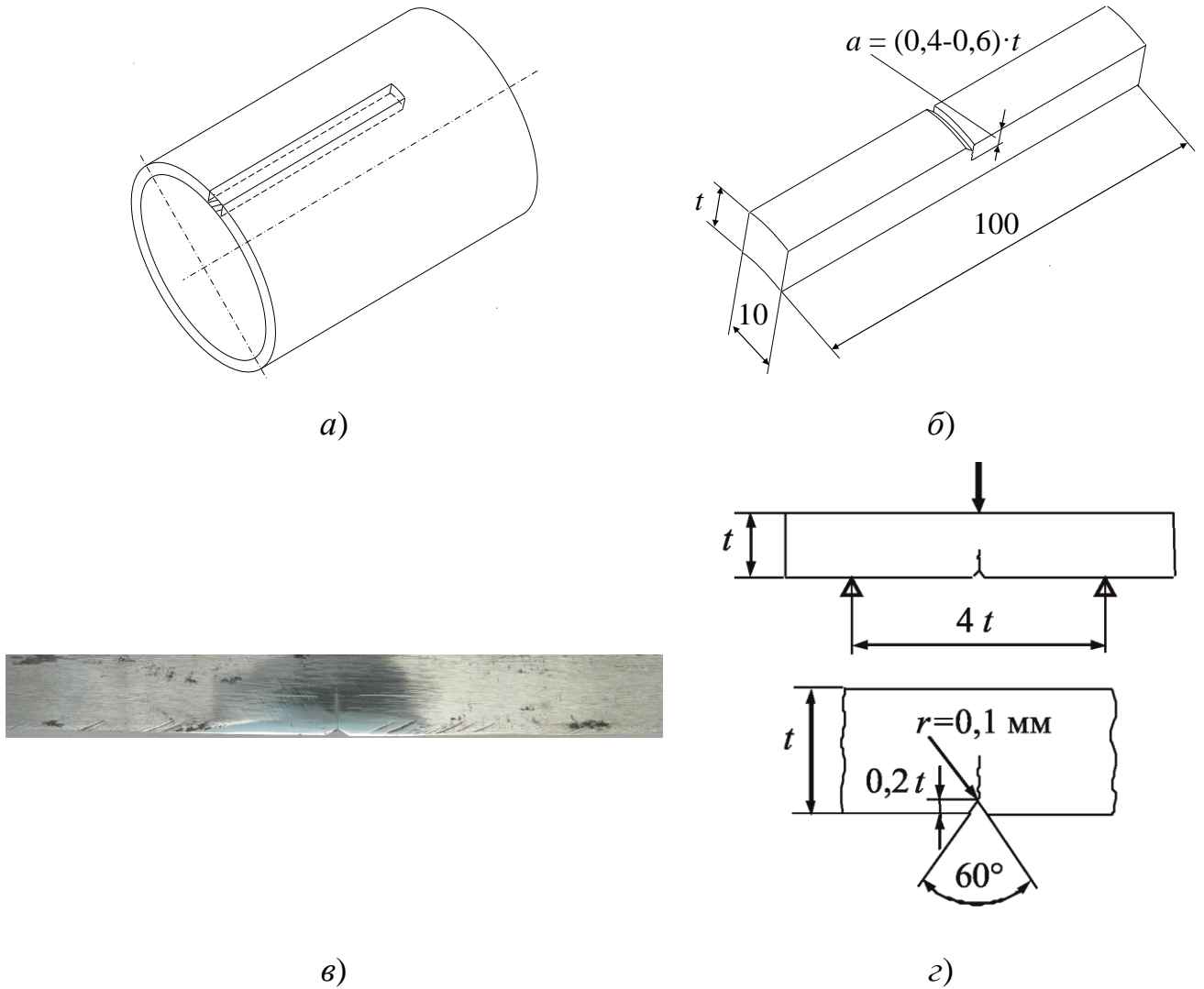


Рисунок 2.15 – Схема вирізки *a*), його геометричні розміри *б*), загальний вигляд *в*) та схема навантаження зразка *г*) для випробування на статичну тріщиностійкість

За одержаними результатами визначали КІН  $K_Q$  для силової схеми, зображеної на рис. 2.15г використовуючи згідно стандарту [147, 170] рівняння

$$K_Q = \left( \frac{F_Q \cdot L}{b \cdot \sqrt{t^3}} \right) \cdot f(\varepsilon), \quad (2.13)$$

$$\text{де } f(\varepsilon) = \frac{3 \cdot \sqrt{\varepsilon} \cdot (1,99 - \varepsilon \cdot (1 - \varepsilon)) \cdot (2,15 - 3,93\varepsilon + 2,7\varepsilon^2)}{2 \cdot (1 + 2\varepsilon) \cdot \sqrt{(1 - \varepsilon)^3}}, \quad L = 4t, \quad \varepsilon = \frac{a}{t},$$

$b$  – ширина зразка,  $t$  – висота зразка.



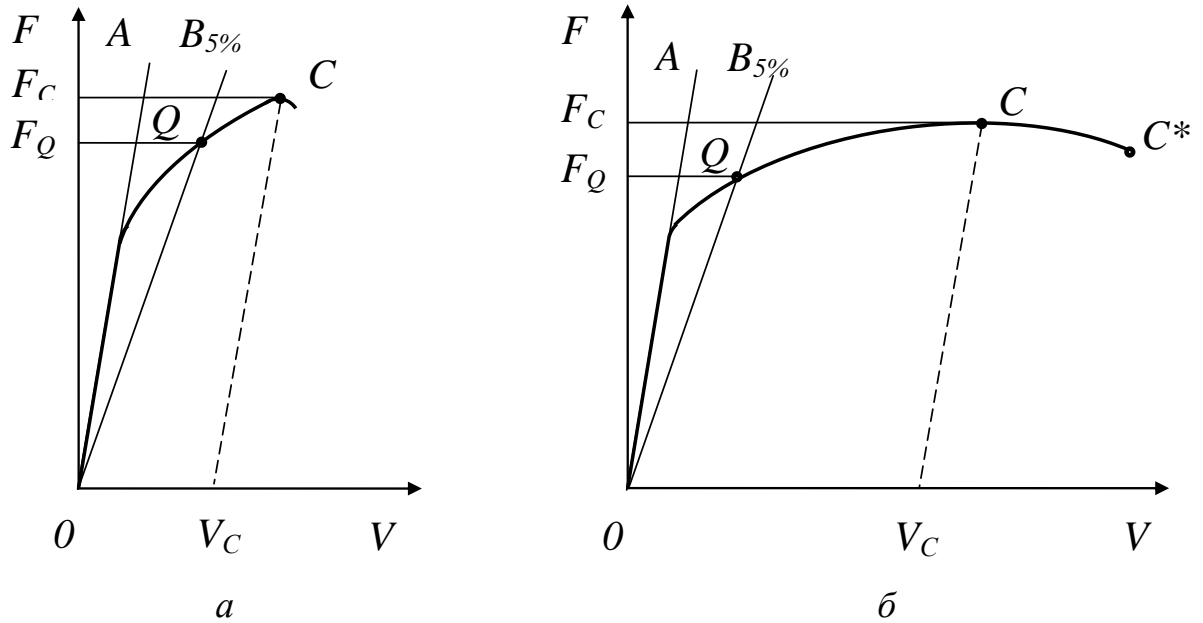


Рисунок 2.16 – Діаграми деформування III-го (а) та IV-го (б) типів для сталей елементів БК [4]

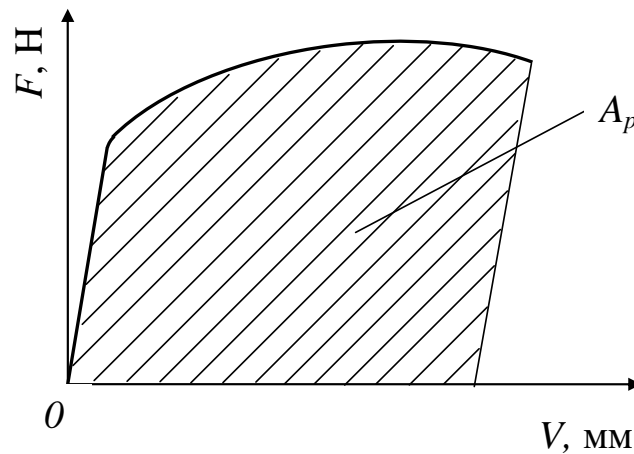


Рисунок 2.17 – Схема визначення  $A_p$  – загальної площі під кривою, яка представляє енергію, поглинену зразком під час випробувань на тріщиностійкість за умови триточкового згину балкового зразка з утвореною тріщиною

Слід зауважити, що КІН  $K_{IQ}$  характеризує тріщиностійкість матеріалу при малій пластичній зоні біля вершини тріщини. При наявності досить великої пластичної зони його використовувати не можна. Тут необхідно враховувати пластичну складову  $J$ -інтеграла, яку обчислюють за формулою

$$J_p = \frac{2 \cdot A_p}{b \cdot (t - a)} \quad (2.14)$$

За таких обставин більш коректно характеризує тріщиностійкість матеріалу критичне значення  $J$ -інтеграла (величина  $J_C$ ). У цьому випадку величину  $J$ -інтеграла обчислюють за формулою [147, 170]

$$J_C = J_e + J_p = \frac{K_{IQ}^2 \cdot (1 + \mu^2)}{E} + \frac{2 \cdot A_p}{b \cdot (t - a)}, \quad (2.15)$$

де,  $J_e$  і  $J_p$  – пружна і пластична складові  $J$ -інтеграла,  $\mu$  – коефіцієнт Пуасона,  $E$  – модуль Юнга,  $K_{IQ}$  – КІН розраховується за формулою (2.13),  $A_p$  – загальна площа під кривою, яка представляє енергію, поглинену зразком (див. рис. 2.17).

## **2.6 Застосування методу скінченних елементів для прогнозування граничного стану та довговічності бурильних труб з тріщиною**

У більшості випадків аварійність з елементами БК пов'язана з наявністю в них дефектів, серед яких найчастіше зустрічаються поперечні тріщини, що зароджуються та розвиваються в місцях пошкодження БТ. Домінуючий вплив на цей процес мають відповідні силові чинники (величина, напрям та характер експлуатаційних навантажень, що виникають під час буріння свердловин та під час проведення СПО), що збільшуються з ростом глибини буріння. Практичний досвід буріння свідчить, що не всі тріщини становлять небезпеку з точки зору можливої раптової несправності. Труба з незначним дефектом може працювати впродовж тривалого часу, поки не досягне критичного стану.

Для прогнозування граничного стану та довговічності БТ з тріщиною використовують лінійну механіку руйнування. З цією метою необхідно проводити аналіз параметрів руйнування (КІН, енергетичного  $J$ -інтеграла, розкриття в вершині тріщини), що відображають локальний НДС в околі вершини тріщини. Розрахунок цих параметрів проводиться за допомогою аналітичних і числових методів лінійної та пружно-пластичної механіки руйнування.

Одним із ефективних чисельних методів є метод скінченних елементів, що дозволяє досить точно визначати напружений стан в околі вершини тріщини. Метод скінченних елементів полягає в заміні досліджуваного об'єкта сукупністю скінченної кількості дискретних елементів, що пов'язані між собою у вузлах. У цьому випадку схема створення математичної моделі має вигляд: досліджуваний об'єкт – ідеалізована розрахункова схема – система лінійних алгебраїчних рівнянь [99, 123]. Безпосередній перехід до розрахункової схеми із міркувань механіки дає можливість природно та просто описувати граничні умови; проводити дискретизацію скінченно-елементної сітки в області концентрації напружень; поєднувати декілька матеріалів в рамках одного фізичного тіла при визначенні НДС. Метод скінчених елементів дозволяє також встановлювати в рамках кожної дискретної підобласті (скінченного елемента) свої закони, що описують зв'язок сил і переміщень у вузлах та дозволяє поєднувати в рамках однієї сіткової області скінченні елементи різних типів, що підвищує ефективність методу в цілому.

На рис. 2.18 подано скінченно-елементні моделі фрагмента БТ з тріщиною, які побудовано використовуючи ANSYS Workbench. Враховуючи те, що в місці знаходження тріщини відбувається концентрація напружень, згущено сітку( рис. 2.18в).

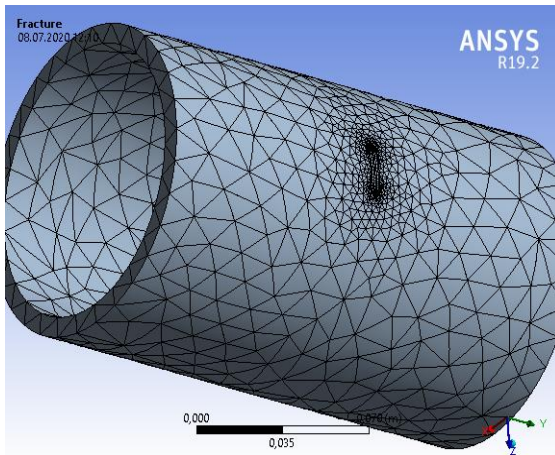
Для розрахунку КІН  $K_I$  із застосуванням методу скінченних елементів можуть бути використані різні підходи. Найпростішими і разом з тим досить надійними є асимптотичні методи. Вони базуються на відомому факті, що переміщення і напруження в малому околі вершини тріщини мають асимптотику типу  $K_I \cdot \sqrt{r}$  і  $K_I / \sqrt{r}$  відповідно (тут  $r$  – відстань від вершини тріщини). Щоб обчислити КІН асимптотичними методами, необхідно змодельовати вказаний характер розподілу переміщень (або напружень) в околі вершини тріщини. Цього можна добитись декількома способами, серед яких найбільш ефективним є метод зсуву вузлів на чверть довжини сторони в елементах, що оточують вершину тріщини. Якщо при цьому застосувати лінійну екстраполяцію КІН у вершині тріщини по координаті  $r$ , то його можна обчислити через переміщення двох найближчих до вершини вузлів (у точках  $L/4$  і  $L$ ) так [99]:

$$K_I = \frac{2G \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}}{\phi_i(\theta) \cdot \sqrt{L}} \cdot \left( 4 \cdot u_i(L/4) - u_i(L) \right), \quad (2.16)$$

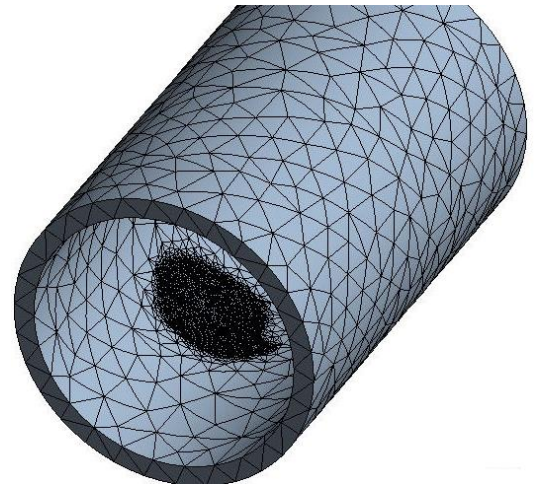
$G$  – модуль зсуву;

$L$  – довжина сторони скінченного елемента, що прилягає до вершини тріщини;

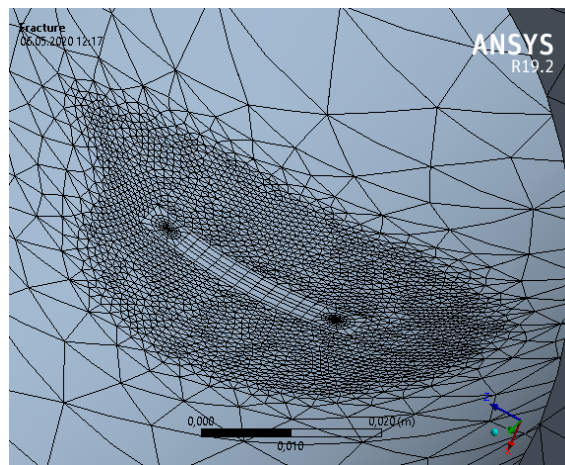
$\phi_i(\theta)$  – відомі тригонометричні функції.



*a)*



*б)*



*в)*

Рисунок 2.18 – Скінченно-елементна модель БТ з тріщиною на зовнішній *a)* та внутрішній *б)* поверхнях, а також згущення сітки *в)* в околі тріщини

Недоліком асимптотичних методів є необхідність моделювання теоретичного закону розподілу напружень або переміщень в вершині тріщини, що

призводить до досить складних і громіздких скінченно-елементних моделей. Більш універсальними і надійними є енергетичні методи (метод  $J$ -інтеграла, метод віртуального росту тріщин і ін.), які менш чутливі до дискретної моделі.

У більшості пакетів прикладних програм для обчислення КІН використовується енергетичний метод, в основі якого лежить використання енергетичного інваріантного  $J$ -інтеграла, який на даний період часу все більше використовується як для теоретичної, так і для практичної оцінки міцності конструкцій, що містять дефекти як штучного, так і природного походження.

Загальний вираз для знаходження  $J$ -інтеграла можна записати так

$$J_k = \lim_{\Gamma} \oint ((W + T) \cdot n_k - \sigma_{ij} \cdot n_i \cdot u_{j,k}) dS, \quad (2.17)$$

де  $W$  – густина енергії деформації;

$T$  – густина кінетичної енергії;

$\sigma_{ij}$  – декартові координати тензора напружень;

$u_j$  – декартові координати вектора переміщень;

$n_j$  – координати одиничного вектора нормалі до малого контура  $\Gamma$ .

Кома перед індексом означає диференціювання по координаті, іменованій цим індексом.

В основному, для обчислення  $J$ -інтеграла використовують метод інтегрування по області, який детально розглянуто [32]. Цей метод є зручний в реалізації і дає високу точність.

## Висновки до розділу 2

1. Модифіковано експериментальні засоби визначення характеристик статичної та циклічної корозійної тріщиностійкості тривало експлуатованих сталей бурильних та ГТ із урахуванням умов експлуатації.

2. Розроблено методичну процедуру визначення характеристик циклічної тріщиностійкості сталей елементів БК із урахуванням дії умов навантаження, впливу промивальних БР, зміни властивостей сталей під час тривалої експлуатації.

3. Розроблено методичну процедуру оцінки умов руйнування ГТ.

4. Застосовано метод скінченних елементів для прогнозування граничного стану та довговічності БТ з тріщиною, зокрема при обчисленні  $J$ -інтеграла використано метод інтегрування по області, який зручний в реалізації і дає високу точність при знаходженні КІН.

5. Використання випробувального обладнання (навчально-наукова лабораторія „Механіка руйнування матеріалів та міцність елементів конструкцій у експлуатаційних середовищах” Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу та Центру колективного користування науковими приладами при Фізико-механічному інституті ім. Г. В. Карпенка НАН України, а також відповідних методик дозволило реалізувати заплановану програму дослідження умов втомного руйнування сталей елементів БК та колтюбінгових сталей у експлуатаційних середовищах.

## РОЗДІЛ 3

### ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІКИ РОБОТИ БУРИЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ТА ОСОБЛИВОСТЕЙ БУРІННЯ ГОРИЗОНТАЛЬНИХ СВЕРДЛОВИН ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ КОЛОНИ ГНУЧКИХ ТРУБ

#### 3.1 Моделювання роботи долота і бурильного інструменту на стенді

Експериментальні дослідження роботи породоруйнівних інструментів повинні супроводжуватися теоретичними розробками. При відсутності узагальненої ідеї від них не можна очікувати суттєвих висновків. Тому спочатку необхідно побудувати робочу гіпотезу, розробити теоретичні основи для встановлення взаємозв'язків, що дозволяють оцінити кількісну і якісну сторону процесу, і лише після цього вдаватися до експерименту для перевірки гіпотез, що закладені в основі теорії [16].

Прийнятним методом дослідження взаємодії породоруйнівного інструмента з вибоєм можна вважати метод механічного відтворення роботи доліт на стенді. Його переваги полягають у відносній простоті, можливості отримання інформації за проведення великої кількості вимірів з мінімальними затратами часу і коштів, а також можливості забезпечення необхідної точності і надійності отриманих результатів.

Для проведення експериментальних досліджень динаміки роботи бурильного інструменту нами використано конструкцію експериментального бурового стенда СБА–500 (рис. 3.1), який дозволяє включати в компоновку віброзахисні інструменти та вивчати вплив нижньої частини бурильного інструменту на динамічність і ефективність роботи бурових доліт.

Основні характеристики стенда такі:

1. Осьове статичне навантаження на долоті: 0...42 кН;
2. Частота обертання долота: 82, 133, 188, 285, 470, 680, хв<sup>-1</sup>;

3. Максимальна швидкість подачі інструменту вниз: 1,1 м/хв;
4. Максимальна швидкість подачі інструменту вгору: 0,8 м/хв;
5. Хід шпинделя: 400 мм;
6. Витрата промивальної рідини: 7 л/с;
7. Розміри блока породи: 1 × 1 × 1,2 м.



Рисунок 3.1 – Експериментальний буровий стенд СБА–500

Вперше модель бурового експериментального стенду отримано професором В.І. Векериком [15]. Нами удосконалено цю модель [16, 19, 20]. Враховано, зокрема, що вплив в'язкості кріплення основи стенда відчутно не впливає на динаміку роботи механічної системи. Зате додатково враховано вплив зносу озброєння долота на зміну динамічної складової осьової сили.

Розрахункова схема експериментального стенду (рис. 3.2) включає блок породи з пружно-в'язкими властивостями, які характеризуються жорсткістю  $k_0$  і коефіцієнтом в'язкого опору  $\alpha_0$ . Шарошкове долото масою  $m_1$  з'єднано з перехідником  $m_2$ . Між ними встановлений віброзахисний інструмент з характеристиками  $k_1$  і  $\alpha_1$ . Пристрій для відтворення і накладання коливань низу БК на роботу долота складається з перехідників, маси  $m_3$  і  $m_4$  яких сполучені осьовим шліцевим з'єднанням. На пружно-в'язкій в'язі, які характеризуються коефіцієнтами  $k_2$  і  $\alpha_2$  та



з'єднані з масою  $m_2$ , встановлено кільцевий вантаж маси  $m_3$ , рух якого задається ексцентриковим пристроєм або іншим спеціальним пристроєм для відтворення заданої частоти і амплітуди коливань.

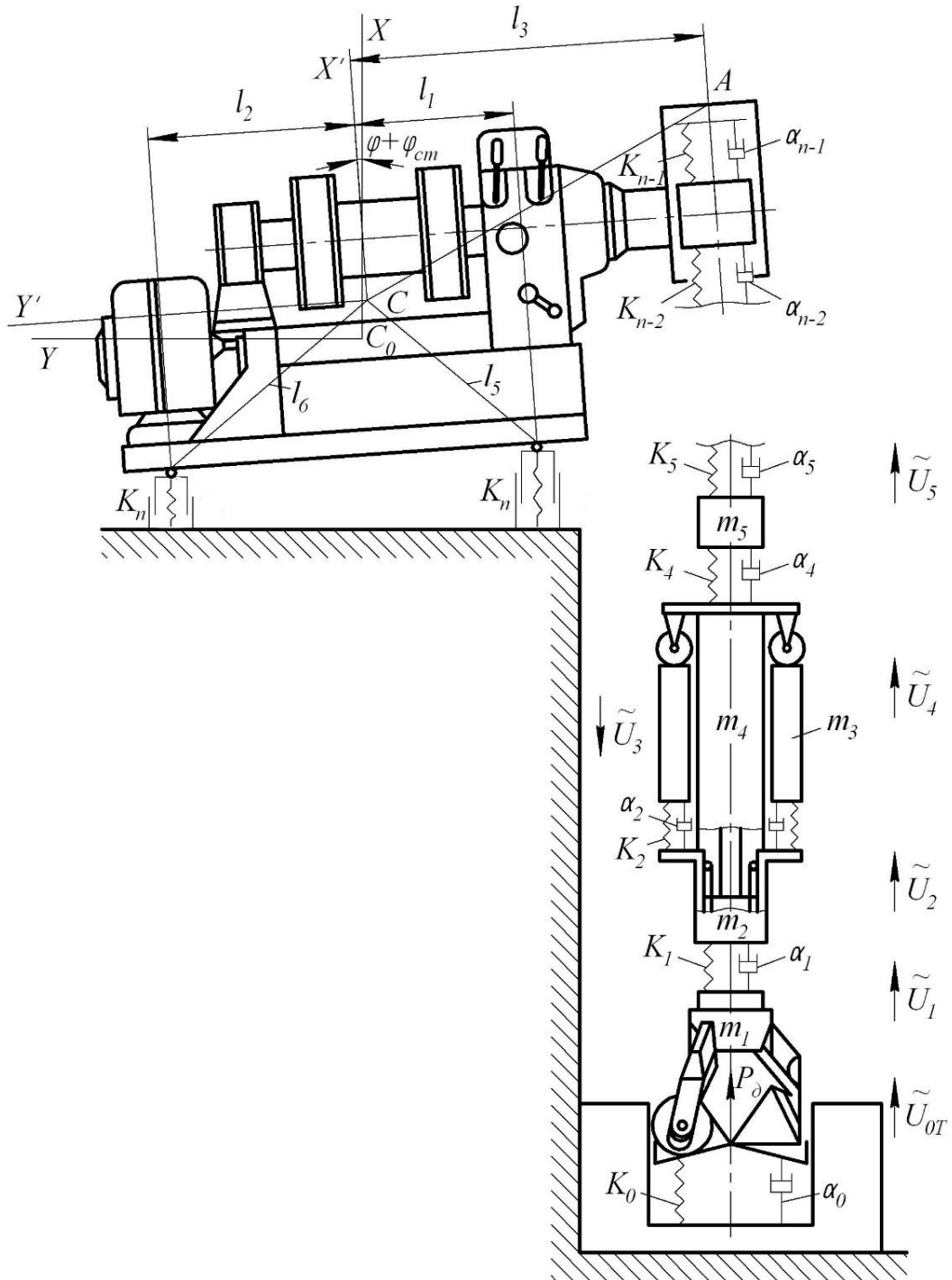


Рисунок 3.2 – Розрахункова схема експериментального стенда для вивчення впливу параметрів бурильного інструменту на динаміку взаємодії долота з пружно-в'язким вибоєм

БК експериментального стенда моделюється послідовними з'єднаннями еквівалентних зосереджених мас  $m_i$ , з'єднаних між собою пружно-в'язкими елементами з характеристиками  $k_i$  і  $\alpha_i$ . Верхню частину колони представлено масою  $m_{n-1}$  і з'єднано з корпусом стенда еквівалентними пружно-в'язкими елементами з параметрами  $k_{n-1}$  і  $\alpha_{n-1}$ , що характеризують пружність навантажуючої системи і тертя в гідроциліндрах. До маси  $m_{n-1}$  прикладено статичну осьову силу  $P_{1cm}$ , що діє також і на масу  $m_n$  стенда. Корпус стенда масою  $m_n$  закріплено на фундаменті пружними елементами з коефіцієнтами  $k_n$ .

Долото при обертанні навколо осі генерує полігармонічні коливання. Переміщення долота відносно вибою можна подати в вигляді

$$U_{ot} = \sum_j (A_{oj} \sin \omega_j t + B_{oj} \cos \omega_j t), \quad (3.1)$$

де  $A_{oj}$  і  $B_{oj}$  – постійні коефіцієнти, що характеризують кінематичне збурення з частотою  $\omega_j$ . Залежність (3.1) враховує геометрію озброєння і кінематику руху долота, режим його роботи та інші особливості.

Крім долота поздовжні коливання в компоновці стенда генеруються ексцентриковим механізмом. Вісь ексцентрика жорстко з'єднана з масою  $m_4$ . При його обертанні відбувається одночасне переміщення тіл з масами  $m_3$  і  $m_4$ . Вектори їх швидкостей протилежно направлені. Відносні переміщення цих мас можна описати функцією у вигляді

$$h(t) = \sum_j (C_{oj} \cos \nu_j t + D_{oj} \sin \nu_j t), \quad (3.2)$$

де  $C_{oj}$  і  $D_{oj}$  – постійні коефіцієнти, що характеризують кінематичне збурення з частотою  $\nu_j$ .

Статичні навантаження на стенді створюються як власною вагою тіл, так і статичною силою  $P_{1cm}$ , прикладеною до маси  $m_{n-1}$ . Ця сила створюється за допомогою гідравлічного механізму і може бути направлена вгору або вниз.

Нехай в початковий момент ексцентрики розміщені так, що тіло масою  $m_3$  по відношенню до тіла масою  $m_4$ , знаходиться у верхньому положенні. В цей момент долото з масою  $m_1$  знаходиться в нижньому положенні по відношенню до не жорсткого вибою. Під дією статичних навантажень проходить деформація

пружних елементів, при цьому маси  $m_i$  стенда отримують статичні переміщення  $f_i$ . Під дією статичних сил переміщення тіл можливе не тільки вниз, але і вгору. За початок відліку переміщень приймаємо таке положення, при якому всі пружні елементи не деформуються. Відлік переміщення ведемо в додатному напрямку осі  $x$ , що направлена вгору.

Коливання мас стенда обумовлені рухом ексцентрикового механізму і обертанням долота. Обидва генератори коливань незалежні один від одного, тому, очевидно, можна спочатку скласти рівняння руху мас, збурених обертанням долота, а потім рухом ексцентрикового механізму і їх скласти. При одночасовому обертанні ексцентрика і долота переміщення  $i$  маси можна подати у вигляді їх суми

$$\tilde{U}_i = U_i + U_i^*, \quad (3.3)$$

де  $U_i$  і  $U_i^*$  – переміщення збурені коливаннями відповідно долота і ексцентрикового механізму.

Рівняння руху мас компоновки бурильного інструменту при бурінні на стенді можна подати у вигляді

$$\left. \begin{aligned} m_1 \ddot{\tilde{U}}_1 &= -k_o(\tilde{U}_1 - U_{ot} + f_1) - \alpha_o (\dot{\tilde{U}}_1 - \dot{U}_{ot}) - \\ &- k_1 (\tilde{U}_1 + f_1 - \tilde{U}_2 - f_2) - \alpha_1 (\dot{\tilde{U}}_1 - \dot{\tilde{U}}_2) - m_1 g , \\ m_2 \ddot{\tilde{U}}_2 &= -k_1(\tilde{U}_2 + f_2 - \tilde{U}_1 - f_1) - \alpha_1 (\dot{\tilde{U}}_2 - \dot{\tilde{U}}_1) - \\ &- k_2 (\tilde{U}_2 + f_2 - \tilde{U}_3 - f_3) - \alpha_2 (\dot{\tilde{U}}_2 - \dot{\tilde{U}}_3) - m_2 g , \\ m_3 \ddot{\tilde{U}}_3 + m_4 \ddot{\tilde{U}}_4 &= -k_2(\tilde{U}_3 + f_{3,4} - \tilde{U}_2 - f_2) - \alpha_2 (\dot{\tilde{U}}_3 - \dot{\tilde{U}}_2) - \\ &- k_4 (\tilde{U}_4 + f_{3,4} - \tilde{U}_5 - f_5) - \alpha_4 (\dot{\tilde{U}}_4 - \dot{\tilde{U}}_5) - (m_3 + m_4) g , \\ \dot{\tilde{U}}_3 - \dot{\tilde{U}}_4 &= dh(t)/dt, \quad \ddot{\tilde{U}}_3 - \ddot{\tilde{U}}_4 = d^2h(t)/dt^2, \\ m_5 \ddot{\tilde{U}}_5 &= -k_4(\tilde{U}_5 + f_5 - \tilde{U}_4 - f_{3,4}) - \alpha_4 (\dot{\tilde{U}}_5 - \dot{\tilde{U}}_4) - \\ &- k_5 (\tilde{U}_5 + f_5 - \tilde{U}_6 - f_6) - \alpha_6 (\dot{\tilde{U}}_5 - \dot{\tilde{U}}_6) - m_5 g , \\ m_{n-1} \ddot{\tilde{U}}_{n-1} &= k_{n-2}(\tilde{U}_{n-1} + f_{n-1} - \tilde{U}_{n-2} - f_{n-2}) - \alpha_{n-2} (\dot{\tilde{U}}_{n-1} - \dot{\tilde{U}}_{n-2}) - \\ &- k_{n-1} (\tilde{U}_{n-1} + f_{n-1} - \tilde{U}_n - f_n) - \alpha_{n-1} (\dot{\tilde{U}}_{n-1} - \dot{\tilde{U}}_n) - m_{n-1} g - P_{1cm}. \end{aligned} \right\} (3.4)$$

Для дослідження руху станка, тобто маси  $m_n$ , використаємо диференціальне рівняння плоского руху твердого тіла, розклавши його на рух центра  $C$  мас і обертовий рух навколо нього.

Необхідно визначити координати центра мас  $\tilde{x}_c(t)$ ,  $\tilde{y}_c(t)$  і кут обертання  $\tilde{\varphi}(t)$ . Система координат  $x_{C_0}$  у нерухома. Оскільки поворот станка навколо центра мас незначний, то можна записати

$$U_n = x_c + l_3\varphi, \quad f_n = x_{c\,cm} + l_3\varphi_{cm}, \quad (3.5)$$

де  $\varphi_{cm}$  – поворот станка навколо осі  $C_z$  від сил тяжіння і  $P_{1\,cm}$ ;  $U_n$  – вертикальне переміщення точки  $A$  станда;  $x_{c\,cm}$  – вертикальне переміщення центра мас тіла під дією статичних сил його положення  $C_0$ .

При додаванні рівнянь руху станка прийемо, що кут  $\varphi + \varphi_{cm}$  дуже малий і при розвиненні  $\sin(\varphi + \varphi_{cm})$  і  $\cos(\varphi + \varphi_{cm})$  в ряди Фур'є збережемо тільки перші члени розкладів.

Рівняння руху бурового станка напишемо у вигляді

$$\left. \begin{aligned} m_n \ddot{\tilde{x}}_c &= -m_n g + P_{1\,cm} - k_{n-1}(\widetilde{U}_n + f_n - \widetilde{U}_{n-1} - f_{n-1}) - \\ &- \alpha_{n-1}(\dot{\widetilde{U}}_n - \dot{\widetilde{U}}_{n-1}) - k_n(\widetilde{U}_{n'} + f_{n'}) - k_n(\widetilde{U}_{n''} + f_{n''}), \\ m_n \ddot{\tilde{y}}_c &= P_{1\,cm}(\tilde{\varphi} + \varphi_{cm}) - \left[ k_{n-1}(\widetilde{U}_n - f_n - \widetilde{U}_{n-1} - f_{n-1}) + \alpha_{n-1}(\dot{\widetilde{U}}_n - \right. \\ &\left. - \dot{\widetilde{U}}_{n-1}) + k_n(\widetilde{U}_{n'} + f_{n'}) + k_n(\widetilde{U}_{n''} + f_{n''}) \right](\tilde{\varphi} + \varphi_{cm}), \\ I_{z'} \ddot{\tilde{\varphi}} &= P_{1\,cm} l_3 - k_{n-1}(\widetilde{U}_n + f_n - \widetilde{U}_{n-1} - f_{n-1}) l_3 - \\ &- \alpha_{n-1}(\dot{\widetilde{U}}_n - \dot{\widetilde{U}}_{n-1}) l_3 - k_n(\widetilde{U}_{n'} + f_{n'}) l_1 + k_n(\widetilde{U}_{n''} + f_{n''}) l_2, \end{aligned} \right\} (3.6)$$

де  $\tilde{\varphi} = \varphi + \varphi^*$ ,  $\widetilde{U}_n = U_n + U_n^*$ ,  $\widetilde{U}_{n'} = U_{n'} + U_{n'}^*$ ,  $\widetilde{U}_{n''} = U_{n''} + U_{n''}^*$ ,

$$U_{n'} = x_c + l_1\varphi, \quad U_{n''} = x_c - l_2\varphi, \quad U_{n'}^* = x_c + l_1\varphi^*, \quad U_{n''}^* = x_c^* - l_2\varphi^*,$$

$$f_{n'} = x_{c\,cm} + l_1\varphi_{cm}, \quad f_{n''} = x_{c\,cm} - l_2\varphi_{cm}.$$

У системі (3.6) індексами з одним і двома штрихами позначено статичні і динамічні переміщення відповідно від поступального і обертового руху станка, які алгебраїчно додаються.

Система рівнянь (3.4)–(3.6) є системою  $(n+2)$  рівнянь з  $(n+3)$  невідомими  $\widetilde{U}_1, \widetilde{U}_2, \dots, U_{n-1}, x_c, y_c, \varphi_c, \varphi$ . Якщо горизонтальне переміщення центра мас  $S$  нас не цікавить, то відкидаємо друге рівняння системи (3.6) з двома невідомими  $y_c$  та  $\varphi$  і отримуємо систему  $(n+1)$  рівнянь з  $(n+1)$  невідомими, яку вже можна розв'язувати. Якщо ж необхідно знайти всі  $(n+3)$  невідомі, то слід розв'язати систему рівнянь, що описує динаміку механічної системи при збуренні коливальним долом, із її рішення знайти кут  $\varphi$  і тоді досліджувана система рівнянь стає системою  $(n+2)$  рівнянь з  $(n+2)$  невідомими і може бути розв'язаною. При розв'язанні рівнянь спочатку необхідно прирівняти до нуля динамічні переміщення  $\widetilde{U}_i, \widetilde{x}_c, \widetilde{y}_c, \widetilde{\varphi}$ , а потім із отриманої системи рівнянь визначити статичні переміщення  $f_i, x_{c\text{ст}}, \varphi_{\text{ст}}$ . Після цього розв'язати динамічну задачу.

Розв'яжемо задачу з визначення динамічних складових зміщень  $\widetilde{U}_1, \widetilde{U}_2, \widetilde{U}_3, \dots, \widetilde{U}_i, \dots, \widetilde{U}_n, \widetilde{U}_{n'}, \widetilde{U}_{n''}, \widetilde{x}_c, \widetilde{\varphi}$ .

Вираховуючи із рівнянь (3.4)–(3.6) статичні складові, одержимо рівняння, що описують динаміку механічної системи станка у вигляді

$$\left. \begin{aligned} m_1 \ddot{\widetilde{U}}_1 &= -k_o(\widetilde{U}_1 - U_{ot}) - \alpha_o (\dot{\widetilde{U}}_1 - \dot{\widetilde{U}}_{ot}) - k_1 (\widetilde{U}_1 - \widetilde{U}_2) - \alpha_1 (\dot{\widetilde{U}}_1 - \dot{\widetilde{U}}_2), \\ m_2 \ddot{\widetilde{U}}_2 &= -k_1(\widetilde{U}_2 - \widetilde{U}_1) - \alpha_1 (\dot{\widetilde{U}}_2 - \dot{\widetilde{U}}_1) - k_2 (\widetilde{U}_2 - \widetilde{U}_3) - \alpha_2 (\dot{\widetilde{U}}_2 - \dot{\widetilde{U}}_3), \\ m_3 \ddot{\widetilde{U}}_3 + m_4 \ddot{\widetilde{U}}_4 &= -k_2(\widetilde{U}_3 - \widetilde{U}_2) - \alpha_2 (\dot{\widetilde{U}}_3 - \dot{\widetilde{U}}_2) - k_4 (\widetilde{U}_4 - \widetilde{U}_5) - \alpha_4 (\dot{\widetilde{U}}_4 - \dot{\widetilde{U}}_5), \\ &\quad \dot{\widetilde{U}}_3 - \dot{\widetilde{U}}_4 = dh(t)/dt, \\ m_5 \ddot{\widetilde{U}}_5 &= -k_4(\widetilde{U}_5 - \widetilde{U}_4) - \alpha_4 (\dot{\widetilde{U}}_5 - \dot{\widetilde{U}}_4) - k_5 (\widetilde{U}_5 - \widetilde{U}_6) - \alpha_6 (\dot{\widetilde{U}}_5 - \dot{\widetilde{U}}_6), \\ m_{n-1} \ddot{\widetilde{U}}_{n-1} &= -k_{n-2}(\widetilde{U}_{n-1} - \widetilde{U}_{n-2}) - \alpha_{n-2} (\dot{\widetilde{U}}_{n-1} - \dot{\widetilde{U}}_{n-2}) - \\ &\quad - k_{n-1} (\widetilde{U}_{n-1} - \widetilde{U}_n) - \alpha_{n-1} (\dot{\widetilde{U}}_{n-1} - \dot{\widetilde{U}}_n), \\ m_1 \ddot{\widetilde{U}}_1 &= -k_o(\widetilde{U}_1 - U_{ot}) - \alpha_o (\dot{\widetilde{U}}_1 - \dot{\widetilde{U}}_{ot}) - k_1 (\widetilde{U}_1 - \widetilde{U}_2) - \alpha_1 (\dot{\widetilde{U}}_1 - \dot{\widetilde{U}}_2), \end{aligned} \right\} (3.7)$$

$$\begin{aligned}
m_2 \ddot{\bar{U}}_2 &= -k_1(\bar{U}_2 - \bar{U}_1) - \alpha_1 (\dot{\bar{U}}_2 - \dot{\bar{U}}_1) - k_2 (\bar{U}_2 - \bar{U}_3) - \alpha_2 (\dot{\bar{U}}_2 - \dot{\bar{U}}_3), \\
m_3 \ddot{\bar{U}}_3 + m_4 \ddot{\bar{U}}_4 &= -k_2(\bar{U}_3 - \bar{U}_2) - \alpha_2 (\dot{\bar{U}}_3 - \dot{\bar{U}}_2) - k_4 (\bar{U}_4 - \bar{U}_5) - \alpha_4 (\dot{\bar{U}}_4 - \dot{\bar{U}}_5), \\
\dot{\bar{U}}_3 - \dot{\bar{U}}_4 &= dh(t)/dt, \\
m_5 \ddot{\bar{U}}_5 &= -k_4(\bar{U}_5 - \bar{U}_4) - \alpha_4 (\dot{\bar{U}}_5 - \dot{\bar{U}}_4) - k_5 (\bar{U}_5 - \bar{U}_6) - \alpha_6 (\dot{\bar{U}}_5 - \dot{\bar{U}}_6), \\
m_{n-1} \ddot{\bar{U}}_{n-1} &= -k_{n-2}(\bar{U}_{n-1} - \bar{U}_{n-2}) - \alpha_{n-2} (\dot{\bar{U}}_{n-1} - \dot{\bar{U}}_{n-2}) - k_{n-1} (\bar{U}_{n-1} - \bar{U}_n) - \\
&\quad - \alpha_{n-1} (\dot{\bar{U}}_{n-1} - \dot{\bar{U}}_n),
\end{aligned}$$

При збуренні коливань долотом  $h(t) = 0$ , розв'язок системи рівнянь (3.7), знаходимо в вигляді

$$U_i(t) = \sum_j (A_{ij} \sin \omega_j t + B_{ij} \cos \omega_j t), \quad (3.8)$$

де  $A_{ij}, B_{ij}$  – постійні коефіцієнти;  $i = 1, 2, \dots, n - 1$  – порядковий номер елемента системи;  $j$  – порядковий номер частоти коливань, збурених долотом.

Система рівнянь (3.7) зводиться до матричного рівняння

$$\bar{D} \times \bar{X} = \bar{C}, \quad (3.9)$$

де  $\bar{D}$  – матриця розмірності  $2(n+1) \times 2(n+1)$ ;  $\bar{X}, \bar{C}$  – стовбці матриці.

Динамічне навантаження на долото визначається залежністю

$$P_1 = \sum_j (R_{sj} \sin \omega_j t + R_{cj} \cos \omega_j t), \quad (3.10)$$

$$\text{де } R_{sj} = A_{1j} m_1 \omega_j^2 + \alpha_1 \omega_j (B_{1j} + B_{2j}) + k_1 (A_{2j} + A_{1j}), \quad (3.11)$$

$$R_{cj} = A_{2j} m_1 \omega_j^2 + \alpha_1 \omega_j (A_{2j} - A_{1j}) + k_2 (B_{2j} - B_{1j}), \quad (3.12)$$

При збуренні коливань віброгенератором  $U_{от}$ , розв'язок системи рівнянь (3.7) знаходимо в вигляді

$$U_i^*(t) = \sum_j (C_{ij} \sin \nu_j t + D_{ij} \cos \nu_j t). \quad (3.13)$$

Система рівнянь зводиться до матричного рівняння

$$\bar{D} \times \bar{X}^* = \bar{C}^*, \quad (3.14)$$

де  $\bar{X}^*, \bar{C}^*$  – стовбці матриці.

Динамічне навантаження на долото при збуренні коливань від віброгенеруючого пристрою визначається за формулою

$$P_1^* = \sum_j (R_{sj}^* \sin v_j t + R_{cj}^* \cos v_j t), \quad (3.15)$$

$$\text{де } R_{sj}^* = C_{1j} m_1 v_j^2 + \alpha_1 v_j (D_{1j} - D_{oj} - D_{2j}) + k_1 (C_{2j} + C_{oj} - C_{1j}), \quad (3.16)$$

$$R_{cj}^* = C_{2j} m_1 v_j^2 + \alpha_1 v_j (C_{2j} + C_{oj} - C_{1j}) + k_2 (D_{2j} - D_{oj} - D_{1j}), \quad (3.17)$$

Амплітуда динамічних сил і зсув фаз визначається за відомими залежностями

$$P_1 = \sum_j \sqrt{R_{sj}^2 + R_{cj}^2}, \quad P_1^* = \sum_j \sqrt{R_{sj}^{*2} + R_{cj}^{*2}}, \quad (3.18)$$

$$\varphi_j = \tan^{-1} \frac{R_{cj}}{R_{sj}}, \quad \varphi_j^* = \tan^{-1} \frac{R_{cj}^*}{R_{sj}^*}. \quad (3.19)$$

При одночасному збуренні коливачів долотом і віброгенеруючим пристроєм загальне динамічне навантаження на долото буде рівне сумі

$$P_d = P_1 + P_1^*. \quad (3.20)$$

Отримані залежності дозволяють оцінити зміну динаміки долота під час буріння. Очевидно, що при зміні властивостей порід, параметрів віброзахисних інструментів і бурового стану, динамічність роботи долота на різних частотах може підсилюватися або послаблюватися. Цього також можна досягти шляхом використання віброгенеруючого пристрою, відтворюючого вплив динаміки БК на буріння.

Користуючись розробленою вище моделлю нами створено програму для розрахунку динамічних характеристик бурової механічної системи, що включає долото масою  $m_1 = 20$  кг, віброгенеруючий пристрій масою  $m_2 = 600$  кг,  $m_3 = 300$  кг та ексцентрик між ними, а також стэнд з масою  $m_4 = 2 \cdot 10^3$  кг і моментом інерції  $I_{z_1'} = 4 \cdot 10^2$  Н·м·с<sup>2</sup>. Жорсткість і в'язкість пружно-в'язких елементів складали відповідно  $k_0 = k_1 = k_3 = k_4 = 10^7$  Н/м,  $k_0 = k_1 = k_3 = k_4 = 10^7$  Н·с/м. Амплітуди збурних коливачів приймалися рівними  $A_{oj} = C_{oj} = 5,6 \cdot 10^{-4}$  м і  $B_{oj} = D_{oj} = 0$ .

#### *Результати досліджень*

Дослідження проводились за зміни параметрів механічної системи, режиму її роботи і властивості породи на вибої свердловини. При збуренні коливачів шарошковим долотом, згідно даних, наведених на рис. 3.3 і 3.4, встановлено

наступні закономірності зміни осьової складової динамічної сили на долоті за різних параметрів бурового станда:

- з ростом жорсткості  $k_0$  породи від  $1 \cdot 10^7$  до  $30 \cdot 10^7$  Н/м динамічне навантаження на долото спочатку зростає (при збільшенні  $k_0$  до  $5 \cdot 10^7$  Н/м), а потім стабілізується або зменшується;
- з ростом демпфування  $\alpha_0$  від 0 до  $30 \cdot 10^4$  Н·с/м динамічне навантаження на долото зростає, при цьому з ростом швидкості  $\omega_d$  обертання долота досягає максимальних значень;
- зі зміною жорсткості  $k_1$  віброзахисного інструменту від  $1 \cdot 10^7$  до  $10 \cdot 10^7$  Н/м динамічне навантаження на долото досягає мінімальних значень, які з ростом частоти обертання  $\omega_d$  долота і жорсткості  $k_1$  зростають;
- з ростом демпфування  $\alpha_1$  ВЗП найбільш відчутний вплив на збільшення динамічної складової осьової сили  $P_1$  спостерігається при  $\alpha_1 \leq 10 \cdot 10^4$  Н·с/м, після цього вплив демпфування стабілізується;
- зі зміною жорсткості  $k_4$  від  $1 \cdot 10^7$  до  $12 \cdot 10^7$  Н/м і коефіцієнта демпфування  $\alpha_4$  від 0 до 12 Н·с/м спостерігається деяка зміна сили  $P_1$  при частотах обертання долота  $\omega_d < 3,18 \pi \text{ с}^{-1}$ ;
- максимум динамічного навантаження  $P_1$  за росту швидкості  $\omega_d$  обертання долота досягаються при менших масах  $m_4$  станда;
- зі зміною частоти обертання  $\omega_d$  від 0 до  $13,3 \pi \text{ с}^{-1}$  динамічна складова сили  $P_1$  досягає максимальних значень;
- зі зносом озброєння шарошкового долота динамічна складова осьової сили  $P_1$  зменшується від максимального значення до нуля.



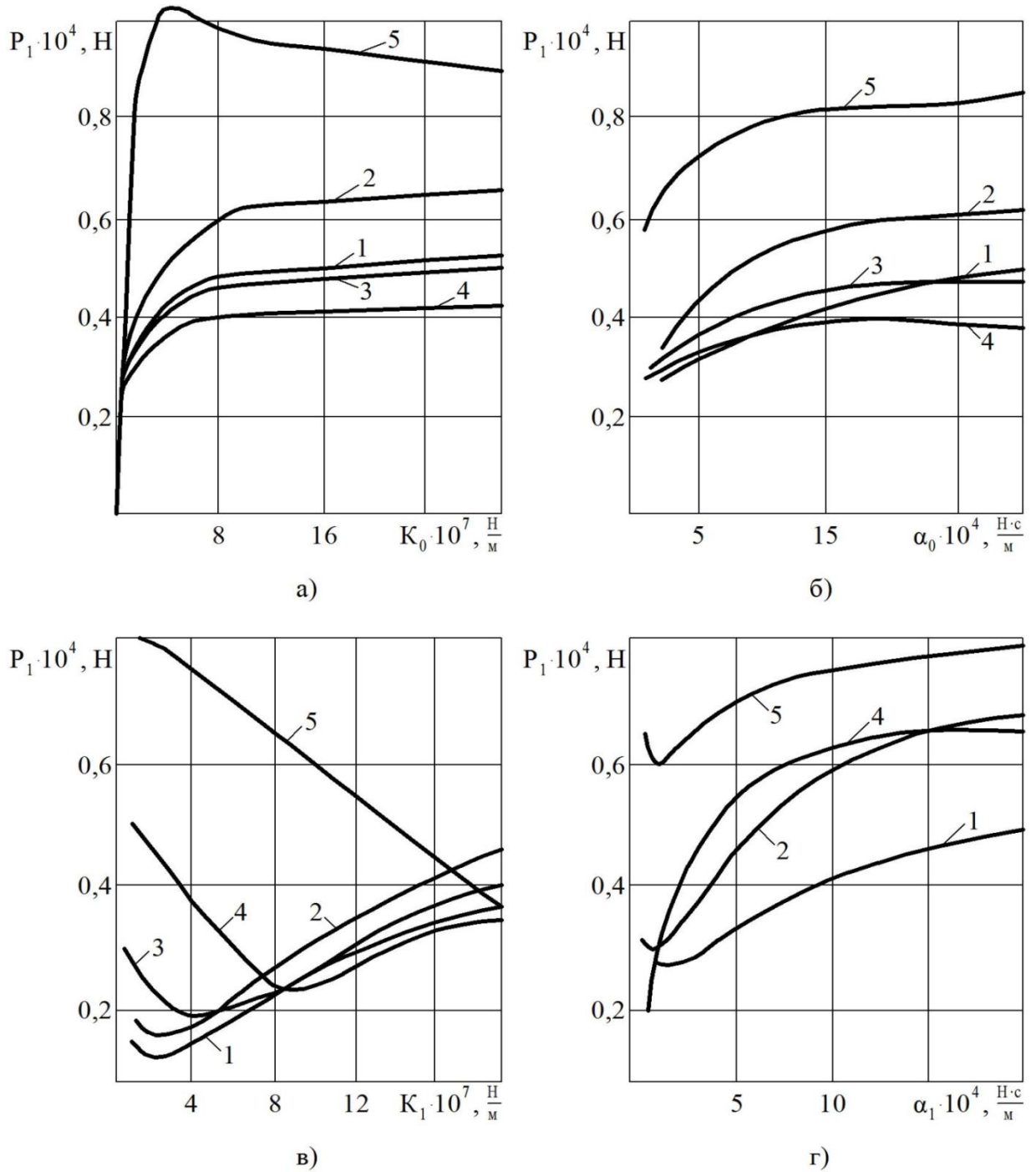


Рисунок 3.3 – Залежність зміни динамічної складової осьової сили на долоті ПІ 93Т від жорсткості а) і в'язкості б) породи, жорсткості в) і в'язкості г) ВЗП за частоти  $\nu = 0 \text{ c}^{-1}$ .

$$1 - \omega_d = 3,18 \pi \text{ c}^{-1}; 2 - \omega_d = 4,22 \pi \text{ c}^{-1}; 3 - \omega_d = 5,35 \pi \text{ c}^{-1};$$

$$4 - \omega_d = 9,1 \pi \text{ c}^{-1}; 5 - \omega_d = 13,3 \pi \text{ c}^{-1}.$$

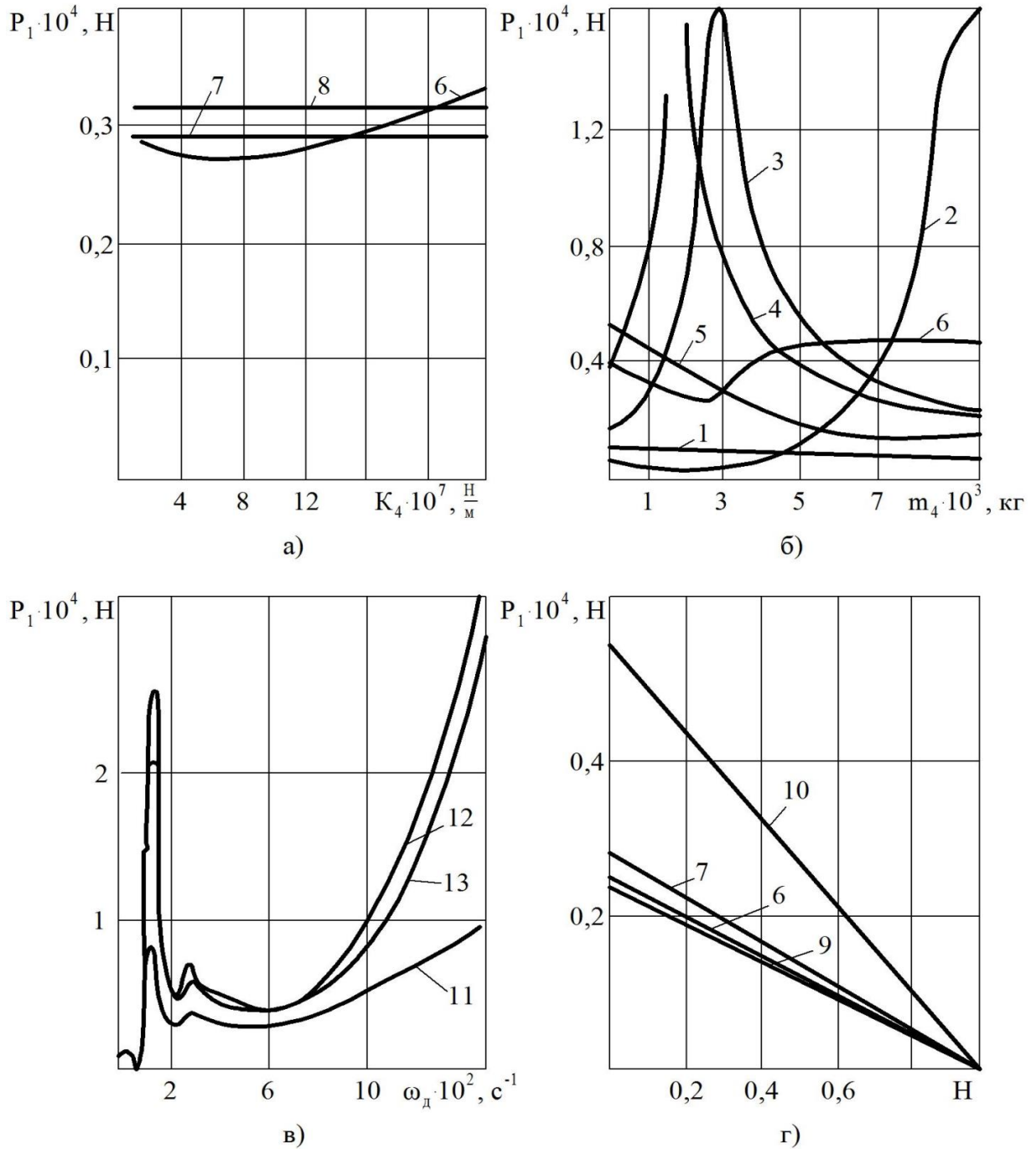


Рисунок 3.4 – Залежність зміни динамічної складової осьової сили на долоті III 93Т від жорсткості а) кріплення і маси в) станда, частоти б) обертання долота і зносу г) його озброєння за частоти  $\nu = 0 \text{ с}^{-1}$ .

$$1 - \omega_d = 0,47 \pi \text{ с}^{-1}; 2 - \omega_d = 0,94 \pi \text{ с}^{-1}; 3 - \omega_d = 1,42 \pi \text{ с}^{-1};$$

$$4 - \omega_d = 1,59 \pi \text{ с}^{-1}; 5 - \omega_d = 2,37 \pi \text{ с}^{-1}; 6 - \omega_d = 3,18 \pi \text{ с}^{-1};$$

$$7 - \omega_d = 4,22 \pi \text{ с}^{-1}; 8 - \omega_d = 5,35 \pi \text{ с}^{-1}; 9 - \omega_d = 9,1 \pi \text{ с}^{-1};$$

$$10 - \omega_d = 13,3 \pi \text{ с}^{-1}; 11 - k_0 = 10^7 \frac{\text{H}}{\text{M}}; 12 - k_0 = 5 \cdot 10^7 \frac{\text{H}}{\text{M}}; 13 - k_0 = 10^8 \frac{\text{H}}{\text{M}}.$$

При збуренні коливачь віброгенеруючим пристроєм, згідно даних, наведених на рис. 3.5 і 3.5, встановлено наступні закономірності зміни осьової складової динамічної сили на долото:

- зі зміною жорсткості  $k_0$  породи від  $1 \cdot 10^7$  до  $4 \cdot 10^7$  Н/м динамічна сила  $P_1$  зростає найбільш відчутно, а при подальшому зростанні  $k_0$  вона стабілізується або зменшується;
- з ростом демпфування  $\alpha_0$  від 0 до  $12 \cdot 10^4$  Н · с/м за частоти  $\nu = 100$  с<sup>-1</sup> динамічне навантаження  $P_1$  зменшується від  $1,5 \cdot 10^4$  до  $0,55 \cdot 10^4$  Н, а за частот  $\nu > 100 \dots 413$  с<sup>-1</sup> зростає;
- зі зміною жорсткості  $k_1$  ВЗП від  $1 \cdot 10^7$  до  $12 \cdot 10^7$  Н/м спостерігаються екстремуми динамічної сили  $P_1$ , суттєвий вплив на величину  $P_1$  при цьому мають частоти генерованих коливачь;
- з ростом демпфування  $\alpha_1$  ВЗП від 0 до  $12 \cdot 10^4$  Н · с/м мають місце мінімум динамічної сили  $P_1$ , найбільш суттєвим вплив демпфування, як бачимо, є за частоти  $\nu = 100$  с<sup>-1</sup> ;
- зі зміною амплітуд  $C_{0j}$  від 0 до  $60 \cdot 10^{-5}$  м амплітуди динамічної сили  $P_1$  зростають за лінійними законами;
- зі зміною амплітуд  $C_{0j}$  від 0 до  $60 \cdot 10^{-5}$  м амплітуди динамічної сили  $P_1$  зростають за лінійними законами;
- вплив жорсткості  $k_4$  на зміну сили  $P_1$  є найбільш суттєвим в діапазоні від  $0,5 \cdot 10^7$  до  $5 \cdot 10^7$  Н/м при частотах  $\nu < 125$  с<sup>-1</sup>;
- вплив маси  $m_4$  стенда на зміну сили  $P_1$  є найбільш суттєвим в діапазоні від  $0,5 \cdot 10^3$  до  $3 \cdot 10^3$  кг.

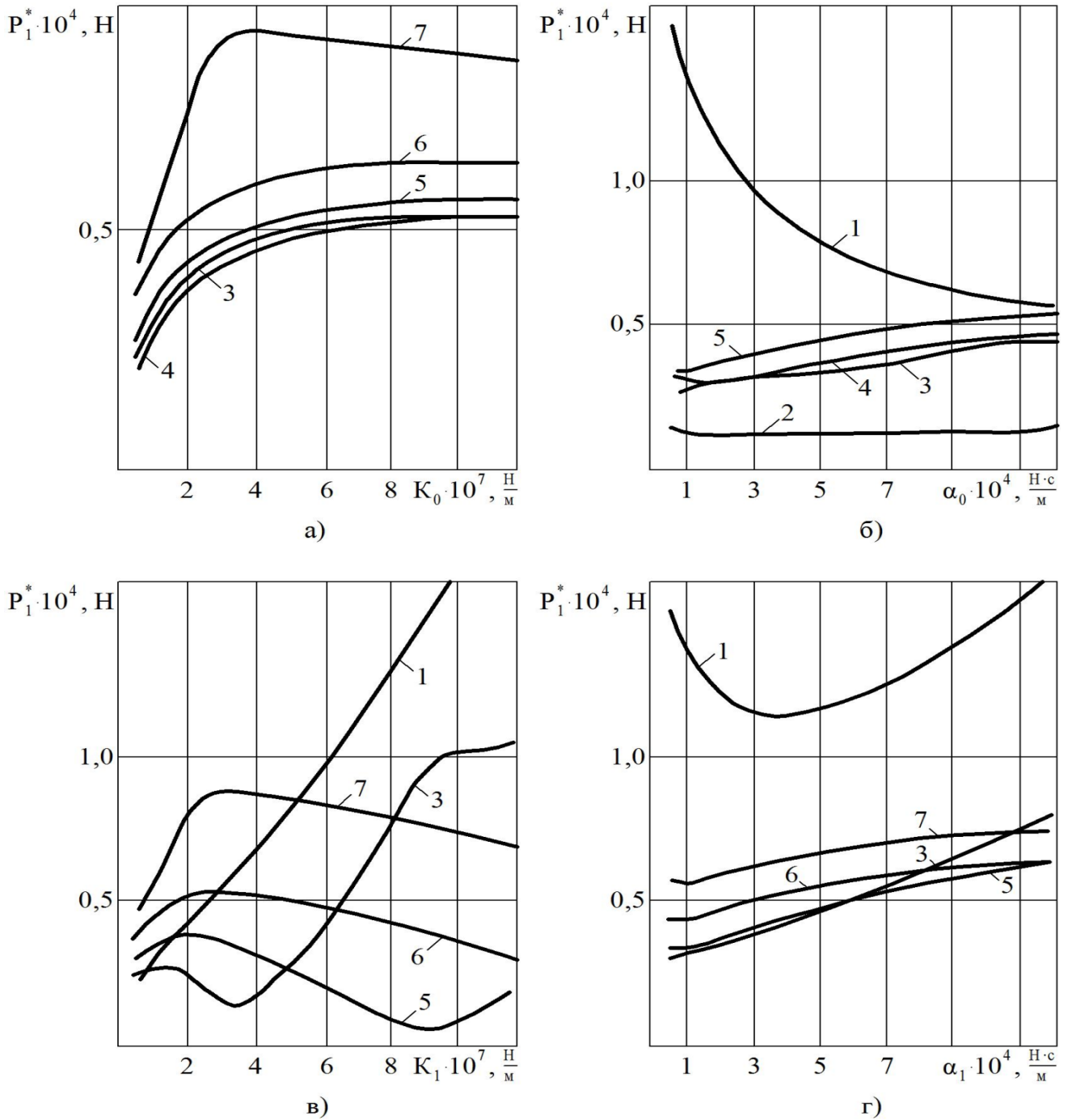


Рисунок 3.5 – Залежність зміни динамічної складової осьової сили на долоті ПІ 93Т від жорсткості а) і в'язкості б) породи, жорсткості в) і в'язкості г) ВЗП за

частоти  $\omega_d = 0 \text{ c}^{-1}$ .

1 –  $\nu = 100 \text{ c}^{-1}$ ; 2 –  $\nu = 125 \text{ c}^{-1}$ ; 3 –  $\nu = 204 \text{ c}^{-1}$ ; 4 –  $\nu = 292 \text{ c}^{-1}$ ;

5 –  $\nu = 413 \text{ c}^{-1}$ ; 6 –  $\nu = 627 \text{ c}^{-1}$ ; 7 –  $\nu = 1033 \text{ c}^{-1}$ .

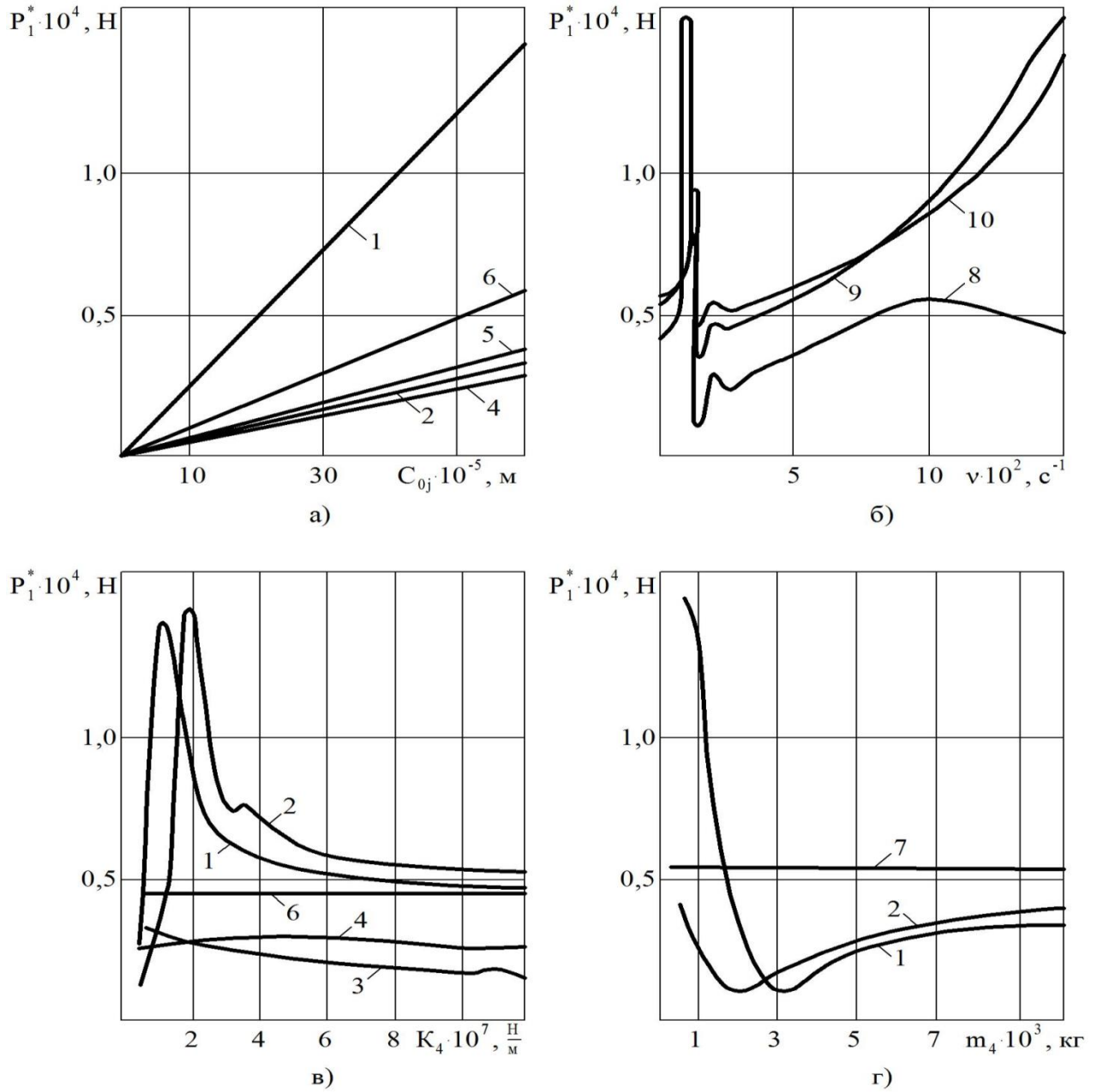


Рисунок 3.6 – Залежність зміни динамічної складової осьової сили на долоті ПІ 93Т від амплітуди а) і частоти б) коливань віброзбурювального пристрою, жорсткості в) і маси г) кріплення стенда за частоти  $\omega_d = 0 \text{ c}^{-1}$ .

$$1 - \nu = 100 \text{ c}^{-1}; 2 - \nu = 125 \text{ c}^{-1}; 3 - \nu = 204 \text{ c}^{-1}; 4 - \nu = 292 \text{ c}^{-1};$$

$$5 - \nu = 413 \text{ c}^{-1}; 6 - \nu = 627 \text{ c}^{-1}; 7 - \nu = 1033 \text{ c}^{-1}; 8 - k = 10^7 \frac{\text{H}}{\text{M}};$$

$$9 - k = 5 \cdot 10^7 \frac{\text{H}}{\text{M}}; 10 - k = 10^8 \frac{\text{H}}{\text{M}}.$$

Отримані результати добре узгоджуються з висновками, наведеними в роботі [15].

Для визначення сумісного впливу елементів механічної системи на роботу породоруйнівного інструменту слід скласти динамічні навантаження  $P_1$  на долото, збурюванні озброєнням долота та ексцентриковим механізмом.

Для оптимізації управління режимами відпрацювання бурових доліт потрібно мати математичні моделі інтегральних показників буріння – механічної швидкості, моментоемності та енергоемності руйнування гірських порід. В більшості відомих моделях керованими параметрами є осьове навантаження  $F_{CT}$  на долото і частота  $n_\partial$  його обертання. Витрату  $Q$  промивальної рідини для більшості бурових установок відносять до частково керованих параметрів. Її встановлюють дискретно і вважають достатньою, якщо подальше зростання подачі рідини не призводить до росту швидкості буріння.

Автор взяв участь [94, 95, 191, 192] в розробці моделей інтегральних показників буріння на основі аналізу розмірностей, які враховують жорсткість  $C$  і демпфування  $\beta$  бурильного інструменту.

Одержано наступні математичні моделі механічної швидкості буріння  $V_{MEX}$  для прошарків пісковика воротищенської світи:

для прошарку твердістю  $p_{ш}=1440 \cdot 10^6$  Па

$$V_{MEX} = 0,8093 \cdot k_1 \cdot \left( \frac{F_{CT}}{1440 \cdot 10^6} \right)^{\alpha_1} \cdot \left( \frac{\omega_\partial}{8,7026} \right)^{\alpha_2} \cdot \left( \frac{C}{1,3392 \cdot 10^8} \right)^{-\alpha_3} \cdot \left( \frac{\beta}{15388495} \right)^{-\alpha_4} = (3.21)$$

$$= 2,09 \cdot 10^{25} \cdot k_1 \cdot F_{cm}^{\alpha_1} \cdot \omega_\partial^{\alpha_2} \cdot C^{-\alpha_3} \cdot \beta^{-\alpha_4};$$

для прошарку твердістю  $p_{ш}=2050 \cdot 10^6$  Па матимемо

$$V_{MEX} = 0,8093 \cdot k_2 \cdot \left( \frac{F_{CT}}{2050 \cdot 10^6} \right)^{\alpha_5} \cdot \left( \frac{\omega_\partial}{8,7026} \right)^{\alpha_6} \cdot \left( \frac{C}{1,9065 \cdot 10^8} \right)^{-\alpha_7} \cdot \left( \frac{\beta}{21907232} \right)^{-\alpha_8} = (3.22)$$

$$= 6,03 \cdot 10^{25} \cdot k_2 \cdot F_{cm}^{\alpha_5} \cdot \omega_\partial^{\alpha_6} \cdot C^{-\alpha_7} \cdot \beta^{-\alpha_8}.$$

Відповідно моделі для моментоемності  $\bar{T}$  та енергоемності  $W_{II}$  буріння на вибої свердловини мають вигляд:

для прошарку твердістю  $p_{ш}=1440$  МПа

$$\begin{aligned}\bar{T}_\delta &= 0,0753 \cdot k_3 \cdot \left(\frac{F_{CT}}{1440 \cdot 10^6}\right)^{\alpha_9} \cdot \left(\frac{\omega_\delta}{8,7026}\right)^{-\alpha_{10}} \cdot \left(\frac{C}{1,3392 \cdot 10^8}\right)^{-\alpha_{11}} \cdot \left(\frac{\beta}{15388495}\right)^{-\alpha_{12}} = \\ &= 1,26 \cdot 10^{17} \cdot k_3 \cdot F_{CT}^{\alpha_9} \cdot \omega_\delta^{-\alpha_{10}} \cdot C^{-\alpha_{11}} \cdot \beta^{-\alpha_{12}},\end{aligned}\quad (3.23)$$

$$\begin{aligned}W_{II} &= 6,9875 \cdot 10^{-7} \cdot k_5 \cdot \left(\frac{F_{CT}}{1440 \cdot 10^6}\right)^{-\alpha_{17}} \cdot \left(\frac{\omega_\delta}{8,7026}\right)^{-\alpha_{18}} \cdot \left(\frac{C}{1,3392 \cdot 10^8}\right)^{-\alpha_{19}} \cdot \left(\frac{\beta}{15388495}\right)^{-\alpha_{20}} = \\ &= 8756,53 \cdot k_6 \cdot F_{CT}^{-\alpha_{17}} \cdot \omega_\delta^{-\alpha_{18}} \cdot C^{-\alpha_{19}} \cdot \beta^{-\alpha_{20}};\end{aligned}\quad (3.24)$$

для прошарку твердістю  $p_{ш}=2050$  МПа матимемо

$$\begin{aligned}\bar{T}_\delta &= 0,0753 \cdot k_4 \cdot \left(\frac{F_{CT}}{2050 \cdot 10^6}\right)^{\alpha_{13}} \cdot \left(\frac{\omega_\delta}{8,7026}\right)^{-\alpha_{14}} \cdot \left(\frac{C}{1,9065 \cdot 10^8}\right)^{-\alpha_{15}} \cdot \left(\frac{\beta}{21907232}\right)^{-\alpha_{16}} = \\ &= 2,56 \cdot 10^{17} \cdot k_4 \cdot F_{CT}^{\alpha_{13}} \cdot \omega_\delta^{-\alpha_{14}} \cdot C^{-\alpha_{15}} \cdot \beta^{-\alpha_{16}},\end{aligned}\quad (3.25)$$

$$\begin{aligned}W_{II} &= 4,9083 \cdot 10^{-7} \cdot k_6 \cdot \left(\frac{F_{CT}}{2050 \cdot 10^6}\right)^{-\alpha_{21}} \cdot \left(\frac{\omega_\delta}{8,7026}\right)^{-\alpha_{22}} \cdot \left(\frac{C}{1,9065 \cdot 10^8}\right)^{-\alpha_{23}} \cdot \left(\frac{\beta}{21907232}\right)^{-\alpha_{24}} = \\ &= 8756,53 \cdot k_6 \cdot F_{CT}^{-\alpha_{21}} \cdot \omega_\delta^{-\alpha_{22}} \cdot C^{-\alpha_{23}} \cdot \beta^{-\alpha_{24}}.\end{aligned}\quad (3.26)$$

У формулах (3.21)–(3.26)  $k_1, \dots, k_6, \alpha_1, \dots, \alpha_{24}$  – емпіричні коефіцієнти, які визначають за результатами експериментальних досліджень. Ці теоретичні міркування підтверджено авторами роботи [93].

За результатами стендових експериментальних досліджень, проведених за методикою раціонального планування експерименту, одержано багатофакторні математичні моделі механічної швидкості, моментоемності та енергоемності буріння шарошковими долотами, що враховують режимні параметри та жорсткість і демпфування бурильного інструменту і мають однаковий якісний характер з математичними моделями, розробленими на основі аналізу розмірностей з використанням критеріїв подібності.

Математичні моделі інтегральних показників буріння різних за твердістю пропластків пісковика воротищенської світи мають вигляд:

$$p_{ш}=1440 \text{ МПа}$$

$$V_{\text{мех}} = 7,141 \cdot 10^{-3} \cdot F_{CT}^{1,441623} \cdot n_\delta^{0,621833} \cdot \beta^{-0,02531348} \cdot C^{-0,07414121}, \quad (3.27)$$

$$\bar{T}_\delta = 37,0904 \cdot F_{CT}^{0,5913315} \cdot n^{-0,1526515} \cdot \beta^{-9,137159 \cdot 10^{-3}} \cdot C^{-0,04978878}, \quad (3.28)$$

$$\bar{W}_H = 2351,197 \cdot F_{CT}^{-0,7731103} \cdot n_\delta^{0,2822286} \cdot (1 + 4,5698549 \cdot 10^{-3} \cdot \beta - 5,6794431 \cdot 10^{-5} \cdot \beta^2) \cdot (1 - 2,5354746 \cdot 10^{-4} \cdot C + 9,2168206 \cdot 10^{-8} \cdot C^2); \quad (3.29)$$

$$p_{uu}=2050 \text{ МПа}$$

$$V_{\text{мех}} = 1,6703 \cdot 10^{-3} \cdot F_{CT}^{1,565623} \cdot n_\delta^{0,64089277} \cdot C^{-4,550764 \cdot 10^{-2}} \beta^{-0,03314602}, \quad (3.30)$$

$$\bar{T}_\delta = 17,4463 \cdot F_{CT}^{0,6654357} \cdot n_\delta^{-0,07471396} \cdot \beta^{-0,008457633} \cdot C^{-0,05176454}, \quad (3.31)$$

$$\bar{W}_H = 626,237 \cdot e^{-1,503553 \cdot 10^{-3} \cdot F_{CT}^2} \cdot n_\delta^{0,284655} \cdot (1 - 3,05692 \cdot 10^{-4} \cdot C + 9,54034 \cdot 10^{-8} \cdot C^2) \times (1 + 3,7665635 \cdot 10^{-3} \cdot \beta - 2,9313621 \cdot 10^{-5} \cdot \beta^2). \quad (3.32)$$

В результаті промислових досліджень [93, 141], встановлено багатофакторну математичну модель між механічною швидкістю буріння та осьовим статичним навантаженням на вибій, частотою обертання долота і жорсткістю КБК, яка має вигляд:

$$V_{\text{мех}} = B_{CP} \cdot f(F_{CT}) \cdot f(n_\delta) \cdot f(C) = 1,79 \cdot 10^{-2} \cdot F_{CT}^{0,6031514} \cdot n_\delta^{2,292906} \cdot C^{-0,6032162}. \quad (3.33)$$

Максимальне значення відносної похибки при використанні математичної моделі складає 18,6%, а її середнє значення – 9,7%.

### **3.2 Математичні моделі роботи колони гнучких труб при бурінні горизонтальних свердловин**

При бурінні горизонтальних свердловин за допомогою колтюбінгу КГТ може складатися з набору вертикальних, прямолінійно-похилих, криволінійних і горизонтальних ділянок. Силкові чинники, які діють на КГТ на кожній з цих ділянок, різні і мають свою специфіку. Так, сили тяжіння і сили тертя на вертикальній і горизонтальній ділянках мають різний вплив на механіку руху колони. Сила тяжіння на вертикальній ділянці відіграє найважливішу (позитивну) роль у формуванні осьового навантаження на породоруйнуючий інструмент, тоді як на горизонтальній ділянці, через силу тертя має вже негативний вплив. На похилих і криволінійних ділянках сила тяжіння в залежності від кута нахилу осі свердловини від вертикалі по різному впливає на формування осьової сили на породоруйнуючий інструмент, так і сили тертя.



Пошук ефективних способів визначення осьового навантаження на породоруйнуючий інструмент (долото) під час буріння горизонтальних свердловин потребує аналізу статичних і динамічних розв'язків системи неоднорідних нелінійних диференціальних рівнянь. Оскільки навантаження залежить від тиску, що притискає труби до стінок свердловини, характеру його розподілу та площі контакту БК з породою, то основну увагу необхідно звернути на задачу математичного моделювання та комп'ютерні розрахунки.

В похилих та горизонтальних ділянках свердловини стінки ГТ додатково стискаються контактними, зумовленими взаємодією їх зі стінкою свердловини, і фрикційними силами, викликаними тиском БР, який циркулює всередині та зовні БТ. Такі навантаження різко зростають зі збільшенням кривизни свердловини та можуть призводити до зменшення осьового навантаження на долото. Таким чином, розробка методики аналітичного розрахунку механічних систем „долото ріжучого типу – вибійний (гвинтовий) двигун – КГТ”, „долото ріжучого типу – гідронавантажувач – вибійний (гвинтовий) двигун – КГТ” і „долото ріжучого типу – вібратор – вибійний (гвинтовий) двигун – КГТ” з урахуванням взаємодії ГТ зі стінками свердловини на викривлених ділянках дозволить оцінити силове навантаження на долото, що є надзвичайно актуальним завданням.

Розглянемо КГТ в похило-скерованій свердловині триінтервального типу. Профіль такої свердловини містить вертикальну, криволінійну та горизонтальну ділянки.

КГТ будемо розглядати як дискретно-континуальну механічну систему, яку розіб'ємо на три секції із ГТ довжинами  $l_1$ ,  $l_2$  і  $l_3$  відповідно, що мають площу поперечного перерізу  $F_2 - F_1$ . Осьове переміщення КГТ здійснюють за допомогою штовхача (інжектора), а низ колтюбінгової компоновки обладнано вибійним (гвинтовим) двигуном, що приводить в рух долото ріжучого типу.

Для визначення величини та дослідження закону зміни осьової сили на долоті  $P_d$ , змодельована робота трьох КНБК:

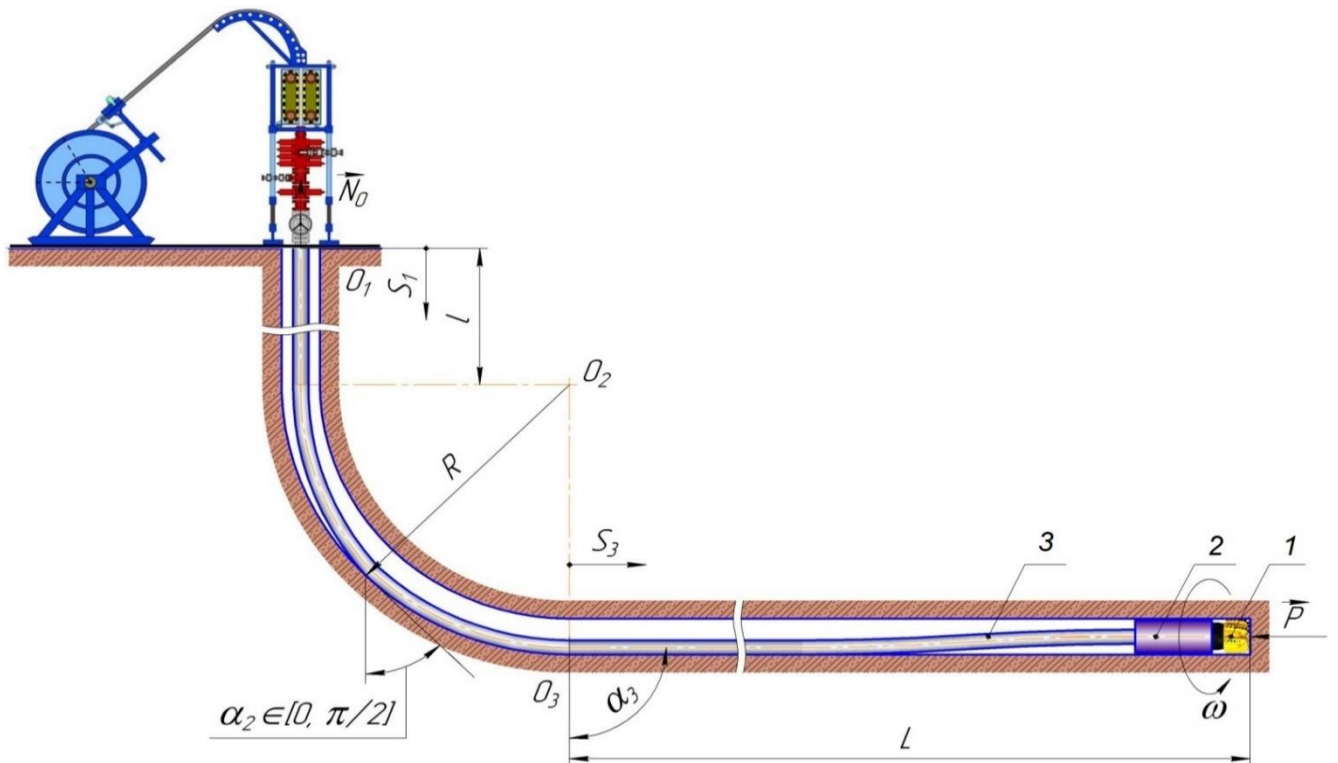
компоновка 1: КГТ – вибійний (гвинтовий) двигун – долото ріжучого типу;

компоновка 2: КГТ – вибійний (гвинтовий) двигун – гідронавантажувач – долото ріжучого типу;

компоновка 3: КГТ – вибійний (гвинтовий) двигун – генератор коливань – долото ріжучого типу.

### Модельовання роботи компоновки №1 (рис. 3.7)

Переміщення перерізів КГТ на кожній з трьох ділянок визначатимемо функціями  $s_i$  ( $i = 1, 2, 3$ ), які визначають поточне осьове положення на відповідній ділянці з відліком у верхніх торцях  $i$ -ої секції колони у напрямку свердловини.



1 – долото, 2 – вибійний двигун, 3 – КГТ

Рисунок 3.7 – Компоновка 1 КГТ триінтервального типу в горизонтальній свердловині

Рівняння рівноваги на вертикальній ділянці матиме вигляд:

$$N'_1 + m_o g = 0, \quad (3.34)$$

де  $N'_1 = \frac{\partial N_1}{\partial s_1}$  – осьове навантаження у перерізі, що визначається координатою  $s_1$ ;

$m_o = [\rho_t(F_2 - F_1) + \rho_r F_1]/l_1$  – маса 1 погонного метра ГТ;

$(F_2 - F_1)$  – площа поперечного перерізу ГТ,  $F_2 = \frac{\pi D^2}{4}$ ,  $F_1 = \frac{\pi d^2}{4}$ ;

$D$  – зовнішній діаметр ГТ;  $d$  – внутрішній діаметр ГТ;

$\rho_t$  – густина матеріалу КГТ;  $\rho_r$  – густина БР;  $g$  – прискорення вільного падіння.

Згідно рівняння (3.34) осьове навантаження у перерізі  $s_1$

$$N_1(s_1) = N_1(0) - m_0 g s_1, \quad (3.35)$$

де  $N_1(0)$  – тягове зусилля штовхача (інжектора), що залежить від тиску в його циліндрах:

$$N_1(0) = \frac{W}{2\mu}. \quad (3.36)$$

Тут  $W$  – сила стискування „лиж”;  $\mu$  – коефіцієнт тертя між „сухарем” захоплювального пристрою і ГТ. Коефіцієнт тертя приймали рівним 0,25.

Отже, осьове навантаження на нижньому торці горизонтальної  $N_1(l_1)$  – верхньому торці  $N_2(0)$  криволінійної ділянки:

$$N_1(l_1) = \frac{W}{2\mu} - m_0 g l_1 = N_2(0). \quad (3.37)$$

Рівняння рівноваги на криволінійній ділянці матиме вигляд:

$$N_2' + f^* \frac{N_2(s_2)}{R} = (f^* \sin \alpha_2 - \cos \alpha_2) m_0 g + m_0 f^* \frac{\dot{s}_2^2}{R}, \quad (3.38)$$

де  $N_2' = \frac{\partial N_2}{\partial s_2}$  і  $N_2(s_2)$  – осьове і нормальне навантаження у перерізі, що визначається

координатою  $s_2$ , відповідно;  $R$  – радіус кривини ділянки;  $\alpha_2 = \frac{s_2}{R}$ ;  $f^* = \frac{f \dot{s}_2}{\sqrt{\dot{s}_2^2 + (\omega R_d)^2}}$

– ефективний коефіцієнт тертя КГТ об кірку стінки свердловини;

$\dot{s}_2$  – швидкість переміщення КГТ;  $\omega R_d$  – швидкість поглиблення свердловини.

Якщо  $\dot{s}_2 = \text{const}$ , а  $\dot{s}_2^2 \rightarrow 0$ , то

$$N_2' + f^* \frac{N_2(s_2)}{R} = m_0 g \left( f^* \sin \frac{s_2}{R} - \cos \frac{s_2}{R} \right), \quad f^* = \frac{f \dot{s}_2}{\omega R_d}, \quad (3.39)$$

Розв’язок рівняння (3.39) має вигляд:

$$N_2(s_2) = C e^{(-f^*/R)s_2} + A \sin \frac{s_2}{R} + B \cos \frac{s_2}{R}, \quad (3.40)$$

сталі коефіцієнти  $A$  і  $B$  частинного розв’язку рівняння (3.40) знаходимо із системи рівнянь

$$\begin{cases} \frac{1}{R}A + f^* \frac{1}{R}B = -m_0g \\ -\frac{1}{R}B + f^* \frac{1}{R}A = f^*m_0g \end{cases} \quad (3.41)$$

Одержані сталі мають вигляд:  $A = m_0gR \frac{f^{*2}-1}{1+f^{*2}}$ ,  $B = -m_0gR \frac{2f^*}{1+f^{*2}}$ . Після підстановки їх в рівняння (3.40), осьове навантаження у перерізі  $s_2$ :

$$N_2(s_2) = Ce^{-f^*s_2/R} + \frac{m_0g}{1+f^{*2}}R \left[ (f^{*2} - 1) \sin \frac{s_2}{R} - 2f^* \cos \frac{s_2}{R} \right].$$

Сталу загального розв'язку рівняння (3.40) одержуємо з крайової умови (3.37)

$$\frac{W}{2\mu} - m_0gl_1 = C + \frac{m_0g}{1+f^{*2}}R \left[ (f^{*2} - 1) \sin \frac{s_2}{R} - 2f^* \cos \frac{s_2}{R} \right], \quad (3.42)$$

звідки  $C = \frac{W}{2\mu} + m_0g \left( 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} - l_1 \right)$ .

Згідно рівняння (3.40) з урахуванням (3.41) і (3.42) осьове навантаження у перерізі  $s_2$  набуває вигляду:

$$\begin{aligned} N_2(s_2) = & \left[ \frac{W}{2\mu} + m_0g \left( 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} - l_1 \right) \right] e^{-f^*s_2/R} + \\ & + \frac{m_0g}{1+f^{*2}}R \left[ (f^{*2} - 1) \sin \frac{s_2}{R} - 2f^* \cos \frac{s_2}{R} \right]; \end{aligned} \quad (3.43)$$

Отже, осьове навантаження на нижньому торці криволінійної  $N_2\left(\frac{\pi R}{2}\right)$  – лівому торці  $N_3(0)$  горизонтальної ділянки:

$$N_2\left(\frac{\pi R}{2}\right) = \left[ \frac{W}{2\mu} + m_0g \left( 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} - l_1 \right) \right] e^{-f^*\pi/2} + m_0gR \frac{f^{*2}-1}{1+f^{*2}} = N_3(0) \quad (3.44)$$

Рівняння рівноваги на горизонтальній ділянці матиме вигляд:

$$N'_3 - f^*m_0g = 0, \quad (3.45)$$

де  $N'_3 = \frac{\partial N_3}{\partial s_3}$  – осьове навантаження у перерізі горизонтальної ділянки, що визначається координатою  $s_3$ .

З рівності (3.45) визначаємо навантаження у поточному положенні горизонтальної ділянки

$$N_3(s_3) = N_3(0) + f^*m_0gs_3, \quad (3.46)$$

або з урахуванням (3.44)

$$N_3(s_3) = \left[ \frac{W}{2\mu} + m_0g \left( 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} - l_1 \right) \right] e^{-f^*\pi/2} + m_0g \left( \frac{f^{*2}-1}{1+f^{*2}}R + f^*s_3 \right), \quad (3.47)$$

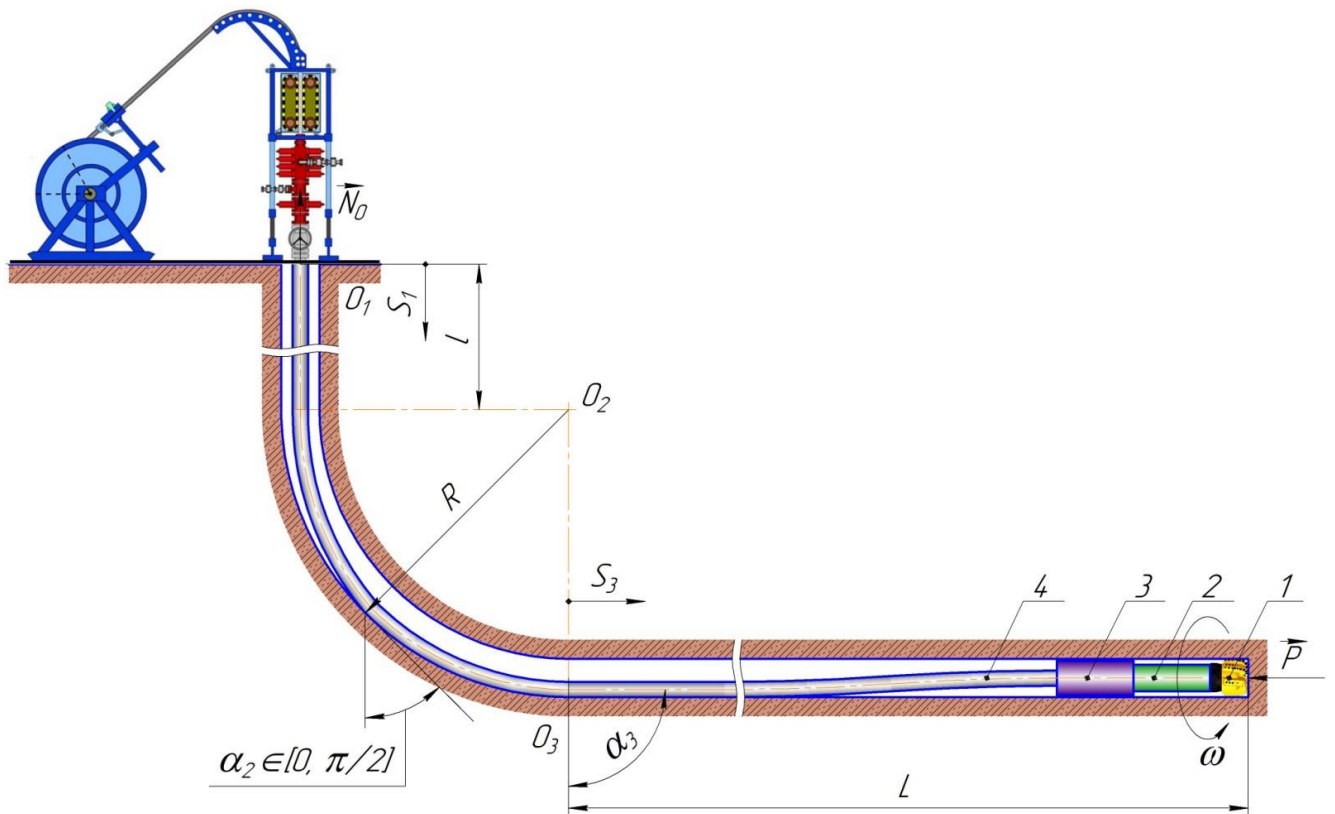
Таким чином, осьова сила на долоті  $P_d = -N_3(l_3)$  та згідно (3.47) визначається з виразу

$$P_d = \left[ -\frac{W}{2\mu} + m_0 g \left( l_1 - 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} \right) \right] e^{-f^* \pi/2} + m_0 g \left( \frac{1-f^{*2}}{1+f^{*2}} R - f^* l_3 \right), \quad (3.48)$$

яка залежить від довжини горизонтальної ділянки  $l_3$  БК, сили  $W$ , довжини вертикальної ділянки свердловини  $l_1$  та значень радіуса заокруглень криволінійної ділянки.

### *Моделювання роботи компоновки №2 (рис. 3.8)*

Розглянемо **компоновку 2**, у якій на відміну від компоновки 1 на горизонтальній ділянці між КГТ і вибійним двигуном вмонтовано гідронавантажувач (рис. 3.8).



1 – долото, 2 – гідронавантажувач, 3 – вибійний двигун, 4 – КГТ

Рисунок 3.8 – Компоновка 2 КГТ триінтервального типу  
в горизонтальній свердловині

Рівняння рівноваги (3.34) і (3.39) справедливі і для компоновки 2, тому осьове навантаження на лівому торці  $N_3(0)$  горизонтальної ділянки:

$$N_3(0) = \left[ \frac{W}{2\mu} + m_0 g \left( 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} - l_1 \right) \right] e^{-f^* \pi/2} + m_0 g R \frac{f^{*2}-1}{1+f^{*2}}. \quad (3.49)$$

На горизонтальній ділянці з урахуванням гальмівної сили ГН, одержуємо:

$$N'_3 - f^* m_0 g - C_{\text{ГН}} \dot{U}_3 = 0, \quad (3.50)$$

де  $C_{\text{ГН}} = \frac{5\pi\rho A_M \omega (d_1^2 - d_2^2)^2}{48\mu^2 d_3^2}$  – коефіцієнт опору гідронавантажувача,  $\rho$  – густина БР,  $A_M$  – амплітуда ґрунтових коливань долота,  $\omega$  – частота обертання долота, об/хв,  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $d_3$  – діаметри поршня, штока і дроселя гідронавантажувача,  $\mu$  – коефіцієнт витікання рідини з ГН.

Врахувавши, що осьове навантаження на горизонтальній ділянці:  $N_3(s_3) = E(F_2 - F_1)U'_3$  ( $U'_3 = \frac{\partial U_3}{\partial s_3}$ ,  $U_3$  – переміщення перерізу  $s_3$  колтбінгової БТ, рівняння (3.50) набуває вигляду:

$$E(F_2 - F_1)U''_3 - C_{\text{ГН}} \dot{U}_3 = f^* m_0 g = f \frac{m_0 g}{\omega R_d} \dot{U}_3, \quad (3.51)$$

де  $U''_3 = \frac{\partial^2 U}{\partial s_3^2}$ ,  $\dot{U}_3 = \frac{\partial U_3}{\partial t}$ .

До рівняння (3.51) необхідно додати дві крайові умови: величину осьового навантаження на лівому торці (3.49) та вільному кінці КГТ (на долоті)

$$\begin{cases} E(F_2 - F_1)U'_3(0, t) = N_3(0), \\ U'_3(l_3, t) = 0. \end{cases} \quad (3.52)$$

Оскільки диференціальне рівняння (3.51) та крайові умови  $U_3(s_3, t)$  (3.52) неоднорідні, необхідно підібрати таку спеціальну функцію

$$w(s_3, t) = U_3(s_3, t) - v_3(s_3, t), \quad (3.53)$$

щоб вдалося звести  $U_3(s_3, t)$  до однорідних крайових умов  $v_3(s_3, t)$ :

$$w(s_3, t) = \frac{N_3(0)}{E(F_2 - F_1)} s_3 \left( 1 - \frac{s_3}{2l_3} \right). \quad (3.54)$$

З рівностей (3.53) і (3.54), одержуємо вираз для переміщення перерізу  $s_3$  колтбінгової БТ:

$$U_3(s_3, t) = v_3(s_3, t) + \frac{N_3(0)}{E(F_2 - F_1)} s_3 \left( 1 - \frac{s_3}{2l_3} \right), \quad (3.55)$$

який підставимо у динамічне рівняння (3.51) та систему крайових умов (3.52)

$$E(F_2 - F_1)v_3'' - (C_{\text{гн}} + f \frac{m_0 g}{\omega R_d})\dot{v}_3 = \frac{N_3(0)}{l_3}, \begin{cases} v_3'(0, t) = 0, \\ v_3'(l_3, t) = 0. \end{cases} \quad (3.56)$$

Знаходимо власні функції однорідного динамічного рівняння, що відповідає (3.56), звівши його до вигляду:

$$v_3'' - \frac{C_{\text{гн}} + f \frac{m_0 g}{\omega R_d}}{E(F_2 - F_1)} \dot{v}_3 = 0, \quad (3.57)$$

розв'язок якого знайдемо методом розділення змінних. Для цього подамо  $v(s_3, t)$  як добуток двох функцій  $v(s_3, t) = x(s_3)y(t)$ , тоді (3.57) отримує вигляд:

$$\frac{x''}{x} = \frac{C_{\text{гн}} + f \frac{m_0 g}{\omega R_d}}{E(F_2 - F_1)} \frac{\dot{y}}{y} = -\lambda_1^2. \quad (3.58)$$

З диференційного рівняння (3.58) другого порядку

$$x(s_3) = C_1 \sin \lambda_1 s_3 + C_2 \cos \lambda_1 s_3.$$

З крайових умов (3.56) у будь-який момент часу  $t$   $\begin{cases} v_3'(0, t) = 0; \\ v_3'(l_3, t) = 0, \end{cases}$  тобто  $x'(0) = x'(l_3) = 0 \Rightarrow C_1 = 0, x'(l_3) = 0 \Rightarrow \sin \lambda_1 l_3 = 0 \Rightarrow \lambda_{1n} = \frac{\pi n}{l_3}$ .

Таким чином,

$$x_n(s_3) = \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3. \quad (3.59)$$

З диференційного рівняння (3.58) першого порядку, якщо поставити

$$\lambda_{2n} = \lambda_{1n}^2 \frac{E(F_2 - F_1)}{C_{\text{гн}} + f \frac{m_0 g}{\omega R_d}}, \text{ маємо } y_n(t) = C_n e^{-\lambda_{2n} t}. \quad (3.60)$$

З урахуванням неоднорідної частини рівняння (3.56), виразів (3.59) і (3.60) знаходимо закон зміни переміщення перерізу КГТ в горизонтальній ділянці:

$$v_3(s_3, t) = \frac{N_3(0)}{2E(F_2 - F_1)l_3} s_3^2 + \sum_{n=1}^{\infty} C_n e^{-\lambda_{2n} t} \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3. \quad (3.61)$$

Коефіцієнти  $C_n$  знаходимо з початкових умов. На початку руху переміщення перерізу горизонтальної ділянки  $U_3(s_3, 0) = 0$  та швидкість  $\dot{U}_3(s_3, 0) = 0$ , тоді відповідно з (3.55):

$$\begin{cases} v_3(s_3, 0) = U_3(s_3, 0) - \frac{N_3(0)}{E(F_2 - F_1)} s_3 \left(1 - \frac{s_3}{2l_3}\right) = -\frac{N_3(0)}{E(F_2 - F_1)} s_3 \left(1 - \frac{s_3}{2l_3}\right), \\ \dot{v}_3(l_3, t) = \dot{U}_3(s_3, 0) = 0. \end{cases} \quad (3.62)$$

Далі необхідно перше рівняння системи (3.62) розкласти за власними функціями  $\lambda_{1n} = \frac{\pi n}{l_3}$ :

$$-\frac{N_3(0)}{E(F_2-F_1)} s_3 \left(1 - \frac{s_3}{2l_3}\right) = \sum_{n=1}^{\infty} y_n(0) \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3$$

Після розкладання в ряд Фур'є

$$y_n(0) = -\frac{2N_3(0)}{El_3(F_2-F_1)} \int_0^{l_3} s_3 \left(1 - \frac{s_3}{2l_3}\right) \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3,$$

одержуємо

$$y_n(0) = \frac{2N_3(0)l_3}{E(F_2-F_1)(\pi n)^2} = c_n.$$

Остаточно для  $\lambda_{2n} = \left(\frac{\pi n}{l_3}\right)^2 \frac{E(F_2-F_1)}{C_{\text{ГН}} + f \frac{m_0 g}{\omega R}}$  маємо:

$$v_3(s_3, t) = \frac{N_3(0)}{2E(F_2-F_1)l_3} \left[ s_3^2 + 4 \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{l_3}{\pi n}\right)^2 e^{-\lambda_{2n}t} \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 \right]. \quad (3.63)$$

Відповідно (3.63) переміщення перерізу  $s_3$  колтубінгової БТ здійснюється за законом:

$$U_3(s_3, t) = \frac{N_3(0)}{E(F_2-F_1)} \left[ s_3 + 2l_3 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(\pi n)^2} e^{-\lambda_{2n}t} \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 \right], \quad (3.64)$$

Визначаємо навантаження  $N_3(s_3)$  у поточному положенні горизонтальної ділянки

$$N_3 = E(F_2 - F_1)U_3' = N_3(0) \left[ 1 - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\pi n} e^{-\lambda_{2n}t} \sin \frac{\pi n}{l_3} s_3 \right]. \quad (3.65)$$

Таким чином, осьова сила на долоті  $P_d = -N_3(l_3)$  та згідно (3.49) визначається з виразу

$$P_d(l_3) = \left[ \left( -\frac{W}{2\mu} + m_0 g \left( l_1 - 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} \right) \right) e^{-f^* \pi/2} + m_0 g R \frac{f^{*2}-1}{1+f^{*2}} \right] \times \\ \times \left[ 1 - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\pi n} e^{-\lambda_{2n}t} \sin \pi n \right], \quad (3.66)$$

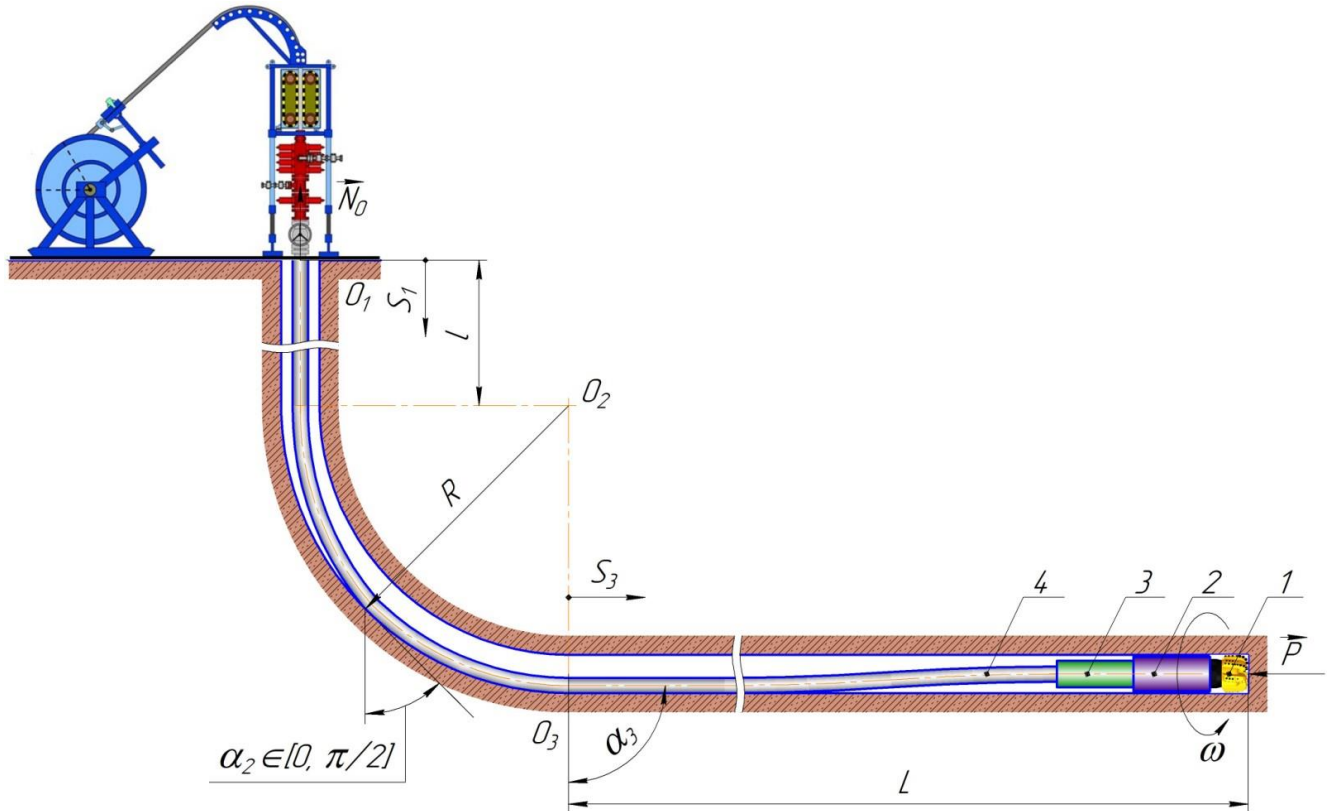
яка залежить від сили  $W$ , довжини вертикальної ділянки свердловини  $l_1$  та значень радіуса заокруглень криволінійної ділянки  $R$ , а також довжини горизонтальної ділянки  $l_3$  БК та витрат промивальної рідини, що визначається величиною  $C_{\text{ГН}}$ , що

входять до  $\lambda_{2n} = \left(\frac{\pi n}{l_3}\right)^2 \frac{E(F_2-F_1)}{C_{\text{ГН}} + f \frac{m_0 g}{\omega R}}$ .



**Моделювання роботи компоновки №3** (рис. 3.9)

Розглянемо **компоновку 3**, у якій на відміну від компоновки 1 на горизонтальній ділянці між вибійним двигуном і долотом вмонтовано генератор коливань (рис. 3.9).



1 – долото, 2 – вибійний двигун, 3 – генератор коливань, 4 – КГТ

Рисунок 3.9 – Компоновка 3 КГТ триінтервального типу  
в горизонтальній свердловині

Рівняння рівноваги (3.34) і (3.39) справедливі і для компоновки 3, тому осьове навантаження на лівому торці  $N_3(0)$  горизонтальної ділянки:

$$N_3(0) = \left[ \frac{W}{2\mu} + m_0 g \left( 2R \frac{f^*}{1+f^{*2}} - l_1 \right) \right] e^{-f^* \pi/2} + m_0 g R \frac{f^{*2}-1}{1+f^{*2}}. \quad (3.67)$$

На горизонтальній ділянці з урахуванням сили, що збурюється генератором коливань, одержуємо:

$$N_3' - f^* m_0 g + \frac{Q_0}{l_3} \sin \omega_0 t = 0, \quad (3.68)$$

Для дослідження динамічного руху необхідно врахувати інерційний член  $m_0\ddot{U}_3$ , тоді аналогічно схемі 2

$$E(F_2 - F_1)U_3'' - m_0\ddot{U}_3 - fm_0q\frac{\dot{U}_3}{\omega R_d} = 0. \quad (3.69)$$

До рівняння (3.69) необхідно додати дві крайові умови: величину осьового навантаження на лівому торці (3.49) та вільний кінець КБТ на долоті

$$\begin{cases} E(F_2 - F_1)U_3'(0) = N_3(0); \\ E(F_2 - F_1)U_3'(l_3) = Q_0 \sin \omega_0 t, \end{cases} \quad (3.70)$$

Оскільки диференціальне рівняння (3.70) та крайові умови  $U_3(s_3, t)$  неоднорідні, необхідно підібрати таку спеціальну функцію

$$w(s_3, t) = U_3(s_3, t) - v_3(s_3, t), \quad (3.71)$$

щоб вдалося звести  $U_3(s_3, t)$  до однорідних крайових умов  $v_3(s_3, t)$ :

$$w(s_3, t) = \frac{1}{E(F_2 - F_1)} s_3 \left[ N_3(0) \left( 1 - \frac{s_3}{2l_3} \right) + Q \frac{s_3}{2l_3} \sin \omega_0 t \right]. \quad (3.72)$$

З рівностей (3.71) і (3.72), одержуємо вираз для переміщення перерізу  $s_3$  ГТ:

$$U_3(s_3, t) = v_3(s_3, t) + \frac{1}{E(F_2 - F_1)} s_3 \left[ N_3(0) \left( 1 - \frac{s_3}{2l_3} \right) + Q \frac{s_3}{2l_3} \sin \omega_0 t \right], \quad (3.73)$$

який підставимо у динамічне рівняння (3.69) та систему крайових умов (3.70)

$$v_3'' - \frac{m_0}{E(F_2 - F_1)} \left( \ddot{v}_3 + \frac{fq}{\omega R} \dot{v}_3 \right) = \quad (3.74)$$

$$= \frac{Q_0}{El_3(F_2 - F_1)} \left[ \frac{fm_0g}{2\omega R_d} \omega_0 \left( \frac{1}{E(F_2 - F_1)} \right) s_3^2 \cos \omega_0 t - \left( 1 + \frac{m_0\omega_0^2}{2E(F_2 - F_1)} s_3^2 \right) \sin \omega_0 t \right] \quad (3.75)$$

$$\begin{cases} v_3'(0, t) = U_3'(0, t) - w'(0, t) = 0; \\ v_3'(l_3, t) = U_3'(l_3, t) - w'(l_3, t) = 0. \end{cases} \quad (3.76)$$

Знаходимо власні функції однорідного динамічного рівняння, що відповідає (3.76):

$$v_3'' - \frac{m_0}{E(F_2 - F_1)} \left( \ddot{v}_3 + \frac{fq}{\omega R} \dot{v}_3 \right) = 0, \quad (3.77)$$

розв'язок якого знайдемо методом розділення змінних. Для цього подамо  $v(s_3, t)$  як добуток двох функцій  $v(s_3, t) = x(s_3)y(t)$ , тоді (3.77) отримує вигляд:

$$\frac{x''}{x} = \frac{m_0}{E(F_2 - F_1)} \left( \frac{\ddot{y}}{y} + \frac{fq}{\omega R_d} \frac{\dot{y}}{y} \right) = -\lambda_1^2, \quad (3.78)$$

аналогічно схемі (3.59)  $\lambda_{1n} = \frac{\pi n}{l_3}$  та

$$x_n(s_3) = \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3. \quad (3.79)$$

Часову функцію  $y(t)$  одержимо з диференційного рівняння, що відповідає (3.78)

$$\ddot{y}_n + \frac{fg}{\omega R_d} \dot{y}_n + \frac{E(F_2 - F_1)}{m_0} \lambda_{1n}^2 y_n = \zeta_n(t) \quad (3.80)$$

де

$$\zeta_n(t) = \frac{2Q_0}{EL^2(F_2 - F_1)} \left\{ \frac{f m_0 g \omega_0 \cos \omega_0 t}{2\omega R_d E(F_2 - F_1)} \int_0^{l_3} s_3^2 \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3 - \int_0^{l_3} \left( 1 + \frac{m_0 \omega_0^2}{2E(F_2 - F_1)} s_3^2 \right) \sin \omega_0 t \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3 \right\}$$

Після інтегрування неоднорідна частина диференційного рівняння (3.80)

$$\zeta_n(t) = \frac{2Q_0 l_3 m_0 \omega_0}{E^2(F_2 - F_1)^2 \pi^2 n^2} (-1)^n \left\{ \frac{fg}{\omega R_d} \cos \omega_0 t - \omega_0 \sin \omega_0 t \right\} \quad (3.81)$$

Загальний розв'язок рівняння (3.80) має вигляд

$$y_n(t) = e^{-ht} (C_{1n} \sin \lambda_{2n} t + C_{2n} \cos \lambda_{2n} t) + D_{1n} \sin \omega_0 t + D_{2n} \cos \omega_0 t, \quad (3.82)$$

$$\text{де } h = -\frac{fg}{2\omega R_d}; \lambda_{2n} = \sqrt{\frac{E(F_2 - F_1)}{m_0} \lambda_{1n}^2 - \left( \frac{fg}{2\omega R_d} \right)^2}.$$

Коефіцієнти  $C_{1n}, C_{2n}, D_{1n}, D_{2n}$  знаходимо з початкових умов. На початку руху переміщення перерізу горизонтальної ділянки  $U_3(s_3, 0) = 0$  та швидкість  $\dot{U}_3(s_3, 0) = 0$ , тоді:

$$y_n(0) = \frac{2}{l_3} \int_0^{l_3} [U_3(s_3, 0) - w(s_3, 0)] \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3 = -\frac{2N_3(0)}{El_3(F_2 - F_1)} \int_0^{l_3} s_3 \left( 1 - \frac{s_3}{2l_3} \right) \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3 = \frac{2N_3(0)}{E(F_2 - F_1)(\pi n)^2} \quad (3.83)$$

$$\dot{y}_n(0) = \frac{2}{l_3} \int_0^{l_3} [\dot{U}_3(s_3, 0) - \dot{w}(s_3, 0)] \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3 = -\frac{2Q_0 \omega_0}{2El_3^2(F_2 - F_1)} \int_0^{l_3} s_3^2 \cos \frac{\pi n}{l_3} s_3 ds_3 = (-1)^{n+1} \frac{2Q_0 \omega_0 l_3}{E(F_2 - F_1) \pi^2 n^2} \quad (3.84)$$

Відповідно (3.73) (3.79) і (3.82) переміщення перерізу  $s_3$  ГТ здійснюється за законом:

$$U_3(s_3, t) = \frac{s_3}{E(F_2 - F_1)} \left[ N_3(0) \left( 1 - \frac{s_3}{2l_3} \right) + \frac{Q_0}{2l_3} s_3 \sin \omega_0 t \right] + \quad (3.85)$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} \cos \lambda_{1n} s_3 [(C_{1n} \sin \lambda_{2n} t + C_{2n} \cos \lambda_{2n} t) e^{-ht} + D_{1n} \sin \omega_0 t + D_{2n} \cos \omega_0 t].$$

Отже, осьова сила на долоті  $P_d = -N_3(l_3)$  та згідно (3.85) визначається з виразу

$$P_d(l_3, t) = E(F_2 - F_1) \times$$

$$\times \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_{1n} \sin \lambda_1 l_3 [(C_{1n} \sin \lambda_{2n} t + C_{2n} \cos \lambda_{2n} t) e^{-ht} + D_{1n} \sin \omega_0 t +$$

$$+ D_{2n} \cos \omega_0 t] - \frac{Q_0}{l_3} s_3 \sin \omega_0 t \quad (3.86)$$

яка не залежить від сили  $W$ , довжини вертикальної ділянки свердловини  $l_1$  та радіуса заокруглень криволінійної ділянки  $R$ , поряд з тим змінюється довжина горизонтальної ділянки  $l_3$  КГТ, амплітуди та частоти генератора коливань.

Таким чином, залежності (3.48), (3.66), (3.86) дозволяють провести оцінку величини осьового навантаження, яке передається на вибій горизонтальної свердловини з урахуванням КНБК.

Вхідні дані для розрахунків:

- горизонтальна свердловина викривлена в одній вертикальній площині, довжина вертикальної ділянки 1000 м, радіус викривлення 200 м;
- коефіцієнт тертя КГТ об стінки свердловини 0,15...0,5;
- компоновка: долото ріжучого типу (114 мм); гідравлічний вибійний двигун Д-85;
- КГТ 60,3 мм (номінальна товщина стінки 4,45 мм) [115];
- гідравлічний навантажувач [43]: діаметри поршня 80 мм, діаметр штока 34 мм і діаметр дроселя 20 мм.

На рис. 3.10 представлені залежності осьового навантаження на долото  $P_d$  від довжини горизонтальної ділянки  $l_3$  свердловини для компоновки 1. При збільшенні горизонтальної ділянки свердловини осьове навантаження  $P_d$  зменшується. При коефіцієнті тертя 0,1 і довжині горизонтальної ділянки 900 м осьове навантаження становить 11,5 кН, а при коефіцієнті тертя 0,3 довжина горизонтальної ділянки обмежена величиною 442 м. Із зміною коефіцієнта тертя ГТ від 0,1 до 0,3, довжина горизонтальної ділянки зменшується в 2,7 рази при осьовому навантаженні надолото  $P_d \rightarrow 0$ .

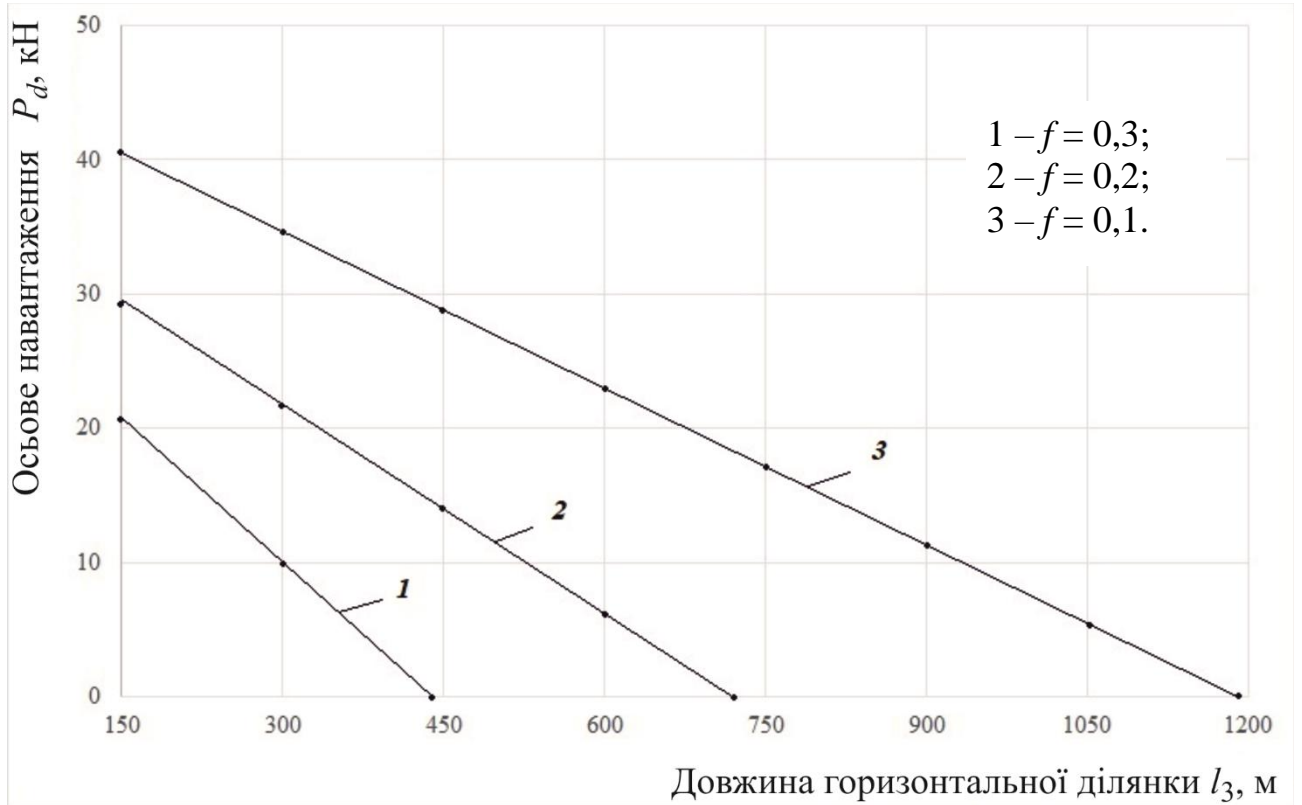


Рисунок 3.10 – Графік залежності осьового навантаження  $P_d$  від довжини горизонтальної ділянки  $l_3$  за різних коефіцієнтів тертя  $f$

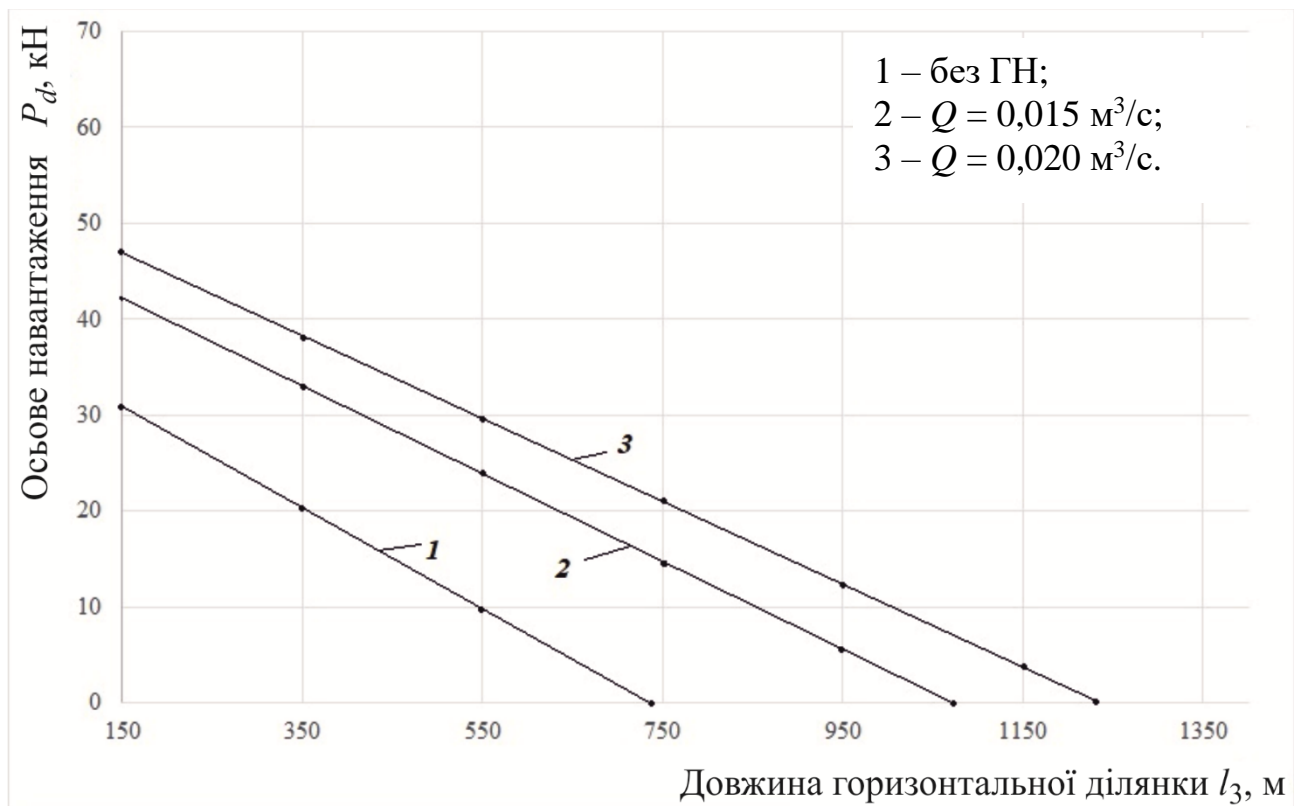


Рисунок 3.11 – Графік залежності осьового навантаження  $P_d$  від довжини горизонтальної ділянки  $l_3$  при включенні в компоновку гідронавантажувача

Включення в компоновку гідронавантажувача призводить до збільшення осьового навантаження на долото та робить можливим поглиблення горизонтальної ділянки свердловини на більшу довжину (рис. 3.11). Так, при коефіцієнті тертя 0,2 та подачі насосу  $0,015 \text{ м}^3/\text{с}$  на довжині горизонтальної ділянки 550 м включення в компоновку гідронавантажувача забезпечить збільшення осьового навантаження на долото з 10 до 24 кН. Використання в компоновці гідронавантажувача при подачі насосів  $0,020 \text{ м}^3/\text{с}$  дозволило збільшити довжину горизонтальної ділянки в 1,68 рази.

Отримані залежностей зміни осьового навантаження на долото при бурінні горизонтальної свердловини, показують ефективність використання в компоновках гідронавантажувачів, що підтверджується промисловими даними [97].

### **3.3 Вплив ексцентричного розташування колони гнучких труб у стовбурі свердловини на її промивання**

При колтбінговому бурінні у стовбурі горизонтальної свердловини осьове переміщення КГТ забезпечується повздовжньою складовою ваги ГТ для подолання сили тертя труб до стінки [225]. Під дією впливу осьової і поперечної сил пружна вісь ГТ має складну форму (рис. 3.10) з ексцентричним розташуванням  $e$  в стовбурі свердловини.

Внаслідок деформації ГТ в кільцевому просторі стовбура свердловини під час промивання свердловини відбувається зміна форми поперечного перерізу ядра його потоку і розподілу швидкостей руху, які описуються такими схемами (рис. 3.11).

Враховуючи це, метою даного дослідження є вивчення впливу ексцентричного розташування КГТ в стовбурі горизонтальної свердловини на форму ядра потоку БР в кільцевому просторі та розподіл швидкості його руху при цьому зі зміною діаметрів свердловини і КГТ, параметрів промивальної рідини, енергетичних характеристик бурового насоса, тощо.

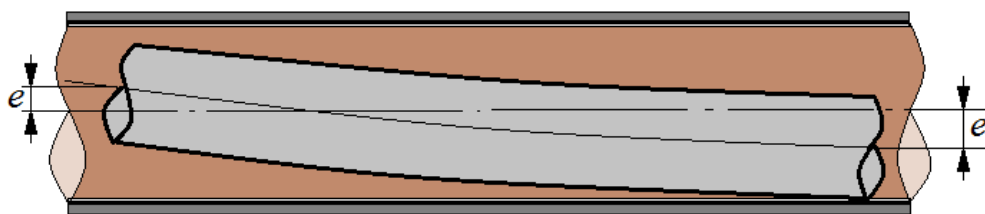
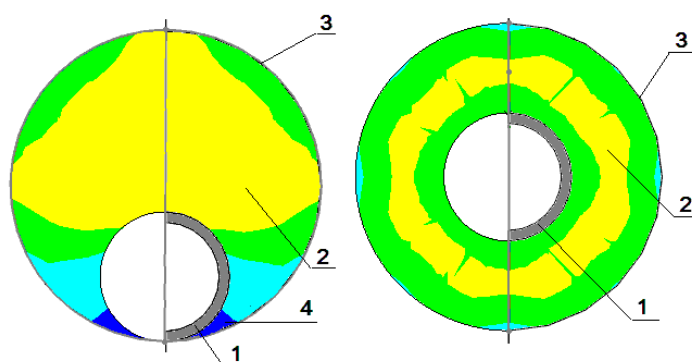


Рисунок 3.10 – Схема ексцентричного розташування  $e$  ГТ в стовбурі свердловини

В основу дослідження ставиться комп'ютерне моделювання в програмному середовищі SolidWorks Flow Simulation та математичне моделювання розрахунковим методом [226]. При цьому ГТ розглядається в стовбурі горизонтальної свердловини при різних граничних умовах у відповідності до рис. 3.11 і рис. 3.12.



1 – ГТ; 2 – ядро потоку БР; 3 – стінка свердловини; 4 – застійна зона БР

Рисунок 3.11 – Схема орієнтування ядра потоку БР і розподілу швидкостей його руху в кільцевому просторі стовбура ГС

Під час дослідження оперуємо такими параметрами як діаметр свердловини, зовнішній діаметр і довжина КГТ, продуктивність і тиск помпування бурового насоса, шорсткість стінок з якими контактує БР, густина розчину, в'язкість за однією з реологічних моделей.

Для визначення впливу ексцентриситету розташування КГТ в горизонтальному стовбурі свердловини шляхом математичного моделювання (без спрощень і припущень) отримано низку залежностей зміни швидкості руху БР в серповидному

каналі кільцевого простору і втрат тиску при цьому з використанням таких вихідних даних (табл. 3.1).

У результаті проведеного дослідження з використанням комп'ютерного моделювання руху БР в кільцевому просторі моделі „стовбур свердловини–БК” було встановлено ряд особливостей. По-перше, ексцентричне розташування БК у стовбурі свердловини не змінює величини тиску помпування бурового насоса в поперечному перерізі, рис. 3.12а). По-друге, ексцентричне розташування колони БТ у стовбурі свердловини сприяє зменшенню градієнта гідравлічного опору.

Так, для концентричного розташування труб у свердловині становить  $\sim 1,36$  кПа/м, а для ексцентричного – на 30% менше, або 0,96 кПа/м, рис. 3.3б). Дана різниця має вагомий вплив щодо зниження гідравлічного опору, а з ним і енерговитрат на промивання свердловини, але водночас сприяє утворенню застійної зони БР, утворенню шламових пачок та інше [77, 139, 140].

Таблиця 3.1 – Вхідні параметри

№ з/п	Параметр	Величина	
		значення	розмірність
1.	Діаметр стовбура свердловини	0,136	м
2.	Зовнішній діаметр ГТ	0,06	м
3.	Продуктивність бурового насоса	0,0015	м <sup>3</sup> /с
4.	Тиск помпування бурового насоса	20	МПа
5.	Шорсткість стінок, з якими контактує розчин	300	мкм
6.	Густина БР (модель Гершеля–Балклі)	1100	кг/м <sup>3</sup>
7.	Довжина досліджуваної ділянки кільцевого простору	5	м



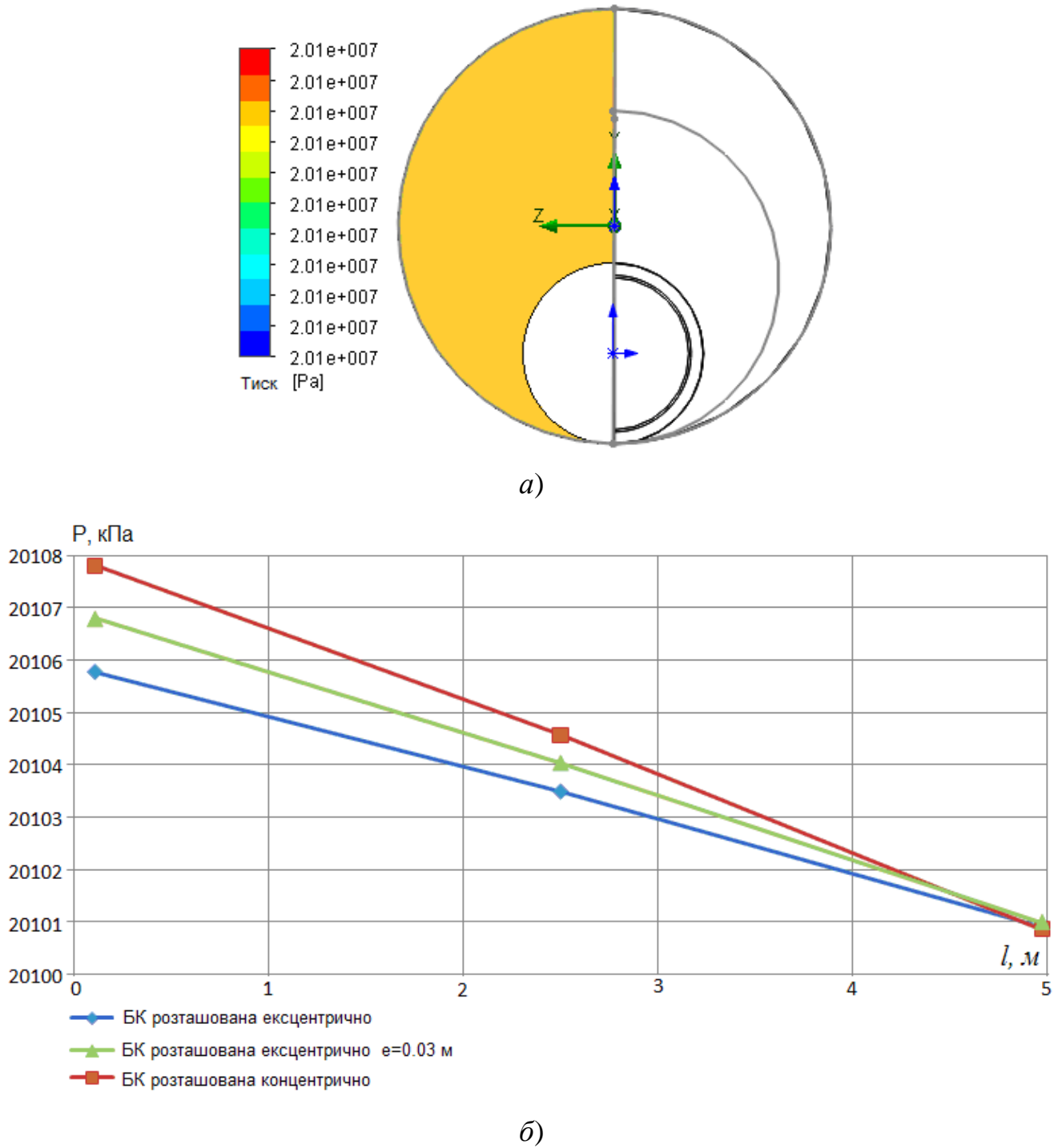


Рисунок 3.12 – Розподіл тиску помпування бурового насоса в ексцентричному розташованій в стовбурі свердловини БК

*a)* у поздовжньому перерізі стовбура свердловини;

*б)* у поперечному перерізі стовбура свердловини

За результатами побудови діаграм зміни швидкості потоку БР в кільцевому просторі моделі „стовбур свердловини–БК”  $V_{КП}$  було встановлено, що застійна зона утворюється при умові збільшення ексцентриситету  $e$  між осями свердловини і КГТ, рис. 3.13. При концентричному розташуванні КГТ у стовбурі свердловини (для встановлених вихідних даних)  $V_{КП} \approx 0.7 \text{ м/с}$  (рис. 3.13б), без наявності застійної зони БР в кільцевому просторі. При крайньому ексцентричному положенні ГТ у стовбурі свердловини в центрі ядра потоку спостерігається швидкість потоку БР  $V_{КП} \approx 0.8 \text{ м/с}$  (рис. 3.13а) при явно видимій застійній зоні. Найбільшу увагу викликає проміжне ексцентричне положення ГТ, при якому в центрі ядра потоку БР  $V_{КП} \approx 0.86 \text{ м/с}$  без ознак застійної зони. Це підтверджує доцільність центрування БК у стовбурі горизонтальної свердловини для забезпечення максимальної швидкості потоку ядра потоку БР в кільцевому просторі при відсутності його застійної зони.

Для вивчення впливу ексцентриситету БК в стовбурі горизонтальної свердловини на параметри прокачування БР в кільцевому просторі пропонується розрахункова схема, зображена на (рис. 3.14), де  $OD' = OD'' = R_2$  – радіус свердловини,  $O_1A' = O_1A'' = R_1$  – радіус труби БК,  $\phi$  – величина півкута охоплення стінки свердловини застійною зоною БР;  $\psi$  – величина півкута охоплення елемента БК застійною зоною.

Співвідношення між геометричними розмірами застійної зони БР в кільцевому просторі при тиску помпування бурового насоса, виражаються:

$$P \cdot A_t + \tau_0 \cdot A_1 = \tau_0 \cdot A_2, \quad (3.87)$$

де  $A_t$  – площа поперечного перерізу застійної зони БР;

$P$  – тиск помпування бурового насоса;

$A_1$  – площа поверхні контакту між застійною зоною і рухомим БР;

$A_2$  – площа поверхні контакту БР з трубою і стінками свердловини в зоні руху;

$\tau_0$  – динамічне напруження зсуву БР.

$$A_1 = 2 \left( R_2 \sin(\varphi) - \sin \left[ \arccos \left[ \frac{R_2 \cos(\varphi) - e}{R_1} \right] \right] R_1 \right) l, \quad (3.88)$$

$$A_7 = \frac{1}{2} R_2^2 (2\varphi - \sin(2\varphi)) - \frac{1}{2} R_1^2 \left( 2 \arccos \left[ \frac{R_2 \cos(\varphi) - e}{R_1} \right] - \sin \left( 2 \arccos \left[ \frac{R_2 \cos(\varphi) - e}{R_1} \right] \right) \right). \quad (3.89)$$

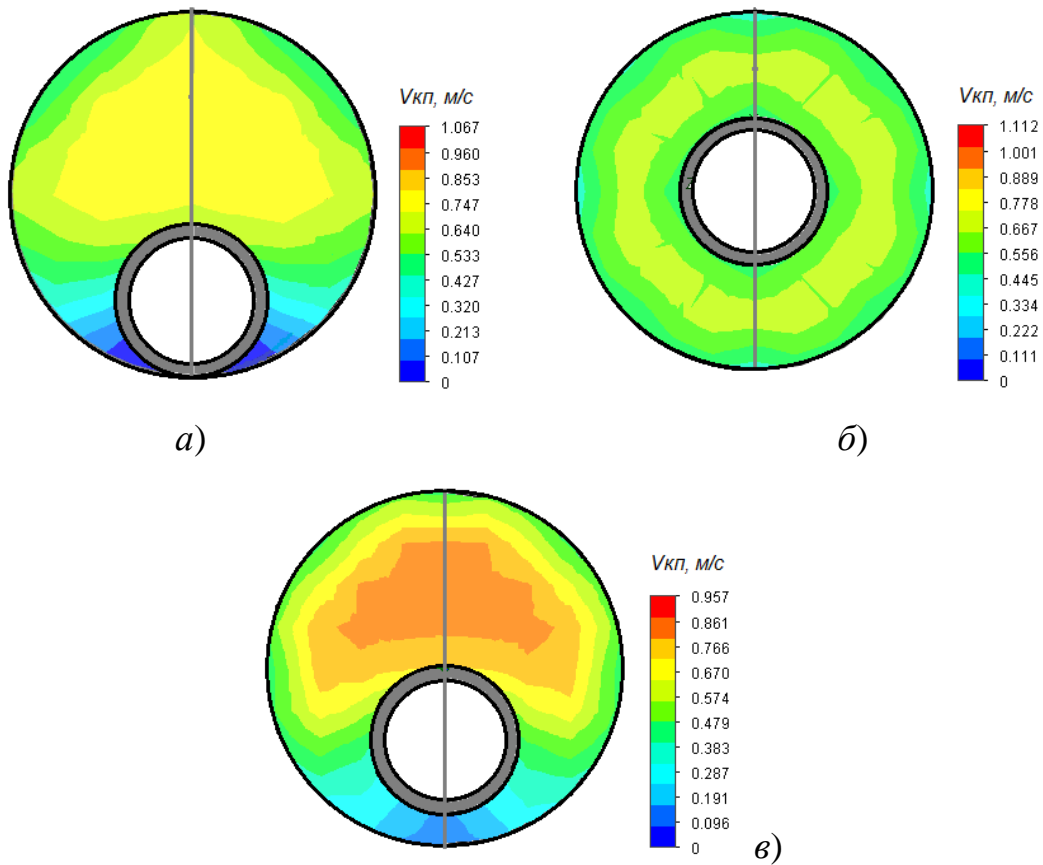


Рисунок 3.13 – Розподіл швидкості потоку БР в кільцевому просторі стовбура свердловини при різних варіантах розташування КГТ у ньому

$$A_2 = \frac{\pi}{180^\circ} \left[ (360^\circ - \varphi) R_2 + \left( 360^\circ - \arccos \left[ \frac{R_2 \cos(\varphi) - e}{R_1} \right] \right) R_1 \right] l. \quad (3.90)$$

де  $l$  – довжина БК.

Для забезпечення ефективного гідротранспорту шламу по кільцевому простору стовбура похило-скерованої чи горизонтальної свердловини потоком БР необхідною умовою є забезпечення необхідної його швидкості і зменшення передумов утворення застійних зон.

Для проектування необхідної величини швидкості потоку БР у кільцевому просторі  $V_{кп}$  пропонується математична модель руху частинки шламу сферичної форми між стінкою свердловини та ГТ в інтервалі набору zenітного кута, яка піддається впливу таких сил (рис. 3.15): тяжіння –  $F_1$ , Архімедової –  $F_2$  відцентрової –  $F_3$ ; доцентрової –  $F_4$ ; опору в'язкого середовища –  $F_5$ ; тертя –  $F_6$  і підйомної –  $F_7$  [5].

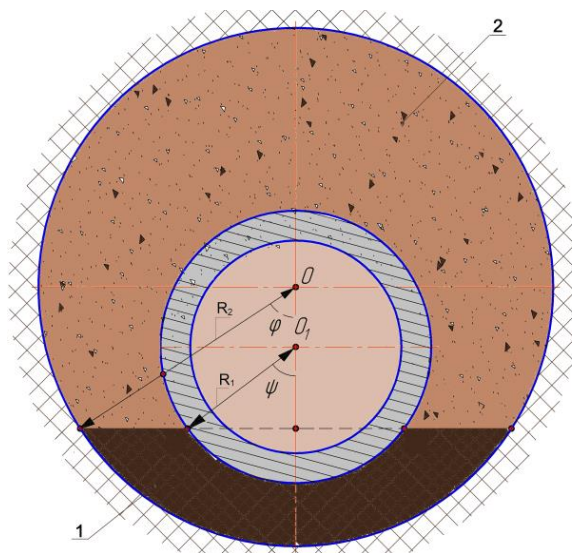


Рисунок 3.14 – Розрахункова схема формування застійної зони БР у кільцевому просторі з ексцентричним розташуванням КГТ

При цьому сили тяжіння і Архімеда, які діють на частинку шламу за даних умов визначаються:

$$F_1 = \rho_{гп} g V_q, \quad (3.91)$$

де  $V_q$  – максимальний об'єм частинки шламу, яка виноситься БР;

$\rho_{гп}$  – густина гірської породи.

$$F_2 = \rho_{БР} g V_{ч}, \quad (3.92)$$

де  $\rho_{БР}$  – густина БР.

$$F_3 = 2\rho_{ГП} V_{КП}^2 V_{ч} \kappa / (2 + \kappa D_{СВ}), \quad (3.93)$$

$$F_4 = 2\rho_{БР} V_{КП}^2 V_{ч} \kappa / (2 + \kappa D_{СВ}), \quad (3.94)$$

де  $\kappa$  – кривизна стовбура свердловини;

$D_{СВ}$  – діаметр свердловини.

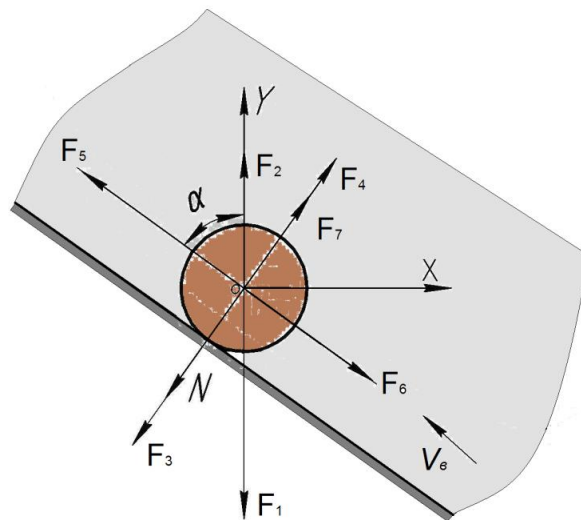


Рисунок 3.15 – Схема розподілу сил, що діють на частинку шлама у БР кільцевого простору похило-скерованої свердловини

З урахуванням того, що утворення застійної зони БР призводить до зменшення площі поперечного перерізу кільцевого простору, спостерігається збільшення швидкості потоку БР, яка визначається за формулою

$$V_{КП} = 4Q / \left[ \pi (D_{СВ}^2 - d_{БК}^2) - 4A_t \right], \quad (3.95)$$

де  $Q$  – продуктивність бурового насоса.

$$F_5 = c \rho_{БР} S_{ГП} V_{ч} V_{КП}^2 / 2, \quad (3.96)$$

де  $S_{ГП}$  – максимальна площа поперечного перерізу частинки шлама найбільшої із фракційного складу, утвореного на вибої;

$c$  – емпіричний коефіцієнт:

$$c = \left[ \left( 36\mu / d_{ГП}^{1.5} \sqrt{3g\rho_{БР}(\rho_{ГП} - \rho_{БР})} \right) + 0.67 \right]^2, \quad (3.97)$$

де  $\mu$  – абсолютна в'язкість БР;

$d_{ГП}$  – умовний діаметр частинки шламу.

Сила тертя частинки шламу до стінки свердловини з врахуванням прилипання її до фільтраційної кірки:

$$F_6 = N f, \quad (3.98)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя частинки шламу до БК чи стінки свердловини;

$N$  – нормальна складова сили притискання частинки шламу до стінки свердловини:

$$N = V_q (\rho_{ГП} - \rho_{БР}) \left[ \left( 2\kappa V_{КП}^2 / (2 + \kappa D_{СВ}) \right) + g \sin(\alpha) \right] - F_7, \quad (3.99)$$

де  $\alpha$  – зенітний кут стовбура свердловини.

Під час обертання БК з кутовою швидкістю  $\omega = const$  на частинку шламу, яка потрапляє до зони завихреного БР, діє сила:

$$F_7 = \rho_{ГП} V_q \omega^2 d_{БТ} / 12, \quad (3.100)$$

де  $d_{БТ}$  – діаметр БТ.

Згідно (рис. 3.15) отримуємо рівняння рівноваги сил, що діють на частинку шламу під час її руху в БР:

- проєкція сил на вісь ОХ:

$$(F_5 - F_6) \cos(\alpha) + F_2 - F_1 + (F_7 + F_4 - N - F_3) \sin(\alpha) = 0; \quad (3.101)$$

- проєкція сил на вісь ОУ:

$$(F_7 + F_4 - N - F_3) \cos(\alpha) - (F_5 + F_6) \sin(\alpha) = 0. \quad (3.102)$$

Об'єднавши (3.87)–(3.102) в систему рівнянь і провівши відповідні розрахунки отримуємо  $F_i$  та  $V_{КП}$  за заданих техніко-технологічних параметрів процесу та умові  $A_i \rightarrow 0$ .

### **3.4 Удосконалення способу обертового буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини**

Запропоновано удосконалити технологію буріння похило-скерованих та горизонтальних ділянок свердловин шляхом використання тієї частини кінетичної енергії обертового руху БК, яка просто витрачається на стирання і нагрівання центраторів, калібраторів та перевідників, для подачі бурильного інструменту до вибою у вигляді одночасної направленої дії сил тертя [111]. Ці сили виникають при взаємодії гвинтоподібної поверхні ексцентричних контактних елементів (ЕКЕ), що входять у комплект КНБК і такої ж гвинтоподібної поверхні наплавленої твердосплавним релітом на перевідниках, що накручені на БТ, з гірською породою стовбура свердловини при обертовому русі колони, як бокової так і зовнішньої поверхонь різьби без витрати додаткової енергії ззовні. Це дозволяє розширити функціональні можливості способу і підвищити середню рейсову швидкість буріння.

Наявність на зовнішній поверхні ЕКЕ і перевідників наплавленої твердосплавним релітом гвинтоподібної поверхні, дає можливість використовувати частину кінетичної енергії обертового руху БК для подачі бурильного інструменту до вибою, що при гладкій поверхні центраторів, калібраторів та перевідників витрачається тільки для їх стирання і нагрівання, а при гвинтоподібній – використовувати для подачі бурильного інструменту до вибою. Це забезпечує збільшення середньої рейсової швидкості буріння, що в цілому, підвищує ефективність буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини.

КНБК для здійснення запропонованого способу буріння (рис. 3.16) складається з долота 1, трьох ЕКЕ 2 із гвинтоподібною поверхнею, які розташовані у проекції на горизонтальну площину через  $120^\circ$ , СБТ 3 із перевідниками, на зовнішній поверхні яких виконана різьба у вигляді наплавлення твердосплавним релітом та стандартних СБТ 4, які перебувають у контакті зі стінкою стовбура свердловини 5.

Запропонований спосіб буріння реалізовується наступним чином. При обертовому русі БК створюється сумарна направлена дія сил тертя між

гвинтоподібними поверхнями ЕКЕ 2 і перевідниках на БТ 3 з гірською породою стовбура свердловини 5, які направлені до вибою і визначається за формулою:

$$F = F_{E1} + F_{E2} + \sum F_{M1i} + \sum F_{M2i}, \quad (3.103)$$

де  $F_{E1}$ ,  $F_{M1i}$  – сили тертя, які виникають між боковою поверхнею різьби, відповідно ЕКЕ і перевідника на БТ з гірською породою стовбура свердловини, Н;

$F_{E2}$ ,  $F_{M2i}$  – сили тертя, які виникають між зовнішньою поверхнею різьби, відповідно ЕКЕ і перевідника БТ з гірською породою стовбура свердловини, Н.

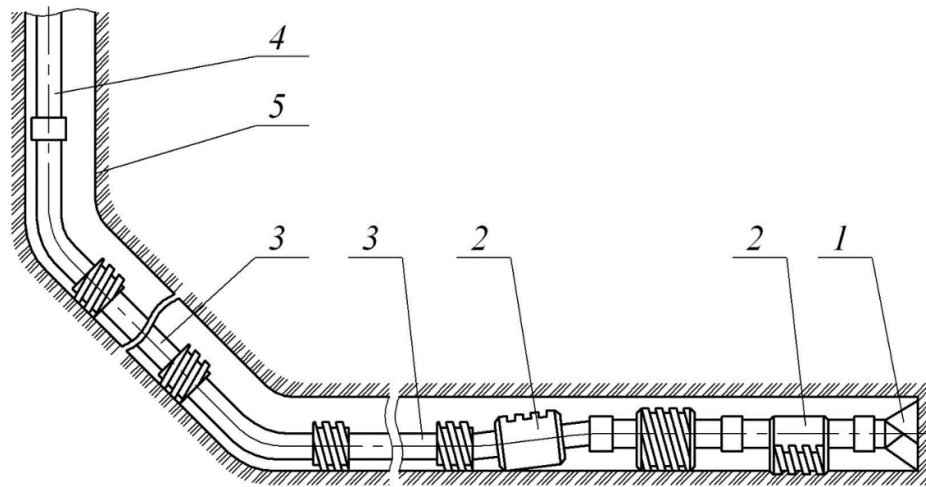


Рисунок 3.16 – Схема КНБК при реалізації удосконаленого способу обертового буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини

Сила тертя, яка виникає між боковою поверхнею різьб ЕКЕ або перевідника на БТ з гірською породою і направлена до вибою, визначається за залежністю:

$$F_{M1}(F_{M1i}) = k_{km} \frac{\pi p d_2 t_2 z l}{\alpha_n t}, \quad (3.104)$$

де  $k_{km}$  – коефіцієнт контакту гвинтоподібної поверхні ЕКЕ або перевідника з стовбуром свердловини, залежить від типу розбурюваних порід ( $k_{km} = 0,17 \dots 0,33$ );

$p$  – середній питомий тиск на робочих поверхнях гвинтової пари, залежить від міцності гірських порід ( $p = 50 \dots 260$  МПа);

$d_2$  – середній діаметр ЕКЕ або перевідника, який контактує з гірською породою, м;

$t_2$  – робоча висота контакту витка різьбової поверхні ЕКЕ або перевідника з гірською породою, м;



$z$  – число заходів різьби на ЕКЕ або перевідника;

$l$  – довжина різьбової частини ЕКЕ або перевідника, м;

$\alpha_n$  – коефіцієнт навантаження, залежить від умови прилягання витків гвинтової поверхні ( $\alpha_n = 1, 1 \dots 3, 0$ );

$t$  – крок різьби ЕКЕ або перевідника, м.

Сила тертя, яка виникає між зовнішньою поверхнею різьби ЕКЕ або замка БТ з гірською породою і направлена до вибою, визначається залежністю:

$$F_{E2}(F_{M2i}) = f_{\partial}(G + p_0 S_k) / \operatorname{tg} \beta, \quad (3.105)$$

де  $f_{\partial}$  – дійсний коефіцієнт тертя (0,28...0,40);

$G$  – сила притискання ЕКЕ або замка до ствола свердловини, Н;

$p_0$  – додатковий тиск, викликаний силами молекулярного притягання, Па;

$S_k$  – загальна площа безпосереднього контакту між тілами, м<sup>2</sup>;

$\beta$  – кут між вектором сили тертя та його складовою, направленою вздовж осі свердловини.

На рис. 3.17 зображено схему ЕКЕ із основними геометричними розмірами, які використовують для розрахунків.

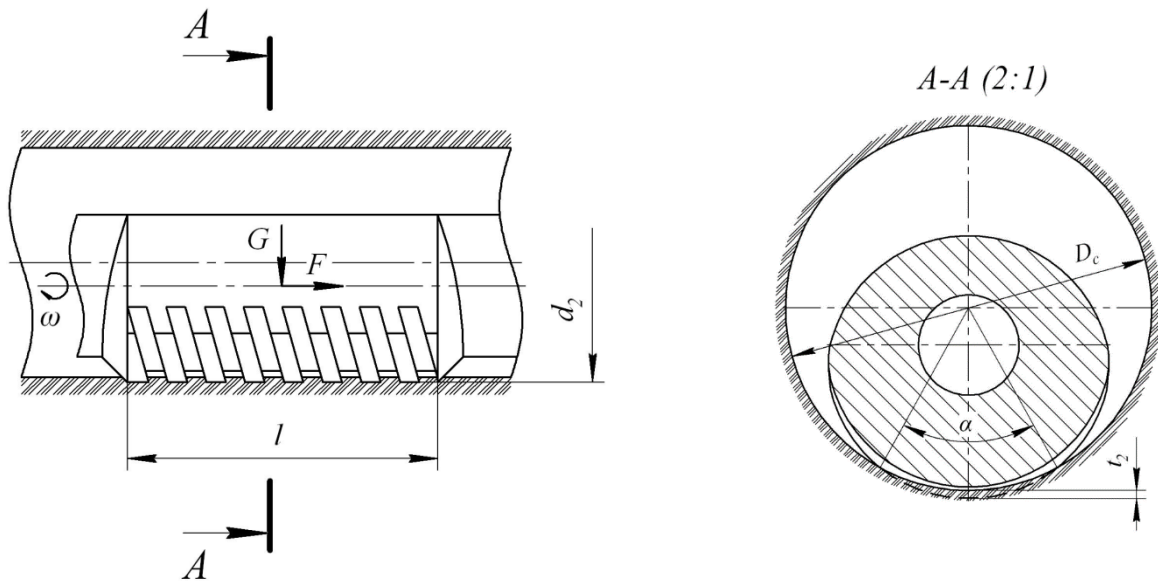


Рисунок 3.17 – Схема розміщення ЕКЕ у свердловині

Нижче наведено результати розрахунку сумарної сили тертя, направленої до вибою для подачі бурильного інструменту з долотом діаметром 190,5 мм, СБТ діаметром 114,3 мм на довжині 500 м горизонтальної ділянки свердловини.

Використовуючи формули (3.103)–(3.105) і підставляючи мінімальні та максимальні значення величин отримуємо:

$$F_{E1min} = 8,3 \text{ кН} (\approx 0,85 \text{ тс}); F_{M1i min} = 3,93 \text{ кН} (\approx 0,4 \text{ тс});$$

$$F_{E1max} = 116,7 \text{ кН} (\approx 11,9 \text{ тс}); F_{M1i max} = 55,3 \text{ кН} (\approx 5,65 \text{ тс});$$

$$F_{E2min} = 33,7 \text{ кН} (\approx 3,4 \text{ тс}); F_{M2i min} = 19,2 \text{ кН} (\approx 1,95 \text{ тс});$$

$$F_{E2max} = 48,2 \text{ кН} (\approx 4,9 \text{ тс}); F_{M2i max} = 27,4 \text{ кН} (\approx 2,79 \text{ тс}).$$

Буріння свердловини КГТ за допомогою колтбінгових установок вимагає чіткого контролю за навантаженням на долото та роботою навантажувача, а при бурінні горизонтальних ділянок необхідно забезпечити створення додаткового осьового навантаження колтбінговою КНБК.

Нами запропоновано вдосконалену КНБК (рис. 3.18) для обертового буріння похилоскерованих та горизонтальних ділянок свердловини КГТ [112] шляхом сукупного використання тієї частини кінетичної енергії обертового руху БК, яка виникає при взаємодії гвинтоподібної поверхні ЕКЕ і такої ж гвинтоподібної поверхні, наплавленої твердосплавним релітом на перевідниках, що накручені на БТ, з гірською породою стовбура свердловини при обертовому русі колони, а також використання долота з промивними каналами, у яких закріплені кавітаційні камери, які дають можливість збільшити швидкість буріння і довговічність роботи долота за рахунок створення на вибої свердловини потужних потоків хвильової енергії направленої дії на руйнування гірської породи.

Суттєвими ознаками запропонованої КНБК для способу обертового буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини є наявність сукупності одночасних направлених дій для подачі бурильного інструменту до вибою з використанням сил тертя, які виникають при взаємодії гвинтоподібних поверхонь

ЕКЕ і такої ж гвинтоподібної поверхні на перевідниках БТ з гірською породою стовбура свердловини при обертовому русі БК, що дає можливість використовувати частину кінетичної енергії на подачу бурильного інструменту до вибою. А також використання в долоті кавітаційних камер, що створюють на вибої свердловини потужні потоки хвильової енергії направленої дії на руйнування гірської породи дають можливість підвищити середню рейсову швидкість буріння, що в цілому підвищує ефективність буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини.

Таким чином, суттєві ознаки безпосередньо впливають на технічний результат, тобто перебувають з ним у причинно-наслідковому зв'язку.

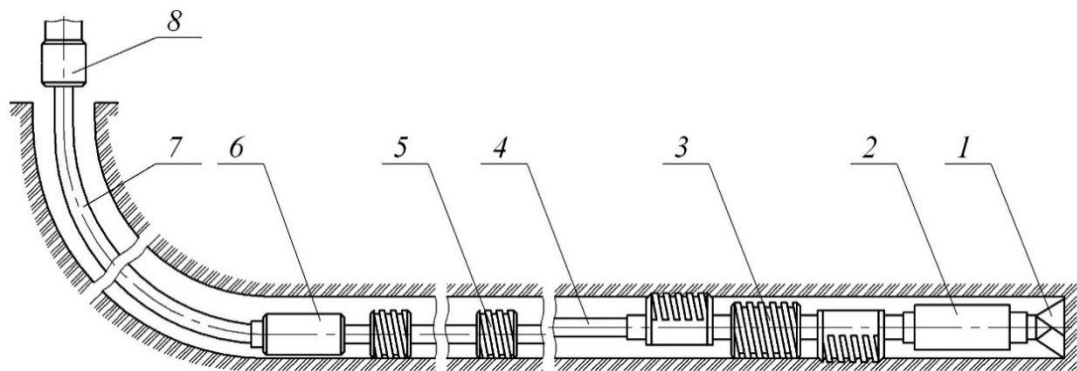


Рисунок 3.18 – КНБК для обертового буріння похило-скерованих та горизонтальних свердловин

КНБК для здійснення запропонованого способу буріння складається з долота 1, армованого твердосплавними елементами та з промивальними каналами, у яких закріплені кавітаційні камери, силових (гідролічних) циліндрів 2, трьох ЕКЕ 3 із гвинтоподібною поверхнею, які розташовані у проєкції на горизонтальну площину через  $120^\circ$ , БТ 4 із перевідниками 5, на зовнішній поверхні яких виконана різьба у вигляді наплавлення твердосплавним релітом, вибійного двигуна або турбобура 6, КГТ 7 та транспортера (інжектора) 8.

КНБК працює наступним чином. Під час буріння при включеній циркуляції БР, який подається по КГТ 7 на вибійний двигун 6, що призводить до обертання низу БК і надає рух до вибою за допомогою силових циліндрів 2, ЕКЕ 3 та БТ з перевідниками

5. Подальший контроль за подачею до вибою здійснюється через КГТ 7 за допомогою штовхача (інжектора) 8 колтюбінгової установки.

### 3.5 Розробка конструкцій гідронавантажувача та ВЗП

#### *Гідронавантажувач долота*

В основу винаходу [109] поставлена задача створити гідронавантажувач долота, який дозволяє створювати задані осьові навантаження на долото, гасити вібрації бурильного інструменту та захистити вузол передачі крутного моменту (шліцьову пару) від швидкого абразивного зношування.

Гідронавантажувач долота, що складається з корпусу, поршня безпосередньо розміщеного в корпусі, на штоці поршня виконані шпівці, а до корпусу у верхній частині приєднані гідравлічні підсилювачі, який відрізняється тим, що шліцьова пара, яка служить для передачі крутного моменту, розташована у герметичній ванні з камерами між робочим і захисним поршнями, заповненій кремнієорганічною рідиною або оливою індустріальною з можливістю перетікання останніх з камери в камеру через зазори між шліцями і одним частково зрізаним шліцом при осьовому зворотно-поступальному переміщенні поршня.

Гідронавантажувач долота (рис. 3.19), складається з корпусу 1, в якому розміщений робочий шліцьовий поршень 2, який передає крутний момент через шліцьову опору 3 перевіднику 4 за допомогою шліців 5, виконаних відповідно на поршні 2 і опорі 3, які утворюють шліцьову пару. На нижньому кінці поршня 2 за допомогою різьби закріплений захисний поршень 6 з осьовим каналом 7, через який заповнюється порожнина між корпусом 1 та поршнями 2 і 6 рідиною. Порожнина між корпусом 1 і поршнями 2 і 6 ділиться шліцьовою парою на камери, відповідно 8 і 9. Канал 7 герметизується заглушкою 10. Для ущільнення поршнів 2 і 6 використовують гумові манжети 11. Поршень 6 фіксується від осьових переміщень відносно поршня 2 контргайкою 12. Для кращого перетікання рідини з камери 8 в камеру 9 і навпаки при зворотно-поступальному русі поршнів служить канал утворений частково зрізаним шліцом 13.

Гідронавантажувач працює так. При включеній циркуляції БР, за рахунок перепаду тиску на робочому поршні 2 виникає гідравлічна сила, яка переміщує його вниз разом з перевідником 4 і поршнем 6. Під дією цієї сили долото, яке кріпиться до перевідника 4, притискається до вибою. Крутний момент від ротора або вибійного двигуна передається на долото через шліцьову пару за допомогою шліців 5. Для пониження інтенсивності поздовжніх коливань БК та концентрації їх енергії на долоті, камери 8 і 9 заповнюються рідиною, яка служить амортизатором з можливістю перетікання з однієї камери в іншу і герметизуються ці камери за допомогою заглушки 10. Крім того, цією рідиною змащуються робочі поверхні шліців, чим забезпечуються довговічність і надійність роботи гідронавантажувача.

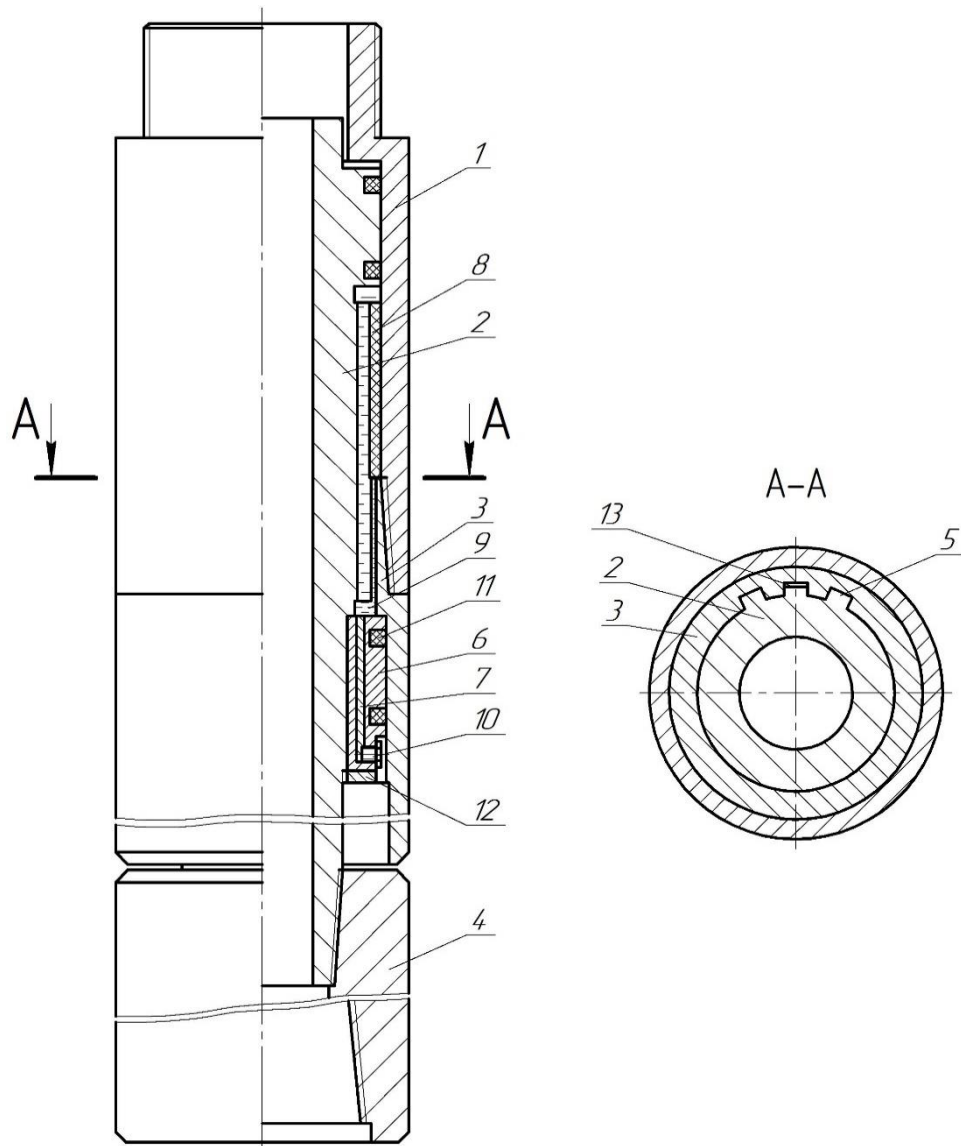


Рисунок 3.19 – Гідронавантажувач долота

Запропонована конструкція гідронавантажувача дає можливість покращити умови роботи долота, підвищити механічну швидкість буріння і проходку, а також за рахунок наявності в конструкції пристрою герметичної ванни з рідиною, в якій працює шліцьова пара, забезпечити довговічність і надійність його роботи.

### ***Пристрій для створення осьового навантаження на долото***

Для повноцінної роботи гідронавантажувачів треба створити зусилля, яке б утримувало корпуси від переміщення в протилежну сторону від руху поршнів у цих пристроях, так як промивальна рідина створює тиск у всіх напрямках однаковий. Оскільки, без утримання корпусу підсилювача від переміщення, створення ним осьового навантаження на долото буде на порядок нижче і ефект його використання мінімальним.

Поставлена задача вирішується тим, що у способі створення осьового навантаження на долото [110] за допомогою силового циліндра з поршнем, що передає крутний момент згідно винаходу, одночасно використовують направлену дію кінетичної енергії струменів промивальної рідини, як для виносу шламу на поверхню, так і для утримання корпусу пристрою з ще одним поршнем, від переміщення у протилежну сторону від вибою. Для цього на торцевій поверхні корпусу пристрою у верхній частині по колу розміщено ряд сопел (насадок, із зносостійкого матеріалу), розрахованого діаметру, при проходженні через них промивальної рідини створюватиметься реактивна сила, яка буде направлена у протилежну сторону від руху поршня, тим самим створюючи додаткове осьове навантаження на долото. Це дає можливість підвищити ефективність буріння за рахунок збільшення середньої рейсової швидкості.

Суттєвими ознаками запропонованого способу створення осьового навантаження на долото є наявність сукупності одночасних дій енергії промивальної рідини, як для виносу шламу на поверхню і утримання корпусу пристрою від переміщення у протилежну сторону від вибою, так і для подачі долота за допомогою поршня силового циліндра. При цьому, за допомогою зміни тиску у циркуляційній системі свердловини, можна змінювати осьове навантаження на долото. Це

забезпечує ефективність буріння, особливо, похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини. Таким чином, суттєві ознаки безпосередньо впливають на технічний результат, тобто перебувають з ним у причинно-наслідковому зв'язку.

Спосіб здійснюють наступним чином. Винос шламу і осьове навантаження долота здійснюють за допомогою кінетичної енергії промивальної рідини, яка створюється буровими насосами, залежить від потужності насосів і пропорційна витраті цих насосів. Витрату промивальної рідини для конкретного діаметру стовбура свердловини визначають з умови:

$$Q \geq \{Q_1, Q_2, Q_3\},$$

де  $Q_1$  – витрата рідини для очищення вибою;

$Q_2$  – витрата рідини для виносу шламу на поверхню;

$Q_3$  – витрата рідини для забезпечення оптимальної роботи гідронавантажувача або турбобура.

Визначену максимальну витрату промивальної рідини умовно розділяють і ту частину (приблизно 50%), яка призначена для виносу шламу на поверхню ( $Q_2$ ), одночасно використовують і для утримання корпусу наддолотного пристрою, направляючи її через ряд сопел розрахованого діаметру в протилежну сторону від вибою, створюючи реактивну силу, яка утримує корпус пристрою від переміщення від вибою. У місці витікання рідини з сопел і навколо корпусу пристрою створюється зона пониженого тиску (депресії), завдяки чому зменшується витрата рідини для якісного очищення вибою ( $Q_1$ ).

На рис. 3.20 показано загальний вигляд пристрою для створення осьового навантаження на долото.

Пристрій складається з корпусу 1, поршня 2 з осьовим каналом, опори штока 3, на зовнішній поверхні штока поршня і внутрішній поверхні опори штока виконані конструктивні елементи у вигляді шліців, шестигранника або квадрата, що служать для передачі крутного моменту. До корпусу 1 зверху приєднаний корпус 4, на торцевій поверхні якого розташовані по колу отвори, в яких закріплені сопла 5 із зносостійкого матеріалу, поршня 6 з осьовим каналом, опори штока 7. Для приєднання долота до пристрою служить перевідник 8.

У запропонованому пристрої для створення осьового навантаження використовується два гідравлічних циліндри з поршнями, один з яких служить і для передачі крутного моменту. Для утримання корпусу пристрою від переміщення використовується ряд сопел, розміщених по колу на торцевій поверхні одного з корпусів, при витіканні промивальної рідини через які, створюється реактивна сила, направлена від вибою свердловини. Це дає можливість збільшити осьове навантаження у два рази і покращити ефективність буріння.

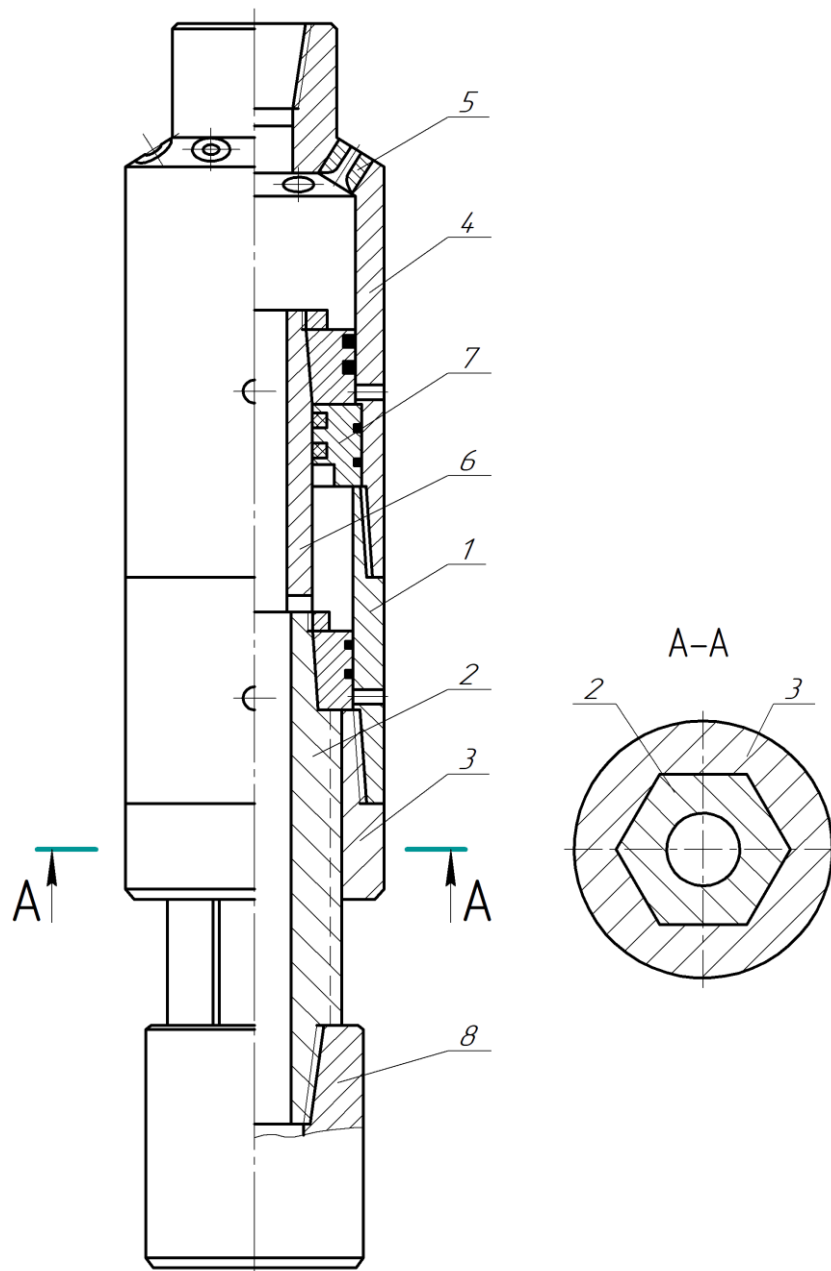


Рисунок 3.20 – Пристрій для створення осьового навантаження на долото



### *Амортизатор поздовжньо-крутильних коливань*

За конструкцією пружного елемента відомі амортизатори поздовжньо-крутильних коливань з металічними пружними елементами, основним параметром яких є жорсткість. Відомі конструкції амортизаторів поздовжньо-крутильних коливань [15, 93] недоліками яких є складні конструкції пружного металічного елемента.

З метою підвищення ефективності руйнування гірської породи з одночасним зменшенням енергії крутильних та поздовжніх коливань запропонована конструкція пружного елемента, до складу якого входять гвинтові пружини, які піддаються тільки пружній деформації стиску за відсутності деформації кручення, під час одночасної дії крутильних та поздовжніх коливань [108].

На рис. 3.21 зображено конструкцію амортизатора поздовжньо-крутильних коливань БК, а в табл. 3.2 його технічна характеристика.

Амортизатор складається з вузла передачі обертового моменту, вузла пружного елемента, вузлів нижнього та верхнього ущільнень.

До складу вузла передачі обертового моменту входять гвинт 1 і гайка 8, які з'єднані між собою несамогальмівною чотирьохзахідною трапецієдалною різьбою, та перехідника ствола 9, який запобігає випаданню гвинта 1 із зони контакту з гайкою 8. Ствол амортизатора 10 з'єднується з перехідником 9 різьбою ГТ.

Вузол пружного елемента складається із ствола 10, упорного підшипника 27, зовнішньої розпірної втулки 11, внутрішньої шліцьової втулки 13, встановленої між двома упорними дисками 12 і 14, зовнішньої шліцьової втулки 16, декількох пружин стиску 15, розділених між собою зовнішніми упорними 18, 23 та внутрішніми 19 дисками. Для осьової фіксації внутрішніх дисків застосовують розпірні втулки 17 та стопорне пружинне кільце 21. Для осьової фіксації зовнішніх упорних дисків застосовують розпірні втулки 20.

До складу вузла нижнього ущільнення входять корпус 7, обмежувач деформації пружного елемента 2, шпонка 3, осьова фіксація якої здійснюється гвинтами 28, гайка 4, два кільця 5 та гумова манжета 6.

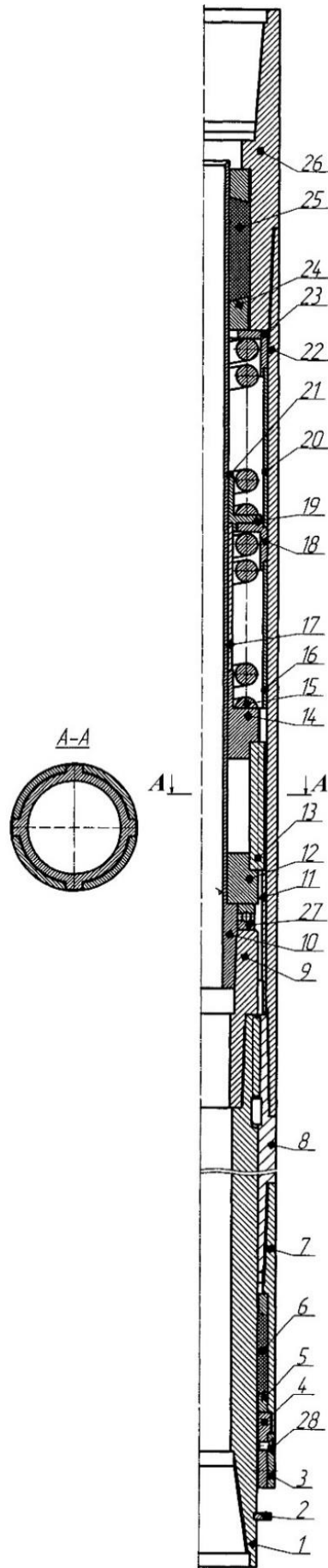


Рисунок 3.21 Амортизатор поздовжньо-крутильних коливань БК

Таблиця 3.2 – Технічна характеристика амортизатора поздовжньо-крутильних коливань БК

Назва	Показники
Допустиме осьове зусилля, кН	20
Обертовий момент, Н·м	300
Осьова жорсткість, кН/м	3380
Діаметр каналу для протоку промивальної рідини, мм	38
Інтервал температур експлуатації, °С	0...150 <sup>0</sup>
Перепад тиску робочого середовища на амортизаторі, МПа	0,5
Приєднуючі різьби:	
– в нижній частині	3–117
– в верхній частині	3–147
Габаритні розміри:	
– зовнішній діаметр, мм	178
– довжина, мм	2460
– маса, кг	800

Між стволом 10 та перехідником 26 розміщено вузол верхнього ущільнення, до якого входять два кільця 24 та гумова манжета 25.

Амортизатор працює наступним чином: під час буріння обертовий момент передається від перехідника 26 через корпус 22, який одночасно забезпечує радіальну фіксацію деталей вузла пружного елемента, та гайку 8 до гвинта 1, який за допомогою замкової різьби з'єднаний з нижньою частиною КНБК.

Під час одночасної дії поздовжніх та крутильних коливань, генерованих породоруйнівним інструментом, гвинт, повертаючись на витках несамогальмівної чотирьохзахідної трапецієдальної різьби, переміщується вгору. Обертовий рух гвинта 1, перехідника 9, ствола 10 та кільця упорного підшипника, встановленого на ствол, через посередництво шліцьового з'єднання між втулками 13 і 16 трансформується в

поступальний рух внутрішніх упорних дисків 14 і 19. Внаслідок цього відбувається одночасне перетворення кінетичної енергії крутильних та поздовжніх коливань у потенціальну енергію пружної деформації стиску пружин 15.

Нами виготовлено дослідний зрієць та проведено промислові випробування експериментального зрієця амортизатора поздовжньо-крутильних коливань БК АППК-178 на Колодницькому газовому родовищі (Стрийський район Львівської області) при бурінні свердловини Колодницька-3.

Метою промислових випробувань амортизатора АППК-178 було: перевірка функціональності експериментального зрієця в промислових умовах (при бурінні свердловини); визначення впливу амортизатора на зміну механічної швидкості та проходки на долото; визначення зміни рівня вібрації БК при встановленні у КНБК амортизатора.

Випробування амортизатора АППК-178 проводились при бурінні свердловини Колодницька-3 в інтервалі 625...1135 м, представленої алевролітами та аргелітами (додаток В).

Режими буріння: осьове навантаження 2...4 т., швидкість обертання 65...75об/хв, витрати промивальної рідини 30 л/с.

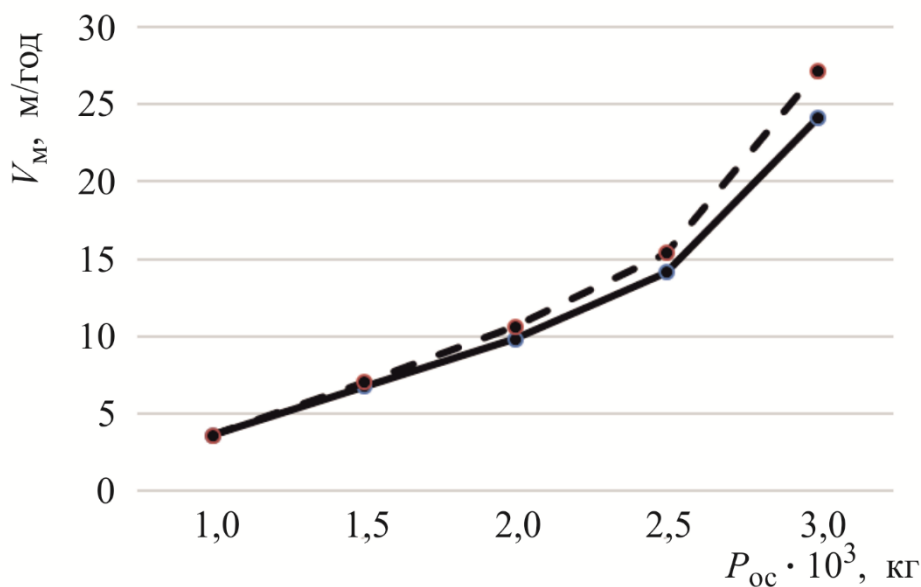


Рисунок 3.22 – Зміна механічної швидкості буріння від осьового навантаження.

( — — — — — без амортизатора; — — — — — з амортизатором)

Параметри БР:

$$\rho = 1.18 \text{ г/см}^3, T = 40 \dots 50 \text{ с, рН10; } B = 4 \dots 6 \text{ см}^3/30 \text{ хв.}$$

КНБК: долото PDC (200,025 мм), АППК-178, ОБТС 165 – 9,4 м, КЛС 200, ОБТС 165 – 47м, ТБТ 114 – 94 м.

При огляді і перевірці амортизатора АППК178 після довбання (510 м) встановлено, що амортизатор повністю працездатний, зношеність корпуса відсутня, порожнина не розгерметизована, амортизатор зберігає осьову та крутильну податливості. Включення в компоновку амортизатора значно зменшує низькочастотні та високочастотні коливання верхньої частини БК.

Порівняння даних хронометражу довбань з амортизатором та без нього по зміні механічної швидкості буріння в залежності від осьового навантаження (рис. 3.22), за постійної частоти обертання долота (68 об/хв.) показує, що включення в компоновку амортизатора призводить до збільшення механічної швидкості буріння до 12%.

### **Висновки до розділу 3**

1. Розроблено математичну модель динамічного режиму роботи бурового станда, яка дозволяє встановлювати нові взаємозв'язки між поздовжніми коливаннями породоруйнуючого інструменту і параметрами компоновки, бурового станда та умовами його закріплення. Оцінено вплив в'язко-пружних властивостей поверхні вибою та ВЗП, швидкості обертання долота, маси станда на динамічні характеристики роботи долота. Обґрунтовано можливість відтворення впливу низу БК на роботу долота і буріння.

2. На основі аналізу розмірностей з використанням критеріїв подібності одержано багатофакторні математичні моделі механічної швидкості, моментоемності та енергоемності буріння шарошковими долотами пропластків пісковика воротищенської світи твердістю 1440 і 2050 МПа відповідно, що враховують режимні параметри та жорсткість і демпфування бурильного

інструменту. Максимальне значення відносної похибки при використанні математичної моделі складає 18,6%, а її середнє значення – 9,7%.

3. Розроблено математичні моделі роботи КГТ при бурінні горизонтальних свердловин, які дозволяють досліджувати зміну осьової сили на долоті при встановленні в компоновці низу колони вибійних пристроїв. Результати розрахунків підтверджують, що зі збільшенням довжини горизонтальної ділянки свердловини осьове навантаження  $P_d$  зменшується. Із зміною коефіцієнта тертя ГТ від 0,1 до 0,3, довжина горизонтальної ділянки зменшується в 2,7 рази при осьовому навантаженні на долото  $P_d \rightarrow 0$ . Включення в компоновку гідронавантажувача (за подачі насосів 0,020 м<sup>3</sup>/с) призводить до зростання осьового навантаження на долото та збільшує довжину горизонтальної ділянки в 1,68 рази.

4. Для визначення кількісного і якісного впливу ексцентричного розташування БК в стовбурі гірничої виробки запропоновано гідродинамічну систему промивання свердловини у прикладному модулі Flow Simulation програми SOLID WORKS і проведено математичне моделювання розрахунковим методом. Встановлено, що ексцентричне розташування БК у стовбурі свердловини не змінює тиску помпування бурового насоса в поперечному перерізі, сприяє зменшенню градієнта гідравлічного опору в порівнянні з концентричним розташуванням труб на 30%, проте, збільшення ексцентриситету між осями свердловини і БК призводить до утворення застійних зон.

5. Запропоновано удосконалену КНБК для обертового буріння похило-скерованих та горизонтальних ділянок свердловини КГТ, яка включає ЕКЕ та перевідники з гвинтоподібними поверхнями, гідронавантажувач та долото з промивальними каналами, у яких закріплені кавітаційні камери.

Запропоновано нові конструкції гідронавантажувачів, особливістю яких є наявність в пристроях герметичної ванни з рідиною, в якій працює шліцьова пара, для забезпечення довговічності і надійності його роботи, а також сукупності одночасних дій енергії промивальної рідини, як для виносу шламу на поверхню і утримання корпусу пристрою від переміщення у протилежну сторону від вибою, так і для подачі долота за допомогою поршня силового циліндра.

7. Розроблено і випробувано у промислових умовах конструкцію амортизатора поздовжньо-крутильних коливань БК. Результати досліджень вказують, що включення в компоновку амортизатора призводить до збільшення механічної швидкості буріння до 12%.

## РОЗДІЛ 4

### ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ПОЧАТКОВОЇ ПОШКОДЖУВАНOSTI У СТАЛЯХ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК

У розділі проаналізовано експлуатаційні пошкодження ГТ колтюрбінгових установок. Встановлено закономірності та стадійність корозійно-втомного руйнування на їх циклічно деформованих поверхнях. Описано особливості корозійної та електрохімічної поведінки сталі ГТ з врахуванням температурного чинника. Базуючись на результатах експериментальних досліджень, а також запропонованому критерію оцінювання роботоздатності та довговічності ГТ, підготовлено проєкт процедури проведення експертиз для оцінки технічного стану та рекомендації щодо обґрунтування безпечного терміну експлуатації ГТ колтюрбінгових установок.

Основні результати розділу опубліковано у працях [28, 125, 127, 213].

#### 4.1 Вступні зауваження

Однією із основних сучасних тенденцій світової газової та нафтової індустрії є підвищення ефективності видобутку вуглеводневої сировини, а також стимулювання розробки покладів із важковидобувними та виснаженими запасами [117, 159, 168, 172, 175, 211]. На сьогодні відомі різні способи та технології збільшення ефективності газонафтовидобутку, зокрема, вплив на пластові поклади, застосування нових технологій буріння свердловин, застосування сучасного устаткування для капітального ремонту та відновлення свердловин, тощо.

Тут, особливе місце посідають „колтюрбінгові” (Coiled Tubing) технології, які ґрунтуються на застосуванні ГТ. Ці технології відзначаються високою



економічною ефективністю, перебувають у стані неперервного розвитку та вдосконалення [159, 168, 172, 175, 211] і для координації цих зусиль існує відповідна міжнародна асоціація (Intervention & Coiled Tubing Association (ICoTA): <http://www.icota.com>).

Колтюбінгові технології застосовуються для широкого спектру операцій: буріння горизонтальних і похило-спрямованих свердловин, очищення стовбура свердловини, промивання від відкладень парафіну, витіснення БР, видалення рідини зі свердловини, фрезерування відкладень корозійних солей, кислотна обробка привибійної зони пласта, розширення стовбура свердловини, перфораційні операції, цементування під тиском, боротьба з піском, закачування інгібіторів і розчинників, використання ГТ як експлуатаційної колони, застосування цих труб при механізованій експлуатації свердловин, дослідження свердловин, глушіння свердловин, очищення ГТ і трубопроводів, прокладання викидних ліній, закачування пластових вод та підтримання пластового тиску, тощо.

#### **4.2 Аналіз та класифікація експлуатаційних пошкоджень гнучких труб колтюбінгових установок**

Основним елементом всього комплексу устаткування є зварна ГТ з високоміцної низьколегованої сталі довжиною 3...9 км (і більше), намотана на барабан. Слід зазначити, що в технологічному устаткуванні ГТ працюють у пружно-пластичній області деформування, а це зумовлює особливі вимоги до якості ГТ, і, отже, до характеристик матеріалу труб та технології виробництва. Попри це, у результаті тривалої експлуатації можливе локальне руйнування труб, що спричинить аварійну ситуацію [126, 196, 203].

Згідно статистичних даних [179, 197, 209, 216] 32% виявлених дефектів ГТ зумовлені механічними пошкодженнями, що виникають під час експлуатації, 13% – корозійно-втомні пошкодження, 18% – пошкодження, зумовлені кислотною корозією,

9% – сірководневою корозією, 10% – пошкодження, зумовлені помилками обслуговуючого персоналу, 8% – дефекти виробництва, 4% – ерозійні пошкодження, 2% – корозія при зберіганні, 2% – дефекти зварювання, 1% – втомне руйнування, 1% – інше.

Найбільш загальні загрози цілісності ГТ викликають пошкодження [179, 197, 209, 216] під час звичайних робіт на буровому майданчику. На поверхнях ГТ з'являються механічні дефекти – подряпини, сліди абразивного зношування, зазубрини, борозни тощо. Зафіксовано і інші експлуатаційні дефекти, наприклад: пошкодження, зумовлені інжектором (поперечні пошкодження, або поздовжні борозни, зроблені захоплюючим пристроєм (інжектором), під час СПО, за неправильної експлуатації інжектора, неузгодженого позиціонування блоків захоплення інжектора або за присутності сторонніх предметів між блоками захоплення і ГТ); зміна товщини стінки ГТ (розтягування та потоншення ГТ, під час виконання різноманітних робіт); здуття (локальне розширення ГТ під дією високого тиску технологічних рідин); ерозія (зношування внутрішніх стінок ГТ потоком рідин).

Корозійні дефекти [153] виникають внаслідок контакту ГТ з корозивно-активними робочими середовищами, зокрема: рідинами для кислотної обробки, технологічними рідинами, ґрунтовими водами, сірководнем ( $H_2S$ ), вуглекислим газом ( $CO_2$ ) тощо.

Пошкодження та дефекти ідентифікують під час періодичних інспекцій ГТ [182] методами неруйнівного контролю. Тут вимірюють зовнішній діаметр, овальність і товщину стінок труб, перевіряють зварні шви, виявляють зовнішні подряпини, борозни і тріщини, внутрішні та зовнішні корозійні пошкодження тощо.

Для запобігання виникненню аварійних ситуацій у галузі розроблено систему організації робіт з ГТ. У більшості таких систем їх ресурс визначають певною кількістю згинів на направляючій дузі, барабані, а також відстежуючи робочі параметри (розтягуюче зусилля, внутрішній тиск тощо). Галузеві стандарти встановлюють граничні розміри зовнішніх пошкоджень, допустимих для проведення робіт на ГТ і у більшості випадків їх визначають у відсотках від номінальної товщини стінки. ГТ виводять з експлуатації, коли втрати металу перевищують 10% від товщини стінки труби.

### 4.3 Закономірності та стабільність корозійно-втомного тріщиноутворення на циклічно деформованих поверхнях гнучких труб

У роботі було прийнято, що зародженням початкової поверхневої корозійно-втомної тріщини вважається досягнення нею загального (пітинг + тріщина) лінійного розміру порядку  $a_0 = 100 \pm 10$  мкм.

Кінетику розвитку поверхневих корозійно-втомних тріщин аналізували на основі залежностей „довжина тріщини  $a$  – кількість циклів навантаження  $N$ ”, які побудовано за результатами випробувань у повітрі та середовищах різного складу (рис. 4.1).

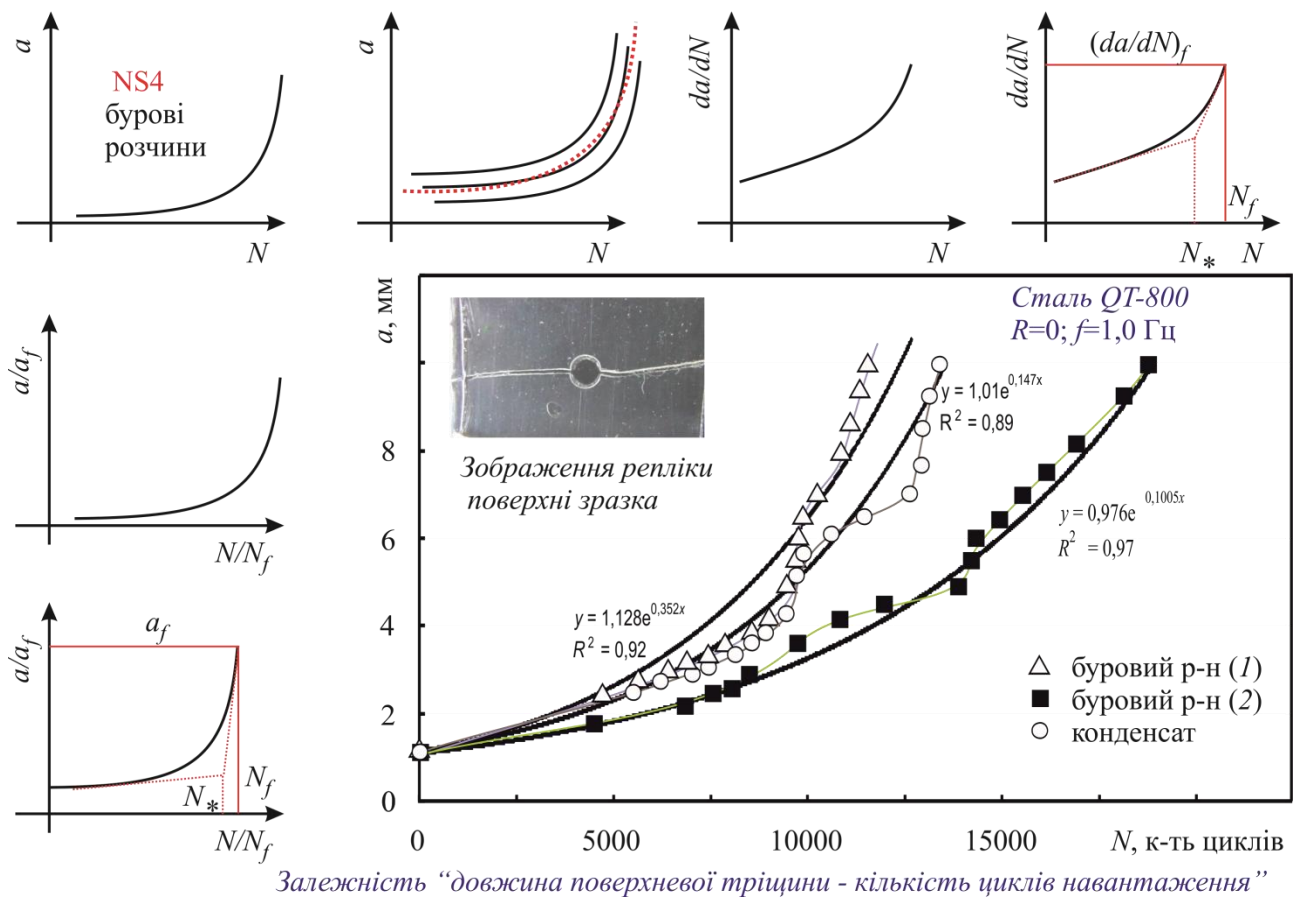


Рисунок 4.1 – Кінетика розвитку поверхневих корозійно-втомних тріщин та схема аналізу вихідних даних

Слід зауважити, що під час випробувань реєструвались зображення поверхні циклічно деформованих поверхонь зразків. Сумісний аналіз цих даних разом із результатами досліджень викладеними вище, дозволив ідентифікувати наступні

стадії поверхневого корозійно-втомного руйнування сталі QT–800: зародження початкових тріщин, їх розвиток та коалесценцію, що призводить до утворення макротріщини (рис. 4.2).

Результати проведених експериментальних досліджень показали, що для всіх випадків випробувань утворені на циклічно деформованій поверхні макротріщини мають форму близьку до півеліптичної зі співвідношенням півосей у момент руйнування  $c/a \approx 0,539$  (рис. 4.3а).

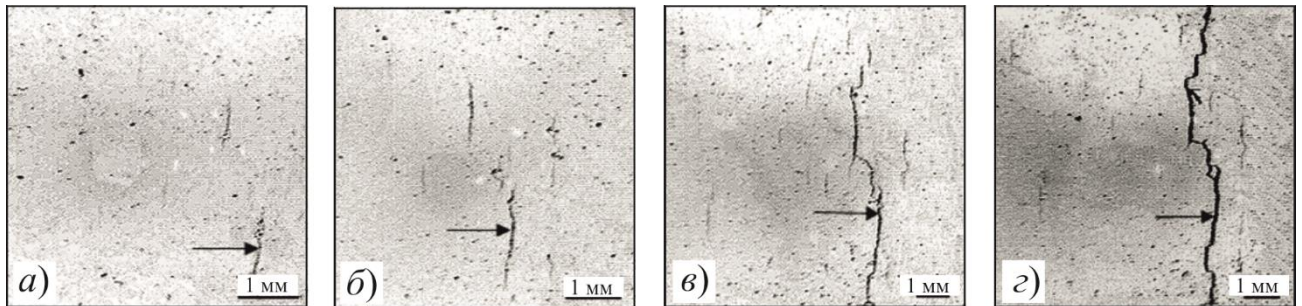


Рисунок 4.2 – Стадійність поверхневого корозійно-втомного руйнування у сталі QT–800: зародження а), б); ріст та злиття тріщин в) і утворення макротріщини г)

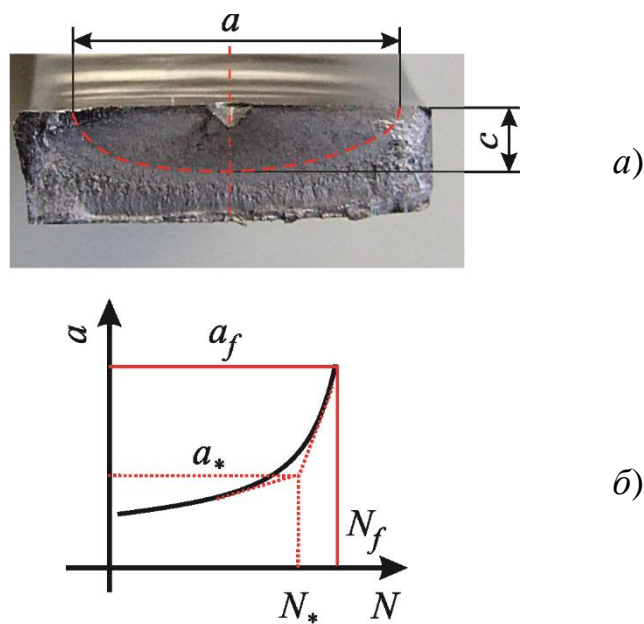


Рисунок 4.3 – Форма утворених поверхневих корозійно-втомних макротріщин на циклічно деформованих поверхнях сталі QT–800

Таблиця 4.1 – Критичні розміри дефектів за випробувань у модельному та робочих середовищах

Випробувальне середовище	$a_f$ , мм	$N_f$ , к-ть циклів	$(c/a)_f$
Повітря	9,4	22 417	0,621
NS4 (рН3)	10,0	18 930	0,545
NS4 (рН6,7)	9,6	19 970	0,583
NS4 (рН9)	10,0	18 685	0,539
БР (1)	10,0	19 960	0,525
БР (2)	10,0	16 458	0,494
конденсат	10,0	18 257	0,512

У роботі прийнято вважати критичним ( $a_f$ ) такий розмір довжини поверхневої тріщини  $a$ , за якого її глибина  $c$  рівна товщині зразка (рис. 4.3а). Відповідно, кількість циклів навантаження, за якого досягається значення  $a_f$  позначається  $N_f$  (рис. 4.3б).

Результати випробувань у всіх розглянутих середовищах наведено у табл. 4.1.

#### 4.4 Особливості корозійної та електрохімічної поведінки сталі гнучких труб з урахуванням експлуатаційних чинників

*Корозійні випробування.* За результатами досліджень загальної корозії у п'яти робочих розчинах (див. підрозділ 2.1) було встановлено, що швидкість корозії в кислих розчинах (I, II) суттєво вища, ніж у нейтральних (III, IV та V). Для зручності аналізу, результати корозійних досліджень подано окремо для кислих та нейтральних робочих розчинів.

Найвищу швидкість корозії (рис. 4.4) спостерігали у розчині II у складі якого 13 mass % HCl, це найагресивніший розчин серед досліджених. Тут спостерігали зростання швидкості корозії в часі до 288 год експозиції, після чого швидкість корозії незначно зменшилась. Такий екстремальний характер зміни швидкості корозії зумовлений кількома чинниками. Корозійний процес – явище поверхневе,

розчиняється поверхня сталі. Оскільки при розрахунку швидкості корозії береться до уваги первинна площа поверхні, то за умови надзвичайно активного робочого середовища (13 mass % HCl та температура 70°C) площа активної поверхні зростатиме за рахунок збільшення рельєфності поверхні (рис. 4.5) під час експозиції у агресивному середовищі (рис. 4.4). Після 288 год швидкість дещо зменшується за рахунок виснаження розчину (зменшення частки вільних корозійно активних компонентів розчину) та зменшення площі активної поверхні внаслідок розчинення металу в агресивному робочому середовищі, що підтверджується значною втратою маси досліджуваного зразка (рис. 4.4, 4.5).

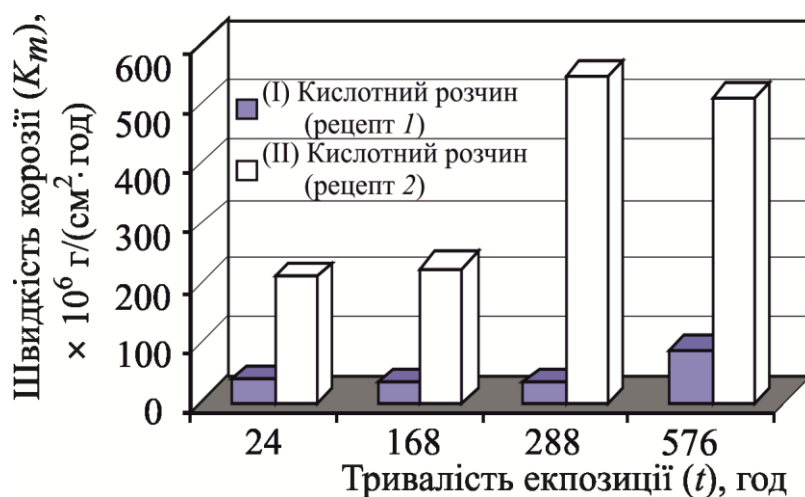


Рисунок 4.4 – Швидкість корозії сталі QT–800 залежно від часу витримування в кислих (I, II) корозивно-активних середовищах

Швидкість корозії сталі у розчині I є значно нижчою порівняно з розчином II, що зумовлено нижчою агресивністю даного робочого середовища в експлуатаційних умовах. Однак, корозія протікає активніше порівняно з нейтральними робочими середовищами, і демонструє стійке зростання швидкості в часі експозиції від 24 до 576 год, що зумовлено, як і в попередньому випадку, зростанням площі активної поверхні зразка в часі експерименту. Тут, як і в попередньому випадку, спостерігається як загальна корозія, що відображається значною втратою маси матеріалу в часі, так і значна локалізація корозії (утворюються глибокі корозійні пошкодження поверхні зразків типу макропітингів

та корозійних виразок). Однак у цьому випадку локальна корозія більш явно виражена порівняно з попереднім, що зумовлено меншою активністю робочого середовища, а відповідно і меншою інтенсивністю загальної корозії.

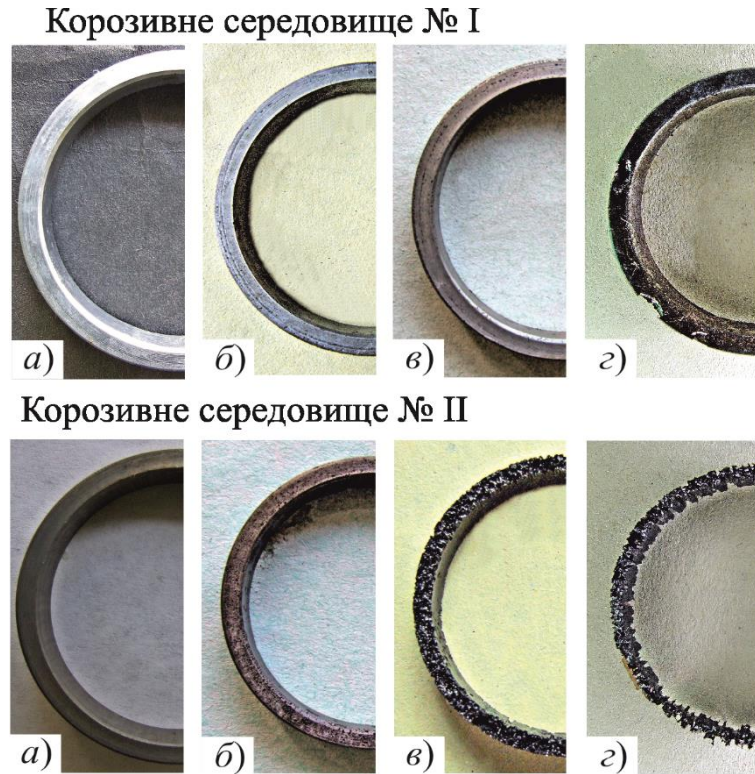


Рисунок 4.5 – Поверхня зразків після витримування в кислих розчинах (I, II) впродовж 24 год *a*), 168 год *б*), 288 год *в*) і 576 год *з*)

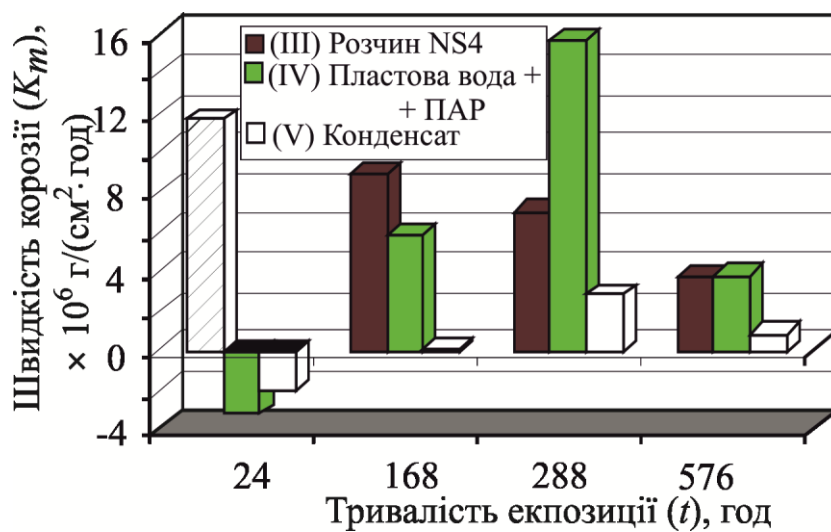


Рисунок 4.6 – Швидкість корозії сталі QT-800 залежно від часу витримування в нейтральних (III, IV та V) корозивно-активних середовищах

У розчині № III спостерігали (рис. 4.6, 4.7) класичне зменшення швидкості корозії впродовж експозиції, що зумовлено зменшенням активної поверхні в часі за рахунок формування на поверхні металу пасивних оксидних та гідроксидних плівок. Тут швидкість корозії є вищою порівняно зі стандартними умовами експерименту, що зумовлено підвищеною температурою середовища (70°C).

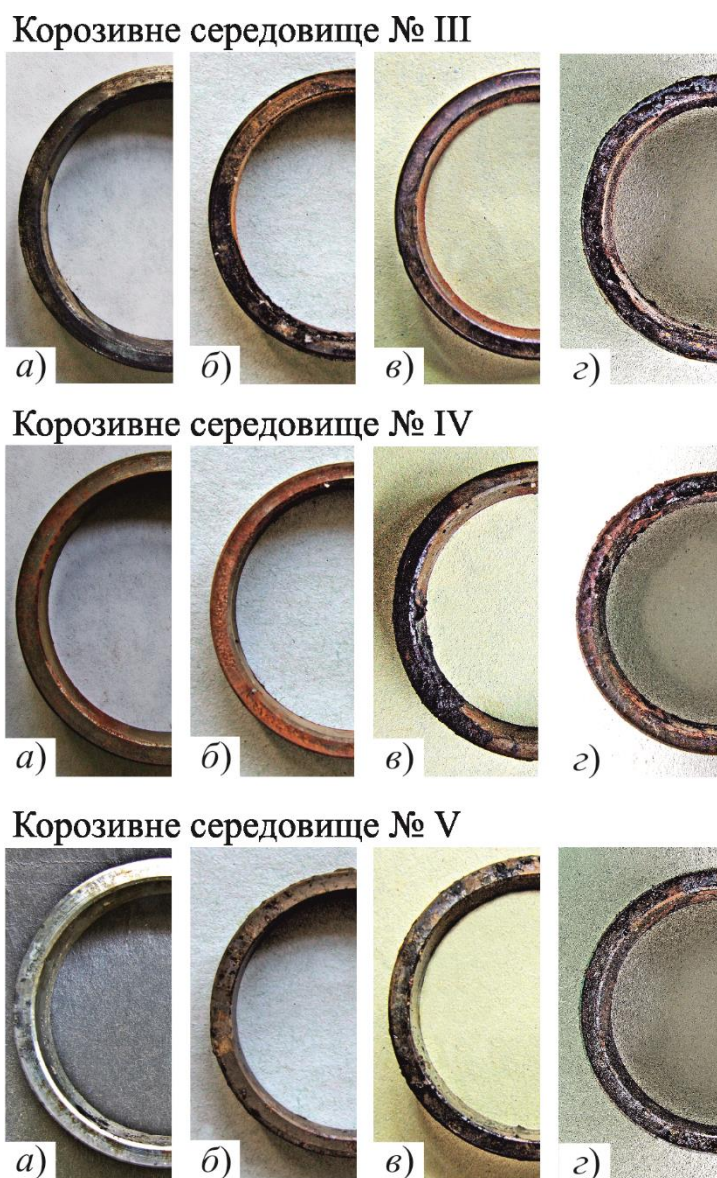


Рисунок 4.7 – Поверхня зразків після експозиції в нейтральних (III, IV та V) корозивно-активних середовищах впродовж 24 год а), 168 б), 288 в) та 576 год г)

У середовищі № IV присутні ПАР, що впливає на корозію сталі (рис. 4.6, 4.7) у робочому середовищі. Впродовж перших 24 год на її поверхні утворюються



бар'єрні плівки, що відображається умовно від'ємним показником швидкості корозії. Швидкість корозії визначали гравіметричним методом, тому маса зразків після витримування 24 год у робочому середовищі більша порівняно з початковою, внаслідок осадження на поверхні матеріалу ПАР і формуванням бар'єрної плівки. Вона утруднює доступ корозивно-активних компонентів середовища до поверхні матеріалу.

Зі збільшенням експозиції за підвищеної температури відбувається поступове руйнування бар'єрних плівок. Після експозиції 288 год швидкість корозії є вищою порівняно навіть з NS4 (середовище № III) після 24 год. Це зумовлено більшою корозійною активністю середовища порівняно з NS4, і досить значною пористістю утвореної бар'єрної плівки за температури 70°C, що пришвидшує корозію. Після експозиції 576 год швидкості корозії досліджуваного матеріалу в середовищах № III та IV, у NS4 та в пластовій воді, відповідно, практично вирівнюються, що пояснюється втратою бар'єрних властивостей утвореної плівки.

Корозійні процеси у конденсаті з Яблунівського нафтогазоконденсатного родовища (розчин № V) мають подібні тенденції зміни швидкості корозії (рис. 4.6, 4.7) як і у розчині № IV. Імовірно такий характер зміни швидкості корозії зумовлений тими ж причинами, що й у попередньому випадку, однак дане середовище є менш корозійно активним, що спричиняє зменшення показників швидкості корозії в 4–6 разів.

*Електрохімічні випробування.* Для забезпечення коректного визначення основних електрохімічних показників з потенціодинамічних поляризаційних кривих попередньо було встановлено стаціонарні потенціали корозії досліджуваного матеріалу в робочих розчинах. Стаціонарні потенціали корозії  $E_{st}$ , подані в табл. 4.2, визначалися з хронограм, представлених на рис. 4.8. З поданих хронограм видно, що стаціонарний потенціал корозії встановлюється впродовж 900...1000 с для всіх досліджуваних випадків.

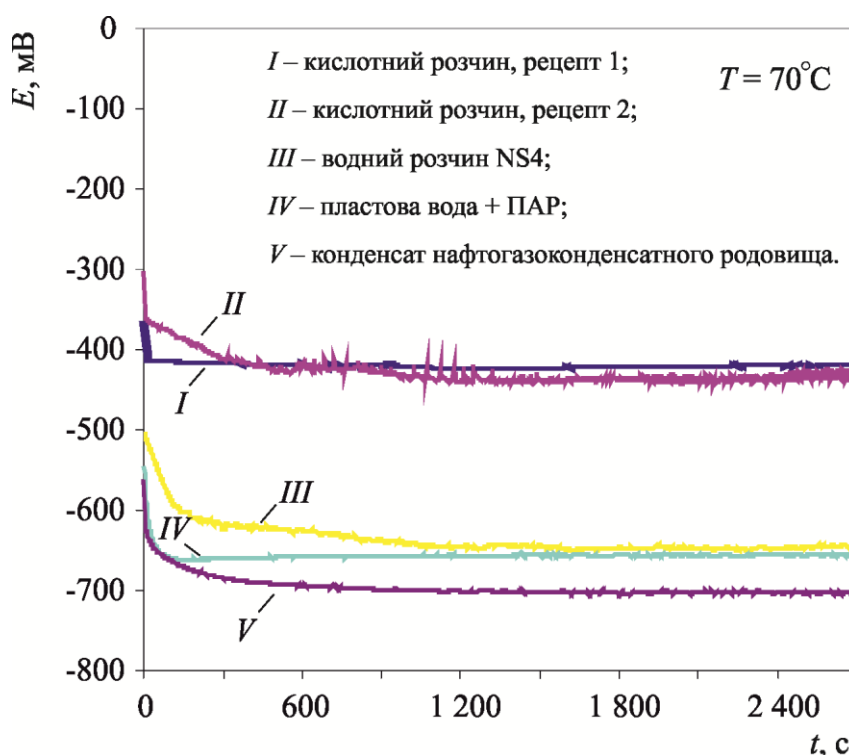


Рисунок 4.8 – Хронограми встановлення стаціонарних потенціалів корозії в досліджуваних системах матеріал–середовище

Потенціодинамічні поляризаційні криві, представлені на рис. 4.9, одержано за наступних умов проведення експерименту. Експеримент проводився з використанням термостатованої електрохімічної комірки, за температури робочого середовища  $70^{\circ}\text{C}$ , що відповідає експлуатаційним умовам. Діапазон розгортки потенціалу становив  $-1000\dots1000$  мВ, швидкість розгортки  $1$  мВ/с. Розгортка потенціалу здійснювалася з катодної області в анодну, що забезпечувало формування ювенільної поверхні досліджуваного матеріалу в області потенціалу корозії на поляризаційній кривій. Із одержаних потенціодинамічних поляризаційних кривих визначалися наступні електрохімічні показники: потенціал корозії, струм корозії, катодний та анодний Тафельівські коефіцієнти (табл. 4.2).

Враховуючи умови проведення експерименту з визначення миттєвої швидкості корозії з потенціодинамічних поляризаційних кривих, показник  $K_j$  перерахований зі струмів корозії  $j_{corr}$  можна вважати швидкістю корозії в початковий момент контакту робочого середовища з поверхнею матеріалу труби.

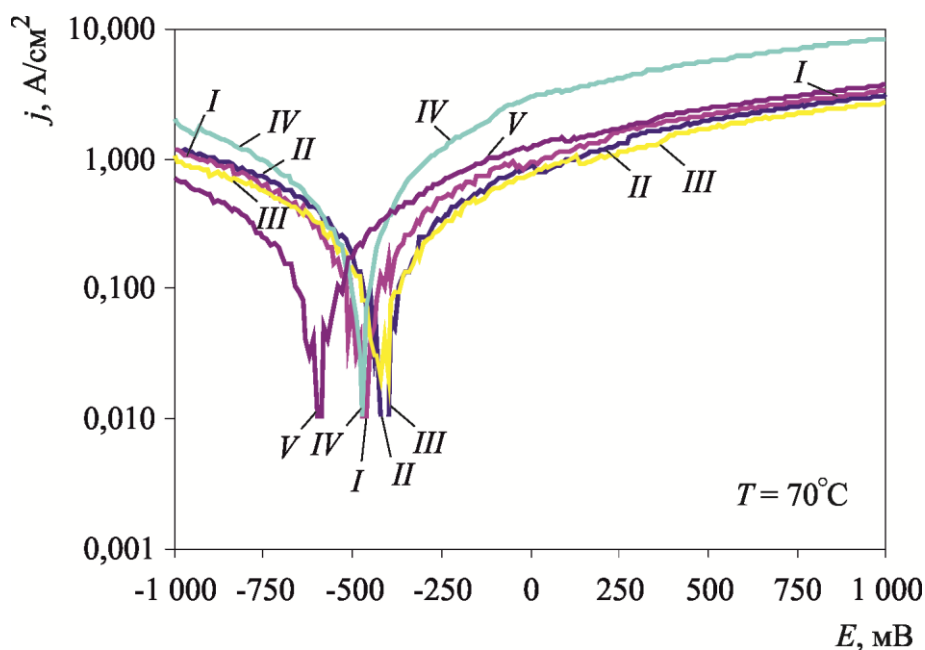


Рисунок 4.9 – Потенціодинамічні поляризаційні криві досліджуваних систем матеріал–середовище

Таблиця 4.2 – Основні електрохімічні показники, визначені з хронограм встановлення стаціонарного потенціалу корозії та потенціодинамічних поляризаційних кривих

Середовище (див. підрозділ 2.1)	$E_{st}$ , мВ	$E_{corr}$ , мВ	$i_{corr}$ , А/м <sup>2</sup>	$-b_k$ , мВ	$b_a$ , мВ
I	-426	-442	0,045818	65,42	200,65
II	-444	-480	0,025107	64,40	111,24
III	-651	-448	0,044162	98,26	212,76
IV	-662	-492	0,087441	114,20	157,71
V	-705	-601	0,026631	110,43	120,25

Кислі робочі розчини (13%-й HCl і робочий кислотний розчин) володіють високою активністю, що призводить до протікання корозії високої інтенсивності на поверхні металу. Враховуючи те, що корозійний процес є поверхневим явищем та його високу інтенсивність в експлуатаційних умовах очевидним є факт значної зміни

рельєфу поверхні металу (рис. 4.4, 4.5, табл. 4.2, 4.3) за тривалої експозиції його в робочому середовищі в сторону збільшення ефективної поверхні, на якій відбувається корозійний процес, що зумовлює суттєву відмінність показників миттєвої швидкості корозії та усередненого її значення впродовж перших 24 годин експозиції.

Таблиця 4.3 – Порівняння показників швидкості корозії, визначених двома способами електрохімічних досліджень

Середовище (див. підрозділ 2.1)	$K_m \times 10^{-9}$ , г/(см <sup>2</sup> ·с)	$K_j \times 10^{-9}$ , г/(см <sup>2</sup> ·с)	$j_{\text{согг}} \times 10^{-7}$ , А/см <sup>2</sup>	П, мм/рік	$K \times 10^{-4}$ , г/(см <sup>2</sup> )
I	9,7232	0,485738	25,107	0,3982	8,4009
II	59,1511	0,886427	45,818	2,4226	51,1065
III	3,2435	0,854389	44,162	0,1328	2,8023
IV	-0,8875	1,691695	87,441	-0,0363	-0,7668
V	-0,5668	0,515222	26,631	-0,0240	-0,5070

За умови тривалішої експозиції досліджуваної сталі в кислих робочих середовищах (рис. 4.4, 4.5, табл. 4.2, 4.3) показник усередненої швидкості корозії продовжує зростати, що зумовлено збільшенням ефективної площі поверхні зразка, на якій відбувається корозійний процес. Для 13%-го розчину HCl за найдовшого часу експозиції (576 год) спостерігається деяке пониження швидкості корозійного процесу, що зумовлено значною втратою маси матеріалу (до 75%), а відповідно і його об'єму, що веде до зменшення площі поверхні контакту матеріал – середовище, і, як наслідок, ефективної площі поверхні протікання корозійного процесу.

Стосовно нейтральних розчинів (рис. 4.6, 4.7, табл. 4.2, 4.3), то тут теж спостерігається відхилення між показниками швидкості корозії визначеними з експериментальних даних на загальну корозію та з потенціодинамічних поляризаційних кривих. Як було пояснено вище, швидкість корозії, визначена з потенціодинамічних поляризаційних кривих є миттєвою і визначається для

ювенільної поверхні зразка в початковий момент контакту метал – середовище. Отже, для розчину NS4 миттєва швидкість корозії є майже в 4 рази нижчою від усередненої швидкості корозії на базі 24 год. Це зумовлено тим, що за 24 год в заданих модельних експлуатаційних умовах відбувається пришвидшення корозії за рахунок накопичення на поверхні сталі пористих продуктів корозії, та, як наслідок, локалізації корозійного процесу. На більш тривалих термінах експозиції усереднена швидкість корозії поступово знижується.

У робочих середовищах „пластова вода + ПАР” та „Яблунівський газоконденсат” (рис. 4.6, 4.7, табл. 4.2, 4.3) є присутні плівкоутворюючі агенти. За незначних експозицій (24 год) утворені плівки на поверхні сталі володіють певними захисними властивостями, тому спостерігається формально від’ємний показник швидкості корозії (маса зразків після експозиції в робочому розчині зростає за рахунок утворення поверхневих захисних плівок), однак за тривалішої експозиції утворені поверхневі плівки у заданих модельних умовах експлуатації руйнуються і спостерігається загальна корозія у нейтральних середовищах.

Враховуючи вище сказане, стандартний підхід порівняння миттєвої швидкості корозії з усередненою швидкістю корозії на найменшій часовій базі експозиції (24 год) для досліджуваних систем „матеріал – середовище” не є достатньо інформативним. Для досліджуваних систем „матеріал – середовище” у заданих модельних експлуатаційних умовах доцільним є суміщення двох вище вказаних характеристик (табл. 4.2, 4.3) для більш точного визначення кінетики зміни швидкості корозії від початкового моменту контакту матеріалу з середовищем (миттєва швидкість корозії) до найбільшого часу експозиції (576 год).

Для зручності представлення, графіки зміни швидкості корозії в часі подано окремо для кислих (рис. 4.10) та нейтральних (рис. 4.11) робочих розчинів.

З наведених графічних результатів можна зробити наступні висновки. У кислих робочих розчинах (рис. 4.10) корозійний процес протікає значно активніше, ніж у нейтральних (рис. 4.11). При не великій тривалості експозиції (до 24 год) у 13%-му розчині HCl спостерігається значне зростання швидкості корозії майже у 60 разів порівняно з початковим значенням.

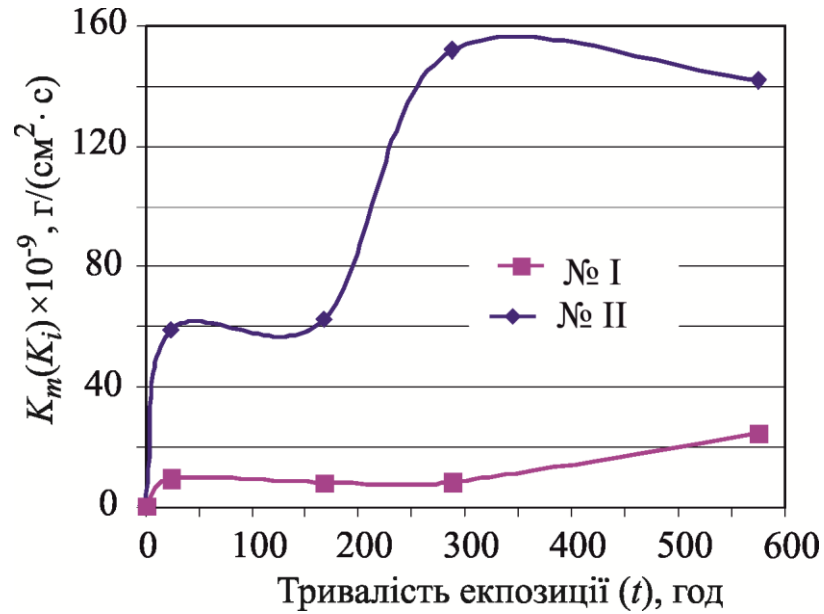


Рисунок 4.10 – Зміна швидкості корозії досліджуваного матеріалу в часі в кислих робочих середовищах

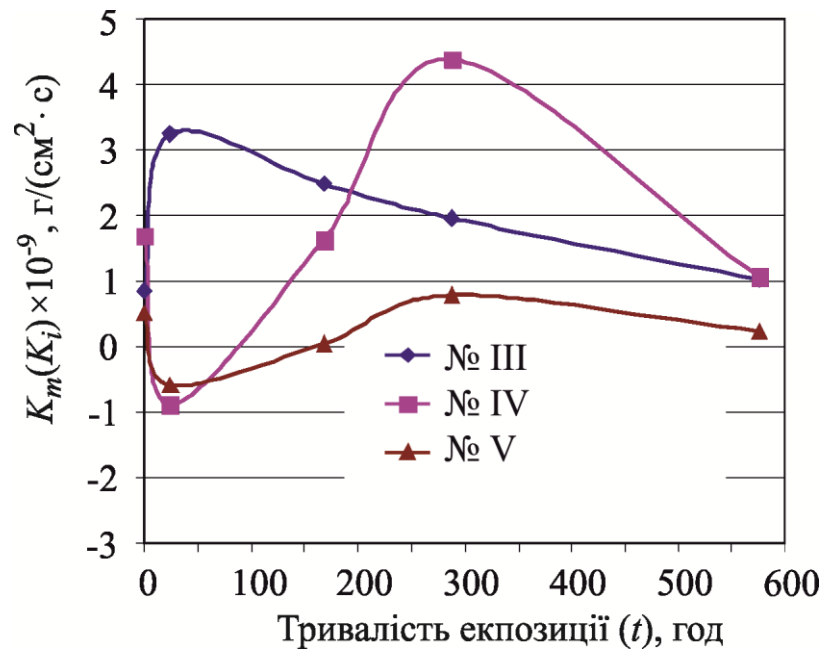


Рисунок 4.11 – Зміна швидкості корозії досліджуваного матеріалу в часі в нейтральних робочих середовищах

Аналогічна картина спостерігається і в робочому кислотному розчині, однак з меншою інтенсивністю (зростання швидкості корозії у 20 разів). Далі на обох кривих спостерігається плато (швидкість корозії практично незмінна). Для 13%-го

розчину HCl протяжність плато становить близько 150 год експозиції, для кислотного робочого розчину цей час є більшим і становить близько 270 год. Далі спостерігається чергове зростання швидкості корозії, воно є більш значним у агресивнішому 13%-му розчині HCl, після чого тут спостерігається деякий спад швидкості процесу, зумовлений зменшенням площі контакту матеріал – середовище. Для кислотного робочого розчину такий спад не досягається, оскільки є менш агресивним, а відповідно, і корозійні втрати матеріалу за масою і об'ємом є меншими, і необхідна для цього явища умова зменшення площі контакту матеріал – середовище не досягається.

Із графічних даних для нейтральних робочих розчинів (рис. 4.11) видно, що для розчину NS4 на невеликих часах експозиції як і для двох попередніх робочих розчинів спостерігається суттєве зростання швидкості корозії порівняно з початковим значенням, однак процес протікає менш інтенсивно, ніж у згаданих вище кислих середовищах (зростання швидкості менше, ніж в 4 рази).

З кривих кінетики зміни швидкості корозії в двох нейтральних середовищах з плівкоутворюючими агентами в складі можна орієнтовно встановити стадію формування плівки досягнення мінімального від'ємного значення швидкості корозії відносно початкового значення, час втрати плівкою захисних бар'єрних властивостей (досягнення нульового значення швидкості корозії), час повного руйнування раніше утвореної бар'єрної плівки (досягнення початкового значення швидкості корозії на тривалих термінах експозиції). Отже, для „пластової води + ПАР” та для „Яблунівського газоконденсату” час формування бар'єрної плівки становить близько 24 год (мінімальне значення швидкості корозії). Втрата плівкою захисних бар'єрних властивостей виникає через 90 год після початку експозиції у „пластовій воді + ПАР”, і через 150 год відповідно для „Яблунівського газоконденсату”. Повне руйнування плівки відбувається після експозиції близько 170 год у „пластовій воді + ПАР” та після 250 год експозиції у „Яблунівському газоконденсаті”. Після чого спостерігається процес, подібний до корозії у NS4, однак у пластовій воді з домішками ПАР він проходить інтенсивніше (максимальна

швидкість корозії є вищою, порівняно з NS4 у 1,5 рази), а у Яблунівському газо-конденсаті процес корозії протікає із значно меншою інтенсивністю (максимальна швидкість корозії є меншою, порівняно з NS4 у 3,5 рази).

#### **4.5 Скінченно-елементна модель перерізу гнучких труб з дефектом на внутрішній поверхні**

На сьогодні метод скінченних елементів (МСЕ) є поширеним числовим методом розв'язування задач з визначення КІН у тілах з тріщинами та визначення НДС в околі тріщиноподібних дефектів [194]. Популярність МСЕ пояснюється тим, що сам по собі скінченний елемент представляє абстрактний об'єкт, який зрозумілий як звичайному інженеру, так і висококваліфікованому науковцю. Природність механістичної інтерпретації МСЕ дозволяє будувати розрахункові моделі, виходячи з фізичної постановки задачі, а також забезпечує можливість виявлення помилок на будь-якому етапі обчислення. З іншого боку, різниця суті МСЕ робить можливим проведення математичного аналізу розрахункових моделей, оцінювання похибок і збіжності результатів загалом.

Суть МСЕ при визначенні КІН в тілах полягає в створенні геометричної моделі з певними фізико-механічними характеристиками, розбитті її на скінчені елементи зі згущенням їх до вершини тріщини та визначенні розподілу деформацій і напружень на продовженні тріщини через аналіз зміщення вузлів в елементах, які оточують вершину тріщини.

Для побудови такої моделі МСЕ використали (рис. 4.12) 20-ти вузлові паралелепіпедні, а також 15-ти вузлові призматичні тривимірні елементи. Загальна кількість тривимірних елементів в моделі становила близько  $42 \cdot 10^3$ .

Для матеріалу моделі задавали модуль Юнга  $E=210$  ГПа [157] та коефіцієнт Пуассона  $\mu=0,3$  [157]. Ці характеристики відповідають характеристикам сталі QT-800 тип 4. Статичне навантаження модельної ГТ (рис. 4.13) за умови такої деформації



здійснювали за схемою консольного згину розподіленим зусиллям в 1 Н по внутрішній стінці труби при частково защемленій зовнішній частині стінки.

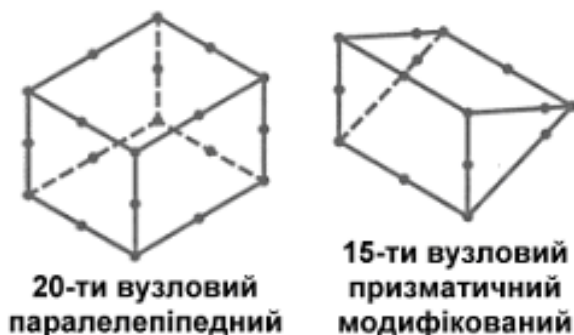


Рисунок 4.12 – Скінченні елементи, використані при побудові тривимірної моделі зразка

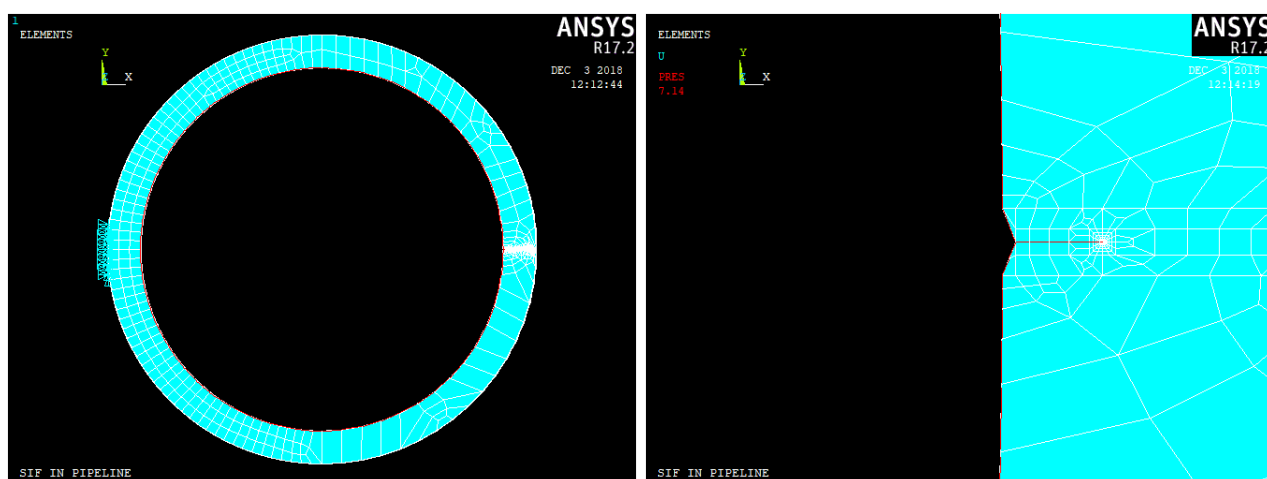


Рисунок 4.13 – Схема навантаження ГТ *а)* при частковому защемленні зовнішньої частини стінки, з врахуванням власної ваги та напружень від тиску в середині ГТ; розвиток тріщини *б)* з внутрішньої поверхні ГТ від модельного корозійного пітинга за наведеною схемою навантаження

Для створення об'єму біля вершини тріщини окрім звичайних тривимірних 20-ти вузлових призматичних ізопараметричних елементів використали спеціальні 15-ти вузлові елементи, які відображали сингулярність напружень у вершині тріщини. З цих елементів, якими оточували фронт тріщини, а також зі звичайних елементів, якими оточували множину спеціальних елементів будували циліндричний фрагмент

діаметром 100 мкм (рис. 4.14а). Його основою є полігон з 16-ма вершинами, а віссю є лінія фронту тріщини. У напрямку від осі циліндра до його стінки розмір елементів плавно збільшували. Необхідно зазначити, що в цьому напрямку, створювали 5 колових шарів елементів (включаючи спеціальні елементи), а по фронту тріщини створювали 8 шарів. Таким чином фрагмент, що містить вершину тріщини і налічує 640 призматичних елементів, з яких 128 є спеціальні 15-ти вузлові, а 512 є класичні 20-ти вузлові. Далі, для зручної інтеграції субмоделі у загальну повну модель тіла з тріщиною, циліндричний фрагмент добудовували звичайними елементами до форми куба з розміром ребра 400 мкм (рис. 4.14б).

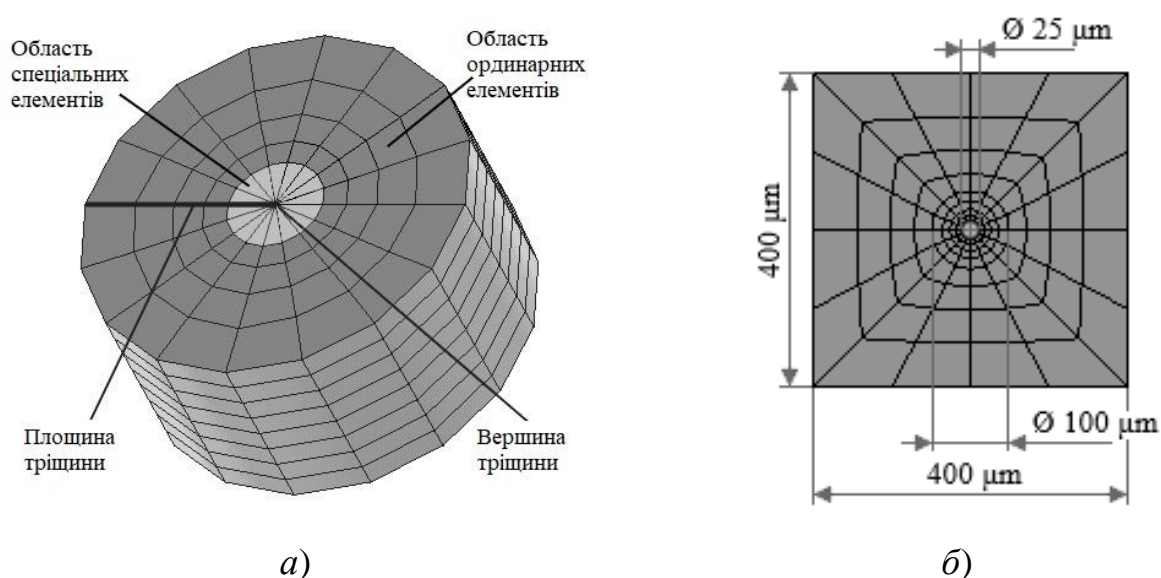


Рисунок 4.14 – Фрагмент *a)* та фронтальний вигляд цілісної субмоделі околу вершини тріщини *б)*

Процедура визначення КІН  $K$  у запропонованій субмоделі передбачала знаходження переміщень вузлів (№1...4) у спеціальних елементах, що прилягають до площини і фронту тріщини і мають розмір  $c = 12,5$  мкм (рис. 4.15). Для цих вузлів  $\theta_1 = \theta_3 = -\pi$ ,  $\theta_2 = \theta_4 = \pi$ ,  $r_1 = r_2 = 0,25c$  та  $r_3 = r_4 = c$ . Значення  $K$  визначали зі зміщень зазначених вузлів по осі  $y$ . Таким чином, розрахунковий вираз набуває вигляду

$$K^{(1)} = -\frac{G(v_1 - C_y)}{1 - \mu} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.1)$$

$$K^{(2)} = \frac{G(v_2 - C_y)}{1 - \mu} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.2)$$

$$K^{(3)} = -\frac{G(v_3 - C_y)}{2(1 - \mu)} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.3)$$

$$K^{(4)} = \frac{G(v_4 - C_y)}{2(1 - \mu)} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.4)$$

для вузлів №1, 2, 3 та 4 відповідно. В цих виразах  $C_y$  – це зміщення твердого тіла вздовж напрямку осі  $y$ , яке не впливає на концентрацію напружень перед вершиною тріщини, і яке слід віднімати від сумарного переміщення  $v$ . Для усунення впливу зміщення твердого тіла і збільшення точності визначення  $K$ , застосували процедури усереднення та екстраполяції для виведення остаточної формули. Спочатку слід встановити середні значення  $K$  для вузлів 1 і 2 (розташованих на відстані  $0,25c$ ) та вузлів 3 та 4 (розташованих на відстані  $c$ ). Таким чином,

$$K^{(1,2)} = \frac{1}{2}(K^{(1)} + K^{(2)}) = \frac{2G}{1 - \mu} \sqrt{\frac{\pi}{2c}} (v_2 - v_1), \quad (4.5)$$

$$K^{(3,4)} = \frac{1}{2}(K^{(3)} + K^{(4)}) = \frac{G}{2(1 - \mu)} \sqrt{\frac{\pi}{2c}} (v_4 - v_3). \quad (4.6)$$

Остаточний вираз для  $K$  може бути отриманий лінійною екстраполяцією відносно  $\sqrt{r}$ . Зі схеми, поданої на рис. 4.15 випливає

$$\frac{\sqrt{0,25c}}{\sqrt{c}} = \frac{K^{(1,2)} - K}{K^{(3,4)} - K}. \quad (4.7)$$

Тоді,

$$K = 2K^{(1,2)} - K^{(3,4)}. \quad (4.8)$$

У кінцевому випадку отримуємо

$$K = \frac{G}{2(1-\mu)} \sqrt{\frac{\pi}{2c}} [(4v_2 - v_4) - (4v_1 - v_3)], \quad (4.9)$$

де  $v_1 \dots v_4$  – зсуви вузлів з відповідними номерами.

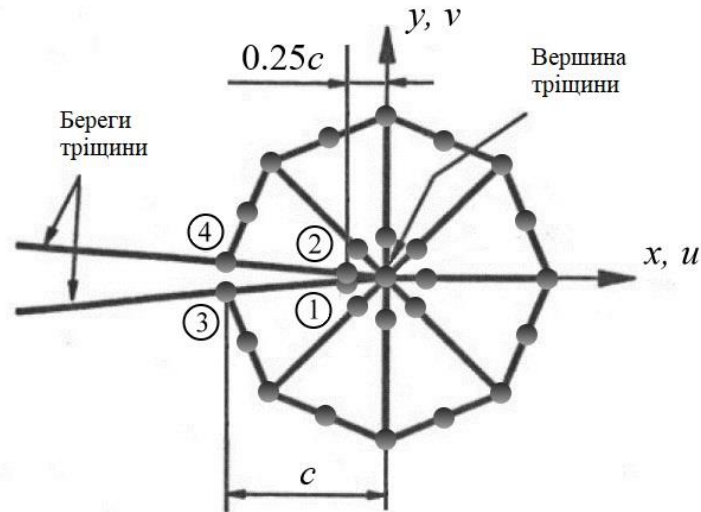


Рисунок 4.15 – Схема вибору вузлів для визначення КІН  $K$  через розкриття берегів тріщини

Загальновідомо, що за нормального відриву фронт тріщини є увігнутий в напрямку поширення тріщини. Це спричинено різним рівнем розкриття тріщини, яке збільшується від вільних поверхонь тіла до центру її фронту. Така ситуація добре відтворюється переміщеннями елементів субмоделі. З таких міркувань обчислювати КІН  $K$  є сенс в площині між 4-м та 5-м шарами спеціальних елементів, тобто по центру фронту тріщини.

У результаті побудови скінченно-елементної моделі перерізу труби з дефектом на внутрішній поверхні ГТ з урахуванням впливу експлуатаційних навантажень та агресивного робочого середовища отримано залежність (рис. 4.16) відносних величин КІН у вершині тріщини  $F(\lambda)$  від її довжини  $\lambda$ .

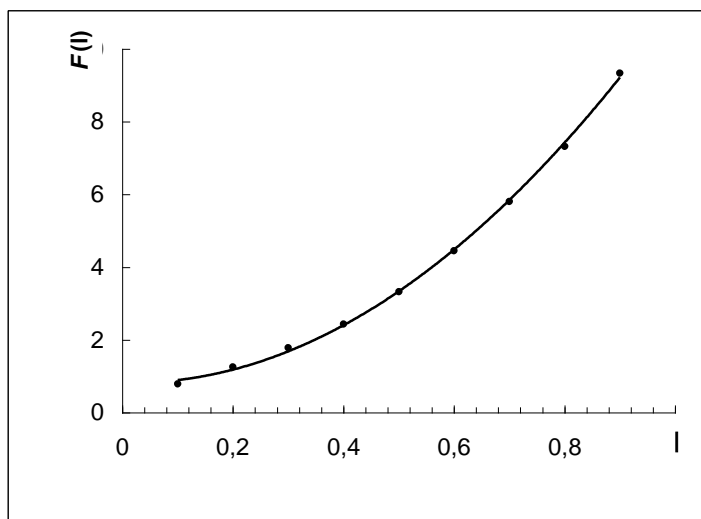


Рисунок 4.16 – Залежність відносних величин КІН у вершині тріщини від її довжини

Зі збільшенням КІН у вершині тріщини зростатиме і довжина тріщини, яка розвиватиметься від поверхневого дефекта – корозійного пітинга на внутрішній поверхні ГТ, крізь всю товщину стінки труби до виходу на зовнішню її поверхню. З наближенням до зовнішньої стінки КІН зростатиме швидше і прямуватиме до безмежності. Поширення тріщини завершується утворенням наскрізного пошкодження типу „свищ”.

#### 4.6 Критерії оцінювання роботоздатності та довговічності гнучких труб колтюбінгових установок за підходами механіки руйнування

При розробці інженерних підходів до оцінки корозійно-втомного поверхневого тріщиноутворення трубних сталей необхідні певні спрощення та схематизація процесів, що розглядаються.

Виходячи з припущення, що у розглянутих випадках на циклічно деформованій поверхні матеріалу домінуючим є електрохімічне розчинення, що інтенсифікується прикладеним напруженням  $\Delta\sigma$ , в роботі на основі одержаних експериментальних результатів запропоновано наступне узагальнене емпіричне співвідношення для прогнозування довжини  $a$  поверхневої корозійно-втомної

тріщини в трубних сталях, яке є функцією амплітуди прикладених циклічних напружень  $\Delta\sigma$ , константи  $A_0$  електрохімічного розчинення поверхні сталі для заданої системи „матеріал–середовище”, величини корозійного струму  $I_{corr}$  та кількості циклів втомного навантажування  $N$ :

$$a = A_0 \cdot (\Delta\sigma)^{\alpha_1} \cdot (I_{corr})^{\alpha_2} \cdot N^{\alpha_3}, \quad (4.10)$$

де  $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$  – деякі сталі величини, що характеризують систему „матеріал–середовище” та умови випробувань.

На основі співвідношення (4.10) запропоновано наступну формулу для визначення періоду  $N_0$  утворення на циклічно деформованій поверхні корозійно-втомної макротріщини довжиною  $a_0$ :

$$N_0 = \left[ \frac{a_0}{A_0 \cdot (\Delta\sigma)^{\alpha_1} \cdot (I_{corr})^{\alpha_2}} \right]^{\frac{1}{\alpha_3}}. \quad (4.11)$$

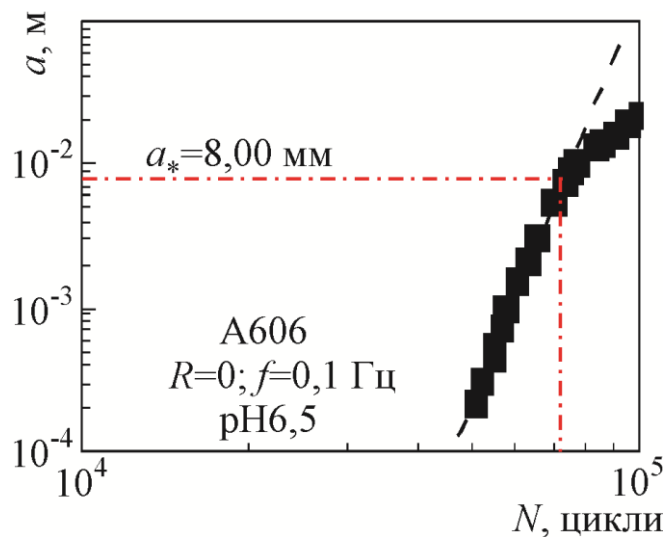


Рисунок 4.17 – Порівняння експериментальних (точки) та розрахункових (лінії) значень (за формулою (4.11)) довжини поверхневої тріщини  $a$  від кількості циклів навантаження

Порівняння (рис. 4.17) експериментальних та розрахункових значень довжин поверхневої тріщини  $a$  від кількості циклів навантаження  $N$ , за випробувань у середовищах з різним рН, показало їх задовільне співпадіння. Це є свідченням достовірності розробленого підходу до прогнозування зародження корозійно-втомних тріщиноподібних дефектів з циклічно деформованої поверхні ГТ.

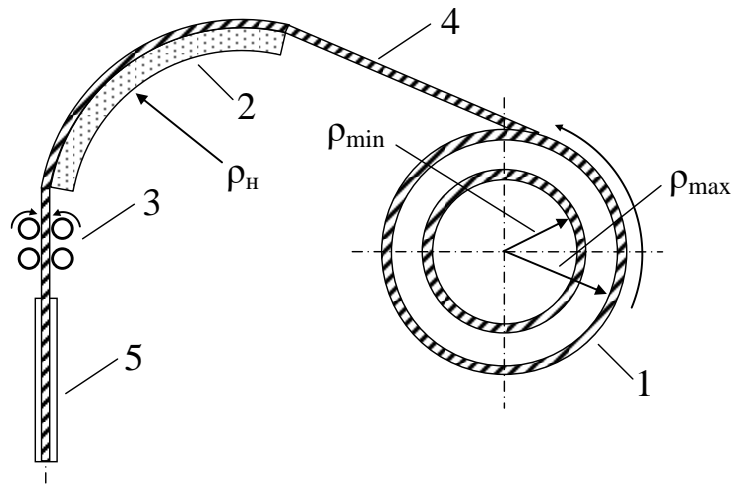
#### **4.7 Оцінювання умов руйнування тривало експлуатованих гнучких труб з зовнішнім півеліптичним тріщиноподібним дефектом**

Під час СПО ГТ зазнають значних малоциклових навантажень, спричинених згинальними моментами, що виникають у вузлах колтубінгової установки, а також за дії робочих тисків у середині труби, впливу корозивних середовищ та ваги труби. Впродовж одного типового технологічного циклу (СПО) окремі області ГТ шість разів зазнають пружнопластичного деформування (рис. 4.18): під час спуску – під час розмотування труби з барабана, згині на направляючій дузі, випрямленні в інжекторі з подальшим опусканням в скважину; під час підйому – цей процес повторюється у зворотньому порядку. Тому руйнування ГТ під час СПО має втомний характер [13, 71, 116]. Причиною руйнування ГТ є зародження та розвиток зовнішньої поперечної півеліптичної тріщини під впливом значних втомних навантажень (рис. 4.19).

Оцінку умов руйнування елемента ГТ із зовнішньою поперечною півеліптичною тріщиною заданих розмірів  $(a/c)$ , що знаходиться під дією експлуатованого навантаження проведемо шляхом використання відповідних аналітичних залежностей [205] для визначення КІН  $K_I$ . Одержані розрахункові результати порівняємо із результатами розрахунково-експериментальної оцінки руйнування експлуатованої ГТ. Причому, основними параметрами, що дозволяють визначити умови руйнування елемента ГТ є:

– глибина  $(a_c)$  та форма  $(a/c)$  наявної в ГТ зовнішньої поперечної півеліптичної тріщини;

– осьові нормальні напруження, що виникають за робочих тисків ( $\sigma_m$ ) та згинальних навантажень ( $\sigma_b$ ).



1 – барабан, 2 – напрямна арка, 3 – інжектор, 4 – ГТ, 5 – свердловина

Рисунок 4.18 – Схема подачі ГТ в свердловину

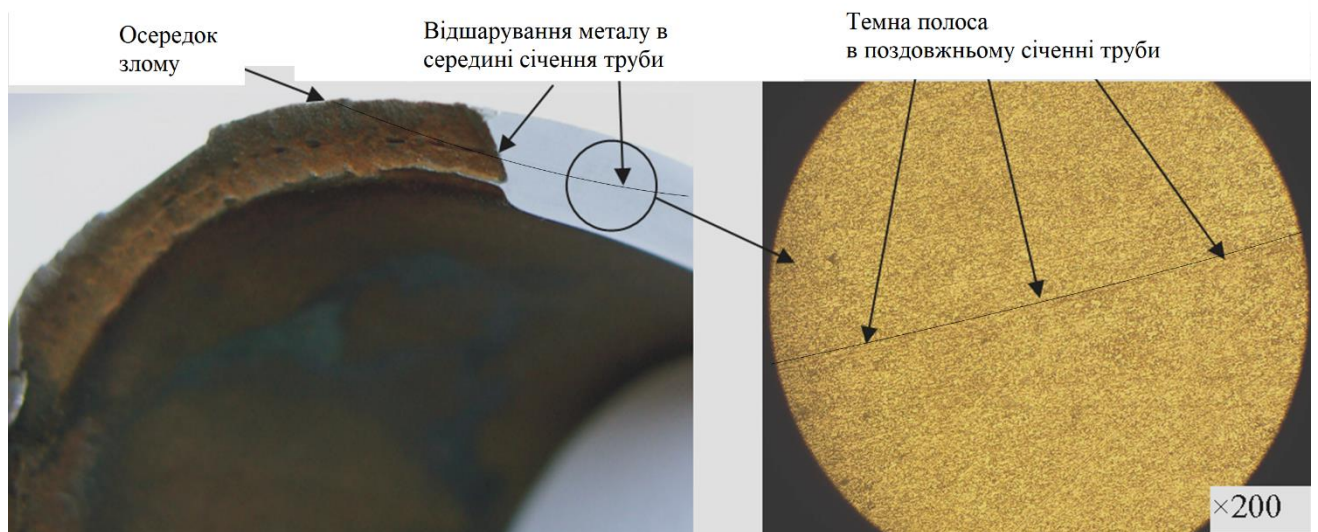


Рисунок 4.19 – Загальний вигляд осередку руйнування ГТ [227]

Розглянемо випадок руйнування тривало експлуатованої ГТ ( $D = 82,5$  мм,  $t = 7,0$  мм), яка містить зовнішню поперечну півеліптичну тріщину, що знаходиться під дією робочих тисків ( $p$ ) та згинальних навантажень ( $\sigma_b$ ).



Для визначення умов, за яких можливе руйнування під час СПО досліджуваної ГТ, що містять зовнішню поперечну півеліптичну ( $a/c$ ) тріщину глибиною ( $a/t$ ), розглянемо розрахункову схему, зображену на рис. 4.20.

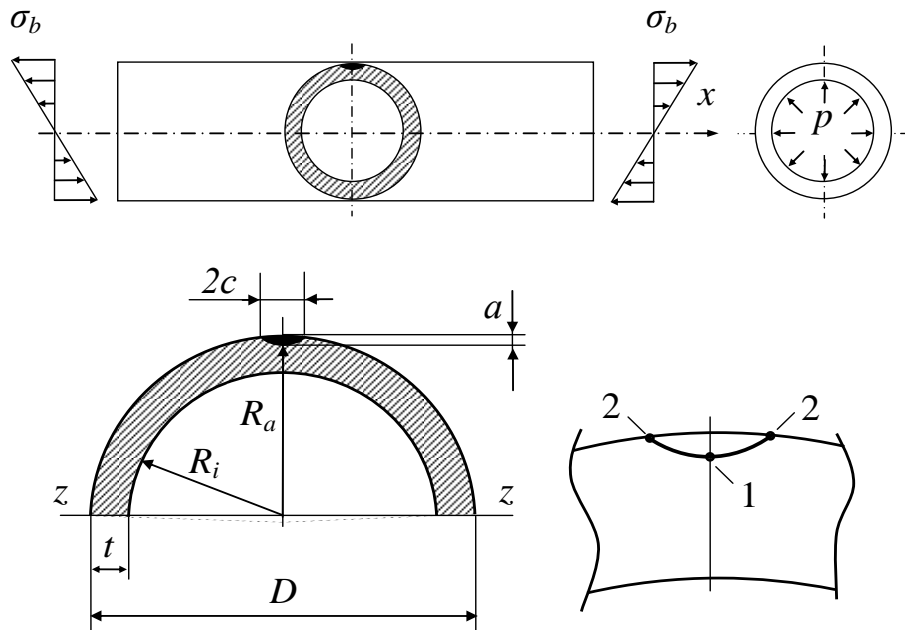


Рисунок 4.20 – Пустотілий циліндр із зовнішньою поперечною кільцевою тріщиною під дією осьового навантаження

При підрахунку КІН  $K_I$  у характерних точках 1 ( $a$ ) та 2 ( $\pm c$ ) фронту зовнішньої поперечної півеліптичної ( $a/c$ ) тріщини глибиною ( $a/t$ ) (рис. 4.20) використаємо залежність [205]:

$$\begin{cases} K_a = \tau \left[ \left( X_0 + Y_0 \frac{a}{t} \right) \sigma_m + \left( X_1 + Y_1 \frac{a}{t} \right) \sigma_b \right] \\ K_c = \tau \left[ \left( Z_0 + U_0 \left( \frac{a}{t} \right)^2 \right) \sigma_m + \left( Z_1 + U_1 \left( \frac{a}{t} \right)^2 \right) \sigma_b \right], \end{cases} \quad (4.12)$$

$$\text{де } \sigma_m = \frac{p}{(R_a/R_i)^2 - 1}, \quad R_a = R_i + t - a, \quad \tau = \frac{\sqrt{\pi \frac{a}{Q}}}{f}, \quad Q = 1 + 1,464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,65},$$

$$\begin{aligned}
f &= 1 - 0,385 \frac{t}{R_a} \frac{c}{t} \left[ 2,14 \left( \frac{a}{c} \right) - 1,557 \left( \frac{a}{c} \right)^2 + 0,417 \left( \frac{a}{c} \right)^3 \right], \\
X_0 &= 1,135 - 0,135 \left( \frac{a}{c} \right), \quad Y_0 = 0,5 - 0,663 \left( \frac{a}{c} \right) + 0,266 \left( \frac{a}{c} \right)^2 + \\
&+ \left[ 0,713 - 1,286 \left( \frac{a}{c} \right) + 0,651 \left( \frac{a}{c} \right)^2 \right] \frac{t}{R_a}, \quad X_1 = 1,093 - 0,1 \left( \frac{a}{c} \right), \\
Y_1 &= 0,936 - 1,758 \left( \frac{a}{c} \right) + 0,903 \left( \frac{a}{c} \right)^2 - \left[ 0,598 - 0,417 \left( \frac{a}{c} \right) \right] \frac{t}{R_a}, \\
Z_0 &= 0,56 - 0,555 \left( \frac{a}{c} \right), \quad Z_1 = 0,556 - 0,584 \left( \frac{a}{c} \right) \\
U_0 &= 0,876 - 0,465 \left( \frac{a}{c} \right) - \left[ 0,86 - 0,217 \left( \frac{a}{c} \right) \right] \frac{t}{R_a}, \\
U_1 &= 0,943 - 0,518 \left( \frac{a}{c} \right) - \left[ 2,382 - 2,226 \left( \frac{a}{c} \right) + 0,9 \left( \frac{a}{c} \right)^2 \right] \frac{t}{R_a}.
\end{aligned}$$

Згідно схеми подачі (рис. 4.18) визначимо максимальні напруження у ГТ від згину згідно залежності [51]. Враховуючи те, що радіус кривизни нейтрального шару рівний радіусу зовнішнього витка ГТ на барабані, який може зменшуватися з  $\rho_{\max} = 2248$  мм до  $\rho_{\min} = 1780$  мм, а радіус кривизни в напрямній арці рівний  $\rho_n = 3050$  мм [51]:

$$\sigma_b^{\max} = \frac{M_b}{I_z} R_a \left[ 1 - \frac{0,25}{\left( \frac{t \cdot \rho_{\min}}{R_i^2} \right)^2 + \frac{1}{12}} \right]. \quad (4.13)$$

Критичну глибину зовнішньої поперечної півеліптичної тріщини  $a_c$  визначали із залежності (4.12) за умови  $K_a = K_{Jc}$ , враховуючи залежність (4.13), форму півеліптичної  $(a/c)_i$  та мінімальний радіус зовнішнього витка ГТ  $\rho_{\min} = 1780$  мм.

При цьому для досліджуваного тривало експлуатованого (понад 6 років) фрагмент ГТ з діаметром 82,5 мм та товщиною стінки 7 мм визначали механічні характеристики за стандартною процедурою [132] випробувань п'ятикратних циліндричних зразків на розтяг (табл. 4.4).

Таблиця 4.4 – Механічні характеристики сталі ГТ

Марка сталі	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
X80C (QTP-80)	890,7	810,9	7,0	31,5

Представлені критичним КІН  $K_{Jc}$ , характеристики тріщиностійкості визначали експериментально використовуючи вирізані із фрагменту ГТ призматичні зразки (рис. 4.21) за методикою, описаною в підрозділі 2.5 та обчислювали за допомогою рівняння (2.13), а результати подано у табл. 4.5.



Рисунок 4.21 – Загальний вигляд зразка до експерименту *a)* та площі деформованої поверхні зразка *б)* після експерименту з дослідження умов руйнування експлуатованих ГТ

Таблиця 4.5 – Критичні КІН  $K_{Jc}$

$K_{Jc}^i$ , МПа $\sqrt{м}$					$K_{Jc}^{aver}$ , МПа $\sqrt{м}$
1	2	3	4	5	середнє
218,8	191,7	211,3	207,8	189,9	203,9

На основі розрахунково експериментальних досліджень у табл. 4.6 подані одержані критичні глибини півеліптичної тріщини  $a_c$  залежно від її форми. При цьому співвідношення осей еліпса розглядали в інтервалі  $1/2 \leq (a/c)_i \leq 1$ .

Таблиця 4.6 – Критичні глибини півеліптичної тріщини  $a_c$ 

$(a/c)_i$	$a_c^{K_a}$ , мм	$c_c^{K_c}$ , мм
1/2	1,68	3,36
1/1,5	2,20	3,30
1/1	2,45	2,45

Встановлено (див. табл. 4.6), що від форми тріщини залежить її критична глибина. Найбільш небезпечною є зовнішня півеліптична тріщина із співвідношення півосей  $(a/c) = 1/2$ , оскільки для такої конфігурації (форми) тріщини її критична глибина є найменшою.

#### **4.7 Процедура проведення експертиз для оцінювання технічного стану та рекомендації щодо обґрунтування безпечного терміну експлуатації гнучких труб колтубінгових установок**

Безпечний термін експлуатації ГТ обумовлюють багато чинників, зокрема: втомні навантаження; зміна діаметра чи овальності труб; розміри пошкоджень (корозійних, механічних чи корозійно-механічних); дефекти зварних швів, структури тощо.

Всі види технічної діагностики здійснюються у лабораторних умовах методами неруйнівного контролю та візуально. В автоматичному режимі електромагнітним способом визначають зміни геометричних параметрів труби (потовщення, потоншення ділянки труби), наявність пошкоджень чи дефектів. Після цього здійснюють візуальний огляд з використанням мікрометричного інструменту та ультразвукових дефектоскопів для точнішого визначення глибини дефектів. Така перевірка не гарантує виявлення всіх дефектів.

Після завершення ремонтних робіт ГТ опресовують тиском 35 МПа. Тиск опресування та час витримування під тиском може уточнюватися.

Діючі нормативні документи обмежують лише глибину виявлених дефектів (втрати матеріалу не можуть перевищувати 10% товщини стінки труби) незалежно від геометричних розмірів дефекту, впливу робочих середовищ та параметрів навантаження. Нами запропоновано певні зміни до процедури проведення експерттиз для оцінки технічного стану (на етапі технічної діагностики) та рекомендації щодо обґрунтування безпечного терміну експлуатації ГТ колтюбінгових установок.

Визначаючи ділянки ГТ з дефектами, слід враховувати кількість циклів її згину на направляючій дузі, барабані, а також з врахуванням робочих параметрів (розтягуюче зусилля, внутрішній тиск, тощо). Встановити положення пошкодженої ділянки відносно гирла свердловини (місця тривалого контакту з агресивними робочими середовищами); довжину підозрілої ділянки ГТ. За можливості зафіксувати зовнішній вигляд підозрілих ділянок (сфотографувати, зафільмувати). Якщо немає змоги сфотографувати та описати стан поверхні ГТ (наприклад, вказати глибину пошкоджень, величину спрацювання, овальність, наявність борозенок тощо. Наскільки це можливо, дати кількісну оцінку в описі, включаючи довжину дефекту, ширину, глибину та їх орієнтацію). У декількох місцях цієї зони визначити товщину стінки ГТ, а також глибини дефектів, використовуючи калібрований ультразвуковий товщиномір та мікрометри-глибиноміри. Для аналізу стану уражених корозією ГТ, взяти з поверхонь проби продукти корозії. Ретельно очистити та проаналізувати стан уражених ділянок.

Сукупний аналіз цих даних дозволить зробити обґрунтування продовження безпечного терміну експлуатації ГТ колтюбінгових установок.

#### **Висновки до розділу 4**

1. Встановлено особливості впливу експлуатаційних чинників (навантаження, складу корозивно-активного середовища, температури тощо) на роботоздатність ГТ.

2. Результати проведених експериментальних досліджень свідчать, що для всіх випадків випробувань утворені на циклічно деформованій поверхні макротріщини мають форму, близьку до півеліптичної зі співвідношенням півосей у момент руйнування  $c/a \approx 0,539$ .

3. За результатами корозійних та електрохімічних досліджень за температури  $70^{\circ}\text{C}$  встановлено, що у кислих робочих розчинах корозійний процес протікає значно активніше, ніж у нейтральних. Зокрема, при експозиції до 24 год у 13%-му розчині HCl спостерігається значне зростання швидкості корозії (майже у 60 разів) порівняно з початковим значенням.

4. Базуючись на результатах експериментальних досліджень, а також запропонованому критерію оцінювання роботоздатності та довговічності ГТ, підготовлено проєкт процедури проведення експертиз для оцінки технічного стану та рекомендації щодо обґрунтування безпечного терміну експлуатації ГТ колтубінгових установок.

## РОЗДІЛ 5

**ВИЗНАЧЕННЯ ШВИДКОСТІ РОЗВИТКУ КОРОЗІЙНО-ВТОМНИХ  
ТРИЩИН В ТРИВАЛО ЕКСПЛУАТОВАНИХ СТАЛЯХ  
ТА ОЦІНЮВАННЯ ПОТЕНЦІЙНОЇ МОЖЛИВОСТІ РУЙНУВАННЯ  
ЕЛЕМЕНТІВ БУРИЛЬНИХ КОЛОН**

**5.1 Механічні характеристики сталей тривало експлуатованих елементів бурільних колон**

Досліджували механічні характеристики тривало експлуатованих БТ груп міцності „К” (сталь 45) і „Л” (сталь 36Г2С), а також бурільного замка ЗУ–155 (сталь 40ХН) за стандартною процедурою [33, 34, 132]. Випробовували на розтяг по десять циліндричних зразків (рис. 5.1). Протоколи випробувань представлено у додатку Б, а їх усереднені значення наведені в табл. 5.1–5.3.

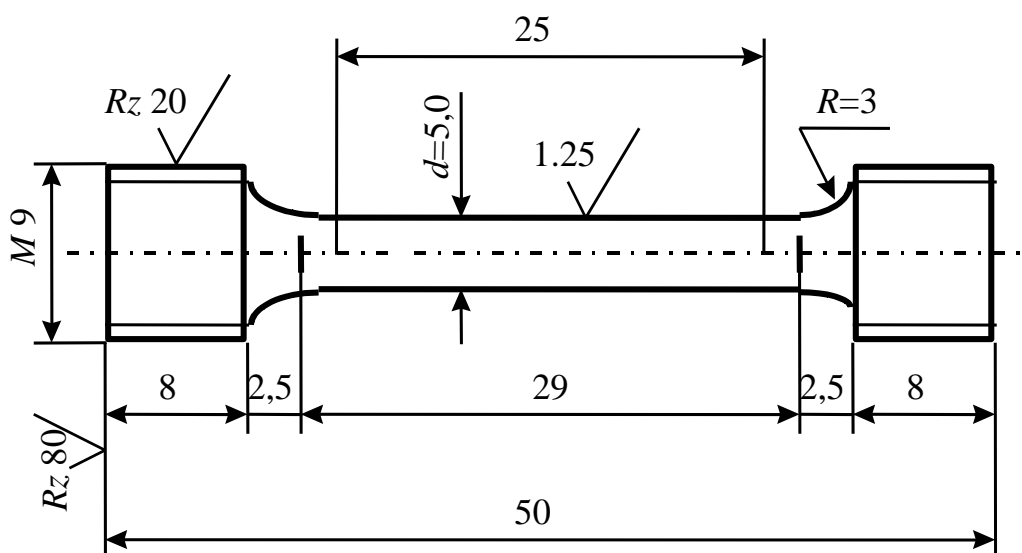


Рисунок 5.1 – Зразок для визначення стандартних механічних характеристик міцності та пластичності досліджуваних сталей елементів БК

Таблиця 5.1 – Механічні характеристики міцності та пластичності сталі 45 тривало експлуатованої БТ групи міцності „К”

Сталь	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	$\delta$ , %	$\psi$ , %
45	685,0	462,5	0,675	12,0	34,5

Таблиця 5.2 – Механічні характеристики міцності та пластичності сталі 36Г2С тривало експлуатованої БТ групи міцності „Л”

Сталь	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	$\delta$ , %	$\psi$ , %
36Г2С	790,0	605,0	0,766	12,5	27,0

Таблиця 5.3 – Механічні характеристики міцності та пластичності сталі 40ХН тривало експлуатованого бурильного замка ЗУ–155

Сталь	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	$\delta$ , %	$\psi$ , %
40ХН	881,1	735,4	0,835	10,0	45,8

## 5.2 Діаграми циклічної тріщиностійкості сталей елементів експлуатованих бурильних колон у робочих середовищах

Численні дослідження засвідчують, що елементи БК руйнуються внаслідок утворення на їх поверхнях корозійних виразок та поверхневих корозійно-втомних тріщин, які за дії експлуатаційних чинників збільшуються, зливаються у макротріщину, яка, в свою чергу, поширюючись у глибину матеріалу спричиняє аварійні ситуації. Експериментальне дослідження таких процесів у стінках БК наведено у [23, 152, 180].



### 5.2.1 Дослідження впливу експлуатаційних чинників на швидкість поширення корозійно-втомних тріщин у тривало експлуатованій бурильній трубі групи міцності „К”

Вивчали вплив корозивних середовищ, а саме бурових промивальних рідин на циклічну корозійну тріщиностійкість тривало експлуатованої БТ групи міцності „К” (табл. 5.1) (сталь 45,  $\sigma_B = 685,0$  МПа,  $\delta = 12,0\%$ ,  $D_{зовн} = 126$  мм,  $t = 8,4$  мм), яка використовували при бурінні свердловин глибиною до 5 км.

Діаграми циклічної тріщиностійкості будували за результатами втомних випробувань балкових зразків з прямокутним перерізом (10×8,4 мм) з початковою крайовою тріщиною  $c = 1,5...2,0$  мм за чистого згину (див. розділ 2).

Випробовували у повітрі та БР „Біокар” (рН 8,3) та полімеркалієвому (рН 11,0), склад [69, 70, 73, 74] яких наведено у табл. 5.4.

Таблиця 5.4 – БР та їх склад

Назва (тип) БР	Склад	рН середовища
Біокар	Біокар – компаунд, хлорид калію, хлорид натрію, карбонатний блокатор (мікромармур) (МК–35, МК–50), органічний блокатор (К–200), бактерицид (параформальдегід)	рН 8,3
Полімер-калієвий	Глинопорошок бентонітовий, Celpol R та SLX, КМЦ VOL, КМЦ LC, Seurvey D1, лабрикол, КСІ, вапно, КССБ, К1–МД	рН 11,0

Дослідження здійснено за синусоїдальної форми циклу навантаження із частотою 1 Гц, коефіцієнт асиметрії циклу навантаження при цьому складав  $R \approx 0$ , температура середовища була постійною ( $T_c = 20^\circ\text{C}$ ).

Результати випробувань БТ групи міцності „К” [23] наведено у вигляді діаграм циклічної тріщиностійкості – графічних залежностей швидкості росту

корозійно-втомної тріщини  $da/dN$  від розмаху КІН  $\Delta K$  в околі вершини тріщини [84, 86, 87,] у подвійній логарифмічній системі координат. На рис. 5.2 представлені діаграми для досліджуваних систем „матеріал–середовище”.

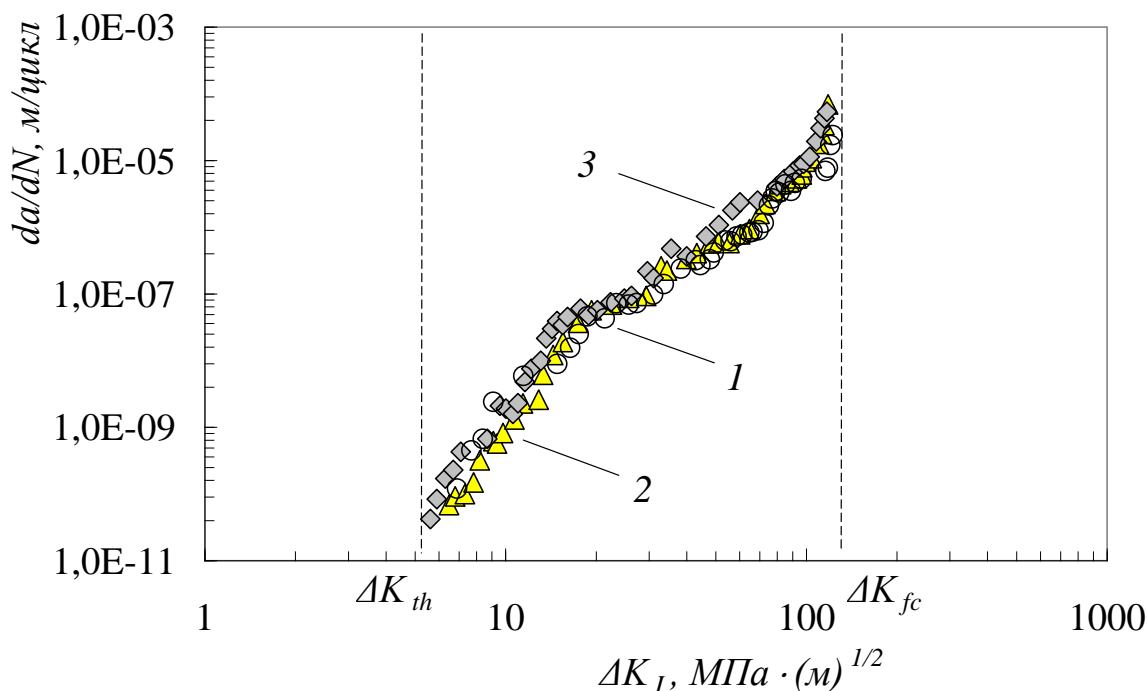


Рисунок 5.2 – Діаграми циклічної тріщиностійкості

БТ групи міцності „К” у повітрі (1) та БР „Біокар” (2) та полімеркалієвому (3).

Коефіцієнт асиметрії циклу  $R=0$

У табл. 5.5 наведено константи у степеневій залежності [200, 201], що аналітично описує середньоамплітудну ділянку одержаних діаграм циклічної тріщиностійкості БТ групи міцності „К”, для описаних вище умов випробувань сталі 45. Крім того, наведено відповідні пороги ( $\Delta K_{th}$ ) та критичні ( $\Delta K_{fc}$ ) КІН [84].

Слід зазначити, що для елементів БК робочий режим експлуатації прийнято моделювати циклічним навантаженням із високим коефіцієнтом асиметрії циклу  $R \approx 0,7$  [152, 180]. Таке навантаження імітує накладання на статичну складову ваги БК тиск робочого середовища (бурових промивальних рідин) невеликих пульсацій, характерних для експлуатаційних умов, тобто воно імітує умови роботи в межах верхньої частини БК.

Таблиця 5.5 – Характеристики циклічної тріщиностійкості тривало експлуатованої сталі 45

Система „матеріал – середовище”	$n$	$C, \frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^n}$	$\Delta K_{th},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$	$\Delta K_{fc},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$
сталь 45 – повітря	3,14	$3,10 \cdot 10^{-12}$	6,7	125,4
сталь 45 – БР „Біокар”	3,08	$4,03 \cdot 10^{-12}$	6,1	121,3
сталь 45 – полімеркалієвий БР	2,95	$8,01 \cdot 10^{-12}$	5,2	118,3

У зв'язку з цим отриманий масив експериментальних даних представляли (рис. 5.3) в подвійній логарифмічній системі координат:  $da/dN$  – швидкість росту корозійно-втомної тріщини та параметра, який враховує асиметрію цикла навантаження  $\Delta K_I / \sqrt{1-R}$  [38, 87] і для досліджуваної системи „матеріал – середовище” (див. табл. 5.5) змінюється між двома асимптотами в межах

$$K_{th}^* \leq K_I^{\max} \leq K_{fc}^*, \quad (5.1)$$

де  $K_{th}^* = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{1-R}}$ ,  $K_I^{\max} = \frac{\Delta K_I}{\sqrt{1-R}}$ ,  $K_{fc}^* = \Delta K_{fc}$ .

Слід зауважити, що розрахунки параметра  $\Delta K_I / \sqrt{1-R}$  велись до максимального значення, яке відповідає фізично обґрунтованій [38, 84, 87] величині  $\Delta K_{fc}$ .

Аналіз діаграм циклічної тріщиностійкості БТ групи міцності „К” (див. рис. 5.2, 5.3 та табл. 5.5, 5.6) свідчить, що швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини в полімеркалієвому БР є дещо вищою, ніж у БР „Біокар” [23].

Вплив бурових промивальних рідин на корозійну тріщиностійкість сталі БТ групи міцності „К” оцінювали [86, 87], порівнюючи розмахи КІН, які відповідають швидкості росту тріщини  $dc/dN = 1 \cdot 10^{-7}$  м/цикл у повітрі ( $\Delta K_n^*$ ) та у середовищі ( $\Delta K_c^*$ ), тобто:

$$k_c = \frac{\Delta K_c^*}{\Delta K_n^*}. \quad (5.2)$$

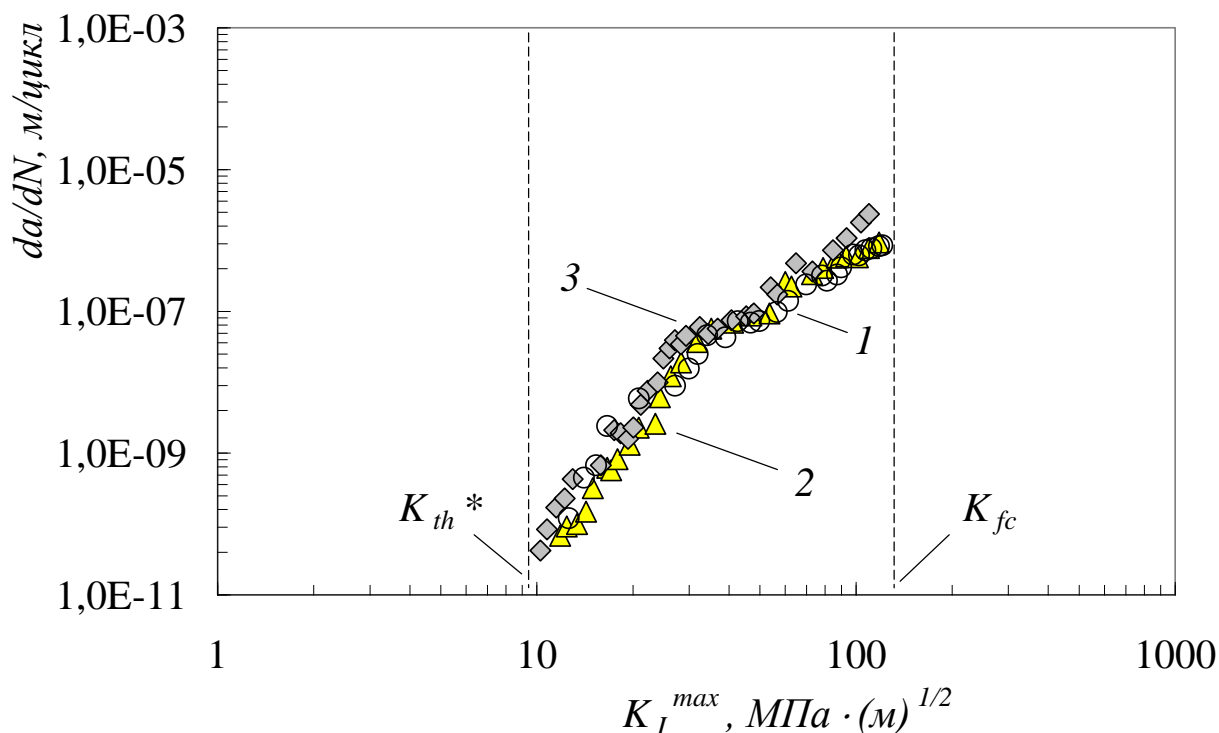


Рисунок 5.3 – Діаграми циклічної тріщиностійкості

БТ групи міцності „К” у повітрі (1) та БР „Біокар” (2) та полімеркалієвому (3).

Коефіцієнт асиметрії циклу  $R=0,7$

Таблиця 5.6 – Порогові та критичні КІН для БТ групи міцності „К” при  $R \approx 0,7$

Система „матеріал – середовище”	$n$	$C, \frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^n}$	$\Delta K_{th},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$	$\Delta K_{fc},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$
сталь 45 – повітря	3,14	$4,87 \cdot 10^{-13}$	12,2	125,4
сталь 45 – БР „Біокар” (рН 8,3)	3,08	$5,45 \cdot 10^{-13}$	11,1	121,3
сталь 45 – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	2,95	$1,31 \cdot 10^{-12}$	9,5	118,3

Подані у табл. 5.7 значень  $\Delta K_n^*, \Delta K_c^*$  та  $k_c$  для різних систем „матеріал – середовище” показують, що досліджувані бурові промивальні рідини зменшують опір розвитку корозійно-втомної тріщини. Характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості сталі 45 у БР „Біокар” відрізняються приблизно на 0,95 від

значень на повітрі, тоді як у полімеркалієвому БР вони відрізняються більш суттєво і становлять приблизно 0,85.

Таблиця 5.7 – Значення  $\Delta K_n^*$ ,  $\Delta K_c^*$  та  $k_c$  для різних систем „сталь 45 – середовище”

№ з/п	Система „матеріал – середовище”	$\Delta K_{n,c}^*$ , $(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}$	$k_c$
1	сталь 45 – повітря	56,6	1,00
2	сталь 45 – БР „Біокар” (рН 8,3)	53,8	0,95
3	сталь 45 – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	48,1	0,85

Крім того, порівнювали швидкість поширення тріщини у досліджуваних середовищах за умови  $\Delta K_n^* = \Delta K_c^* = 56,6 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ . При цьому у табл. 5.8 подані швидкості поширення корозійно-втомної тріщини у досліджуваних середовищах, а також проведено їх порівняння щодо поширення у повітрі  $k_v$  та у БР  $k_v^{pH}$ .

Таблиця 5.8 – Значення  $\Delta V_n^*$ ,  $\Delta V_c^*$ ,  $k_v$  та  $k_v^{pH}$  для різних систем „сталь 45 – середовище”

№ з/п	Система „матеріал – середовище”	$\Delta V_{n,c}^*$ , м/цикл	$k_v = \frac{V_c^*}{V_n^*}$	$k_v^{pH} = \frac{V_c^{pH11}}{V_c^{pH8,3}}$
1	сталь 45 – повітря	$1,0 \cdot 10^{-7}$	1,00	–
2	сталь 45 – БР „Біокар” (рН 8,3)	$1,77 \cdot 10^{-7}$	1,77	1,64
3	сталь 45 – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	$2,90 \cdot 10^{-7}$	2,90	–

Таким чином, на середньо-амплітудній ділянці швидкість поширення корозійно-втомної тріщини у полімеркалієвому БР у 1,64 рази вища, ніж у БР „Біокар”.

### 5.2.2 Дослідження впливу експлуатаційних чинників на швидкість поширення корозійно-втомних тріщин у тривало експлуатованій бурильній трубі групи міцності „Л”

Вивчали вплив корозивних середовищ, а саме бурових промивальних рідин на циклічну корозійну тріщиностійкість тривало експлуатованої БТ групи міцності „Л” (табл. 5.2) (сталь 36Г2С,  $\sigma_B = 790,0$  МПа,  $\delta = 12,5\%$ ,  $D_{зовн} = 126$  мм,  $t = 8,0$  мм), яку використовували при бурінні свердловин глибиною до 5 км.

Діаграми циклічної тріщиностійкості будували за результатами втомних випробувань балкових зразків з прямокутним перерізом (10×8,0 мм) з початковою крайовою тріщиною  $c = 1,5...2,0$  мм за чистого згину (див. розділ 2).

Випробовували у повітрі та БР „Біокар” (рН 8,3) та полімеркалієвому (рН 11,0), склад [69, 70, 73, 74] яких наведено у табл. 5.4.

Дослідження здійснено за синусоїдальної форми циклу навантаження із частотою 1 Гц, коефіцієнт асиметрії циклу навантаження при цьому складав  $R \approx 0$ , температура середовища була постійною ( $T_c = 20^\circ\text{C}$ ).

Результати досліджень впливу циклічних навантажень на міцнісні і антикорозійні характеристики тривало експлуатованої БТ групи міцності „Л” [23] наведено у вигляді діаграм циклічної тріщиностійкості – графічних залежностей швидкості росту корозійно-втомної тріщини  $dc/dN$  від розмаху КІН  $\Delta K$  в околі вершини тріщини [84] у подвійній логарифмічній системі координат. На рис. 5.4 представлені діаграми для досліджуваних систем „сталь 36Г2С – середовище”.

У табл. 5.9 наведено константи степеневі залежності [200, 201], що аналітично описує середньоамплітудну ділянку одержаних діаграм циклічної тріщиностійкості БТ групи міцності „Л”, для описаних вище умов випробувань сталі 36Г2С. Крім того, наведено відповідні порогові ( $\Delta K_{th}$ ) та критичні ( $\Delta K_{fc}$ ) КІН [84].

Для досліджуваного фрагменту БТ групи міцності „Л” робочий режим експлуатації моделювали циклічним навантаженням із коефіцієнтом асиметрії циклу  $R \approx 0,7$  [152, 180].

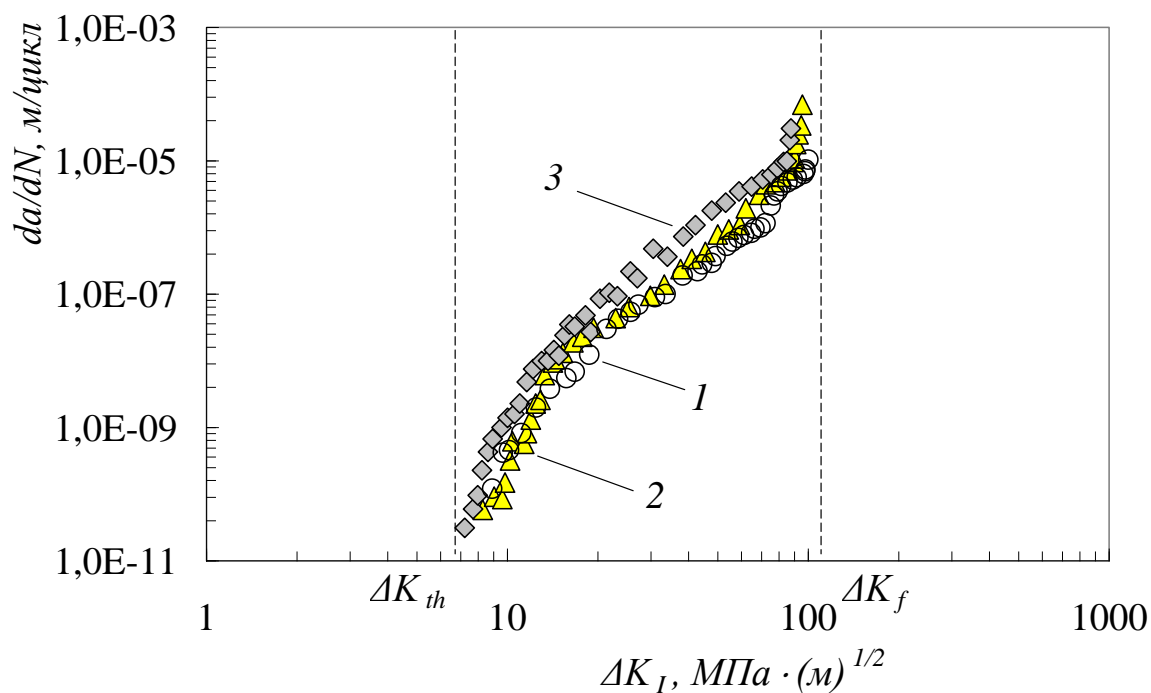


Рисунок 5.4 – Діаграми циклічної тріщиностійкості

БТ групи міцності „Л” у повітрі (1) та БР „Біокар” (2) та полімеркалієвому (3).

Коефіцієнт асиметрії циклу  $R=0$

Таблиця 5.9 – Характеристики циклічної тріщиностійкості тривало експлуатованої сталі 36Г2С

Система „матеріал – середовище”	$n$	$C,$	$\Delta K_{th},$	$\Delta K_{fc},$
		$\frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}}$	МПа $\sqrt{\text{м}}$	МПа $\sqrt{\text{м}}$
сталь 36Г2С – повітря	3,75	$3,07 \cdot 10^{-13}$	8,8	102,3
сталь 36Г2С – БР „Біокар” (рН 8,3)	3,67	$5,03 \cdot 10^{-13}$	7,9	97,1
сталь 36Г2С – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	3,56	$1,01 \cdot 10^{-12}$	6,8	90,5

Отриманий масив експериментальних даних представляли (рис. 5.5) в подвійній логарифмічній системі координат:  $da/dN$  – швидкість росту корозійно-втомної тріщини та параметра, який враховує асиметрію циклу навантаження

$\Delta K_I/\sqrt{1-R}$  [38, 87] і для досліджуваної системи „сталь 36Г2С – середовище” (табл. 5.10) змінюється між двома асимптотами (5.1).

Таблиця 5.10 – Порогові та критичні КІН для БТ групи міцності „Л” при  $R \approx 0,7$

Система „матеріал – середовище”	$n$	$C,$	$K_{th}^*,$	$K_{fc}^*,$
		$\frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}}$	$\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$	$\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$
сталь 36Г2С – повітря	3,75	$3,41 \cdot 10^{-14}$	16,1	102,3
сталь 36Г2С – БР „Біокар” (рН 8,3)	3,67	$5,54 \cdot 10^{-14}$	14,4	97,1
сталь 36Г2С – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	3,56	$1,11 \cdot 10^{-13}$	12,4	90,5

При цьому розрахунки параметра  $\Delta K_I/\sqrt{1-R}$  велись до максимального значення, яке відповідає фізично обґрунтованій [38, 84, 87] величині  $\Delta K_{fc}$ .

Побудовані за результатами проведених досліджень діаграми циклічної тріщиностійкості БТ групи міцності „Л” (див. рис. 5.4, 5.5 та табл. 5.9, 5.10) дозволяють зробити висновок, що швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини в полімеркалієвому БР є дещо вищою, ніж у БР „Біокар” [23].

Вплив промивальних БР на корозійну тріщиностійкість досліджуваного БТ групи міцності „Л” оцінювали [86, 87], порівнюючи КІН, які відповідають швидкості росту тріщини  $dc/dN = 10^{-7}$  м/цикл у середовищі ( $\Delta K_c^*$ ) та у повітрі ( $\Delta K_n^*$ ).

Подані у табл. 5.11 значень  $\Delta K_n^*, \Delta K_c^*$  та  $k_c$  для системи „сталь 36Г2С – середовище” показують, що досліджувані БР зменшують опір розвитку корозійно-втомної тріщини. Характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості сталі 36Г2С у БР „Біокар” не значно відрізняються від значень на повітрі і становлять приблизно 0,95, тоді як у полімеркалієвому БР вони відрізняються більш суттєво і становлять приблизно 0,65.



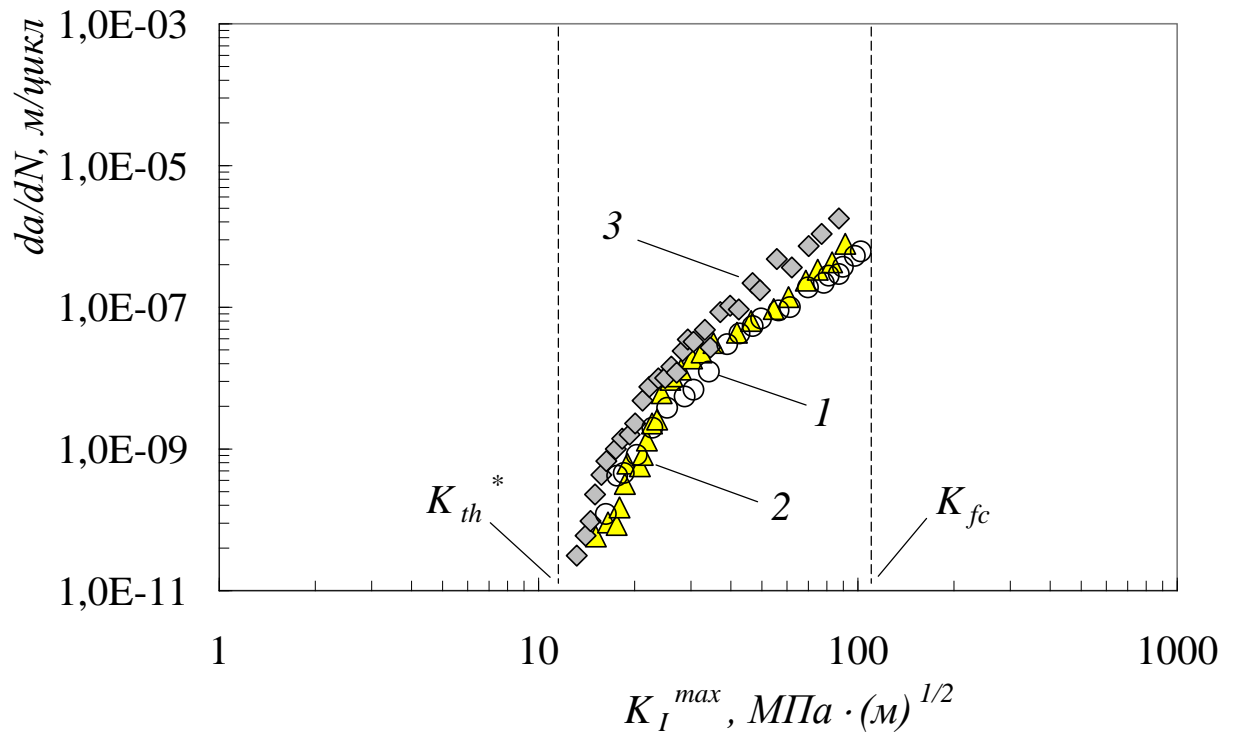


Рисунок 5.5 – Діаграми циклічної тріщиностійкості

БТ групи міцності „Л” у повітрі (1) та БР „Біокар” (2) та полімеркалієвому (3).

Коефіцієнт асиметрії циклу  $R=0,7$

Таблиця 5.11 – Значення  $\Delta K_n^*$ ,  $\Delta K_c^*$  та  $k_c$  для різних систем „сталь 36Г2С – середовище”

№ з/п	Система „матеріал – середовище”	$\Delta K_{n,c}^*$ , $(MPa\sqrt{m})^{-n}$	$k_c$
1	сталь 36Г2С – повітря	61,3	1,00
2	сталь 36Г2С – БР „Біокар” (рН 8,3)	58,5	0,95
3	сталь 36Г2С – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	39,8	0,65

Крім того, порівнювали швидкість поширення тріщини у досліджуваних середовищах за умови  $\Delta K_n^* = \Delta K_c^* = 61,3 MPa\sqrt{m}$ . При цьому у табл. 5.12 подано швидкості поширення корозійно-втомної тріщини у досліджуваних середовищах, а також проведено їх порівняння щодо поширення у повітрі  $k_v$  та у бурових промислових рідинах  $k_v^{pH}$ .

Таблиця 5.12 – Значення  $\Delta V_n^*$ ,  $\Delta V_c^*$ ,  $k_V$  та  $k_V^{pH}$  для різних систем „сталь 36Г2С – середовище”

№ з/п	Система „матеріал – середовище”	$\Delta V_{n,c}^*$ , м/цикл	$k_V = \frac{V_c^*}{V_n^*}$	$k_V^{pH} = \frac{V_c^{pH11}}{V_c^{pH8,3}}$
1	сталь 36Г2С – повітря	$1,0 \cdot 10^{-7}$	1,00	–
2	сталь 36Г2С – БР „Біокар” (рН 8,3)	$1,51 \cdot 10^{-7}$	1,51	2,41
3	сталь 36Г2С – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	$3,64 \cdot 10^{-7}$	3,64	–

Таким чином, на середньо-амплітудній ділянці швидкість поширення корозійно-втомної тріщини у полімеркалієвому БР у 2,41 рази вища, ніж у БР „Біокар”.

### 5.2.3 Дослідження впливу експлуатаційних чинників на швидкість поширення корозійно-втомних тріщин у тривало експлуатованому бурильному замку ЗУ–155

Вивчали вплив корозивних середовищ, а саме БР на циклічну корозійну тріщиностійкість тривало експлуатованого бурильного замка ЗУ–155 (табл. 5.3) (сталь 40ХН,  $\sigma_B = 885,0$  МПа,  $\delta = 10,0\%$ ,  $D = 155$  мм,  $d = 95$  мм), який використовували при бурінні свердловин глибиною до 5 км.

Діаграми циклічної тріщиностійкості будували за результатами втомних випробувань балкових зразків з прямокутним перерізом (10×10,0 мм) з початковою крайовою тріщиною  $c = 1,5...2,0$  мм за чистого згину (див. розділ 2). Слід зауважити, що зразки вирізали із муфти ( $D = 155$  мм,  $d_f^M = 114,3$  мм) [21, 60].

Випробовували у повітрі та БР „Біокар” (рН 8,3) та полімеркалієвому (рН 11,0), склад [69, 70, 73, 74] яких наведено у табл. 5.4.

Дослідження здійснено за синусоїдальної форми циклу навантаження із частотою 1 Гц, коефіцієнт асиметрії циклу навантаження при цьому складав  $R \approx 0$ , температура середовища була постійною ( $T_c = 20^\circ\text{C}$ ).

Результати досліджень впливу циклічних навантажень на міцнісні і антикорозійні характеристики тривало експлуатованого бурильного замка ЗУ–155 [23] наведено у вигляді діаграм циклічної тріщиностійкості – графічних залежностей швидкості росту корозійно-втомної тріщини  $da/dN$  від розмаху КІН  $\Delta K$  в околі вершини тріщини [84] у подвійній логарифмічній системі координат. На рис. 5.6 представлені діаграми для досліджуваних систем „матеріал – середовище”.

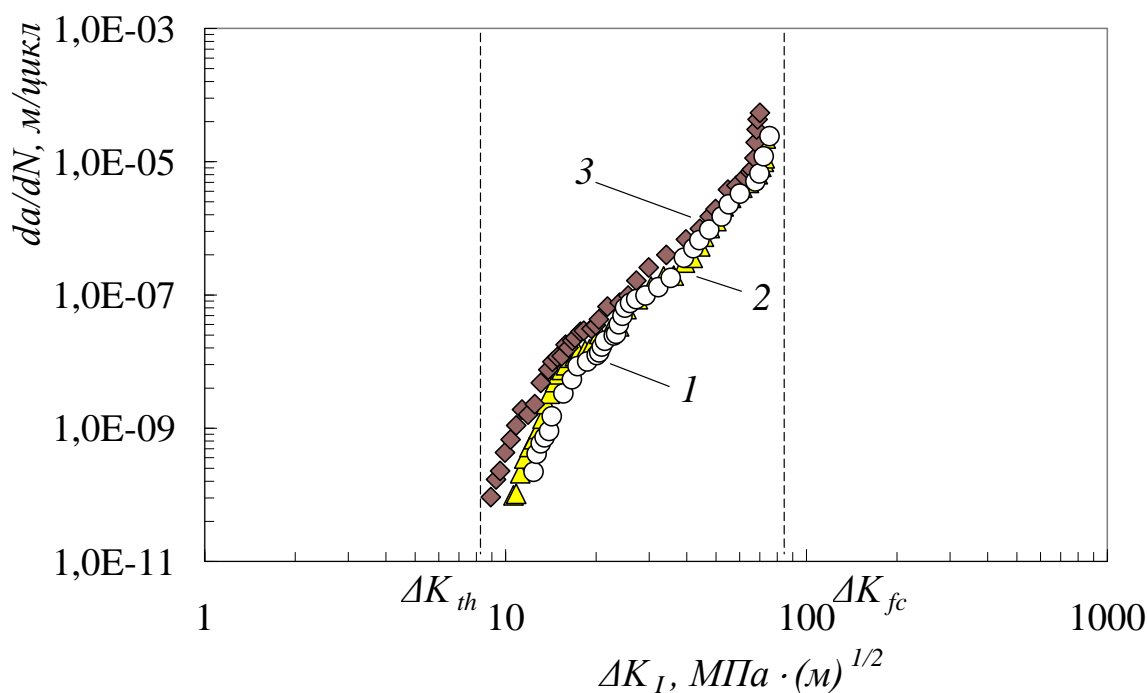


Рисунок 5.6 – Діаграми циклічної тріщиностійкості бурильного замка ЗУ–155 у повітрі (1) та БР „Біокар” (2) та полімеркалієвому (3). Коефіцієнт асиметрії циклу  $R=0$

У табл. 5.13 наведено константи степеневі залежності [200, 201], що аналітично описує середньоамплітудну ділянку одержаних діаграм циклічної тріщиностійкості бурильного замка ЗУ–155, для описаних вище умов випробувань сталі 40ХН. Крім того, наведено відповідні порогові ( $\Delta K_{th}$ ) та критичні ( $\Delta K_{fc}$ ) КІН [84, 86, 87].

Для досліджуваного фрагменту бурильного замка ЗУ–155 робочий режим експлуатації також моделювали циклічним навантаженням із високим коефіцієнтом асиметрії циклу  $R \approx 0,7$  [152, 180].

Отриманий масив експериментальних даних представляли (рис. 5.5) в подвійній логарифмічній системі координат:  $da/dN$  – швидкість росту корозійно-втомної тріщини та параметра, який враховує асиметрію цикла навантаження  $\Delta K_I/\sqrt{1-R}$  [38, 87] і для досліджуваної системи „сталь 40ХН – середовище” (див. табл. 5.14) змінюється між двома асимптотами (5.1).

При цьому розрахунки параметра  $\Delta K_I/\sqrt{1-R}$  велись до максимального значення, яке відповідає фізично обґрунтованій [84] величині  $\Delta K_{fc}$ .

Таблиця 5.13 – Характеристики циклічної тріщиностійкості тривало експлуатованої сталі 40ХН

Система „матеріал – середовище”	$n$	$C,$ $\frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}}$	$\Delta K_{th},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$	$\Delta K_{fc},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$
сталь 40ХН – повітря	4,84	$7,03 \cdot 10^{-15}$	11,7	78,5
сталь 40ХН – БР „Біокар” (рН 8,3)	4,64	$2,01 \cdot 10^{-14}$	10,3	75,1
сталь 40ХН – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	4,30	$1,02 \cdot 10^{-13}$	8,6	73,2

Побудовані за результатами проведених досліджень діаграми циклічної тріщиностійкості бурильного замка ЗУ–155 (див. рис. 5.6, 5.7 та табл. 5.13, 5.14) дозволяють зробити висновок, що швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини в полімеркалієвому БР є дещо вищою, ніж у БР „Біокар” [23].

Кількісно вплив бурових промивальних рідин на корозійну тріщиностійкість досліджуваного бурильного замка ЗУ–155 оцінювали [86, 87], порівнюючи розмахи КІН, які відповідають швидкості росту тріщини  $dc/dN = 10^{-7}$  м/цикл у середовищі ( $\Delta K_c^*$ ) та у повітрі ( $\Delta K_n^*$ ) (5.2).

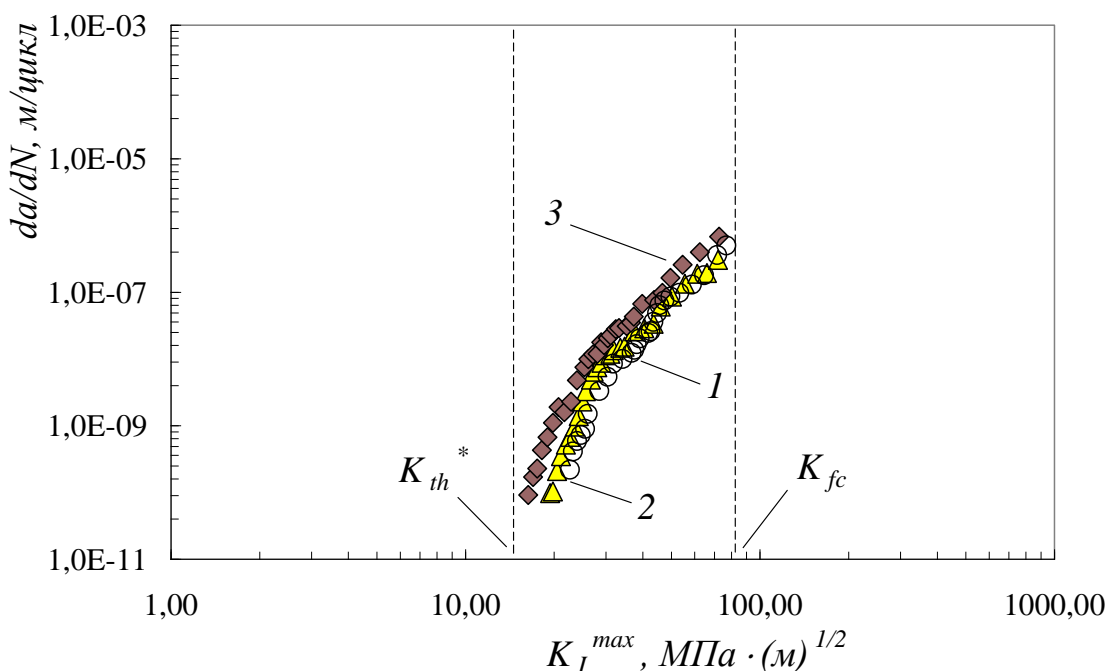


Рисунок 5.7 – Діаграми циклічної тріщиностійкості бурильного замка ЗУ–155 у повітрі (1) та БР „Біокар” (2) та полімеркалієвому (3). Коефіцієнт асиметрії циклу  $R=0,7$

Таблиця 5.14 – Порогові та критичні КІН для бурильного замка ЗУ–155 при  $R \approx 0,7$

Система „матеріал – середовище”	$n$	$C,$	$K_{th}^*,$	$K_{fc}^*,$
		$\frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}}$	$\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$	$\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$
сталь 40ХН – повітря	4,84	$3,78 \cdot 10^{-16}$	21,4	78,5
сталь 40ХН – БР „Біокар” (рН 8,3)	4,64	$1,25 \cdot 10^{-15}$	18,8	75,1
сталь 40ХН – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	4,30	$7,79 \cdot 10^{-15}$	15,7	73,2

Подані у табл. 5.15 значень  $\Delta K_n^*$ ,  $\Delta K_c^*$  та  $k_c$  для різних систем „сталь 40ХН – середовище” показують, що досліджувані БР зменшують опір розвитку корозійно-втомної тріщини. Характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості сталі 40ХН у БР „Біокар” практично не відрізняються від значень на повітрі і становлять

0,99, тоді як у полімеркалієвому БР вони відрізняються більш суттєво і становлять приблизно 0,84.

Таблиця 5.15 – Значення  $\Delta K_n^*$ ,  $\Delta K_c^*$  та  $k_c$  для різних систем „сталь 40ХН – середовище”

№ з/п	Система „матеріал – середовище”	$\Delta K_{n,c}^*$ , $(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}$	$k_c$
1	сталь 40ХН – повітря	55,5	1,00
2	сталь 40ХН – БР „Біокар” (рН 8,3)	55,0	0,99
3	сталь 40ХН – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	46,8	0,84

Крім того, порівнювали швидкість поширення тріщини у досліджуваних середовищах за умови  $\Delta K_n^* = \Delta K_c^* = 55,5 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ . При цьому у табл. 5.16 подані швидкості поширення корозійно-втомної тріщини у досліджуваних середовищах, а також проведено їх порівняння щодо поширення у повітрі  $k_v$  та у БР  $k_v^{pH}$ .

Таким чином, на середньо-амплітудній ділянці швидкість поширення корозійно-втомної тріщини у полімеркалієвому БР у 2,02 рази вища, ніж у БР „Біокар”.

Таблиця 5.16 – Значення  $\Delta V_n^*$ ,  $\Delta V_c^*$ ,  $k_v$  та  $k_v^{pH}$  для різних систем „сталь 40ХН – середовище”

№ з/п	Система „матеріал – середовище”	$\Delta V_{n,c}^*$ , м/цикл	$k_v = \frac{V_c^*}{V_n^*}$	$k_v^{pH} = \frac{V_c^{pH11}}{V_c^{pH8,3}}$
1	сталь 40ХН – повітря	$1,0 \cdot 10^{-7}$	1,00	–
2	сталь 40ХН – БР „Біокар” (рН 8,3)	$1,34 \cdot 10^{-7}$	1,34	2,02
3	сталь 40ХН – полімеркалієвий БР (рН 11,0)	$2,71 \cdot 10^{-7}$	2,71	–

Запропонований підхід до оцінки поширення корозійно-втомних тріщин, що враховує сумісну дію втомних напружень та впливу корозивних середовищ, може бути використаний для інженерних оцінок роботоздатності та залишкової довговічності БК.

### 5.3 Визначення характеристик тріщиностійкості елементів бурильної колони за енергетичним критерієм руйнування

Для визначення характеристик тріщиностійкості за енергетичним критерієм руйнування елементів БК (БТ та замків) виготовляли балкові зразки (рис. 2.15б, в), поперечний розмір яких визначався по-перше їх конструктивними особливостями, а по-друге методикою (див. підрозділ 2.5) проведення експериментальних досліджень. Тобто виникає питання розмірної відповідності поперечних розмірів зразків, вершини початково утвореної тріщини глибиною  $a$  і величини навантаження, при якому відбувається їх руйнування, а отже і вибору відповідного критерію. Результати тестового експерименту та розрахунків (див табл. 5.17) вказують на те, що умова (2.8) не виконується. Тому, за наявності досить значної пластичної деформації умови руйнування елементів БК, тобто його тріщиностійкість оцінюють за  $J$ -інтегралом.

Таблиця 5.17 – Розміри зразків та оцінка умов експерименту

№ з/п	Матеріал	Розміри зразка $b \times t \times L$ , мм	Відстань між опорами $L_0 = 4t$ , мм	$b, (t - a), a \approx 0,5t$ , мм за рівнянням (2.8)
1	Сталь 45	$10 \times 8,4 \times 100$	33,6	9,51
2	Сталь 36Г2С	$10 \times 8,0 \times 100$	32,0	5,90
3	Сталь 40ХН	$10 \times 11,0 \times 100$	44,0	10,98

Завдяки низьким обмеженням (плоский напружений стан) умов на відпрацьованих екземплярах, прийнято за краще розробляти методи прямих випробувань, щоб охарактеризувати менш консервативну в'язкість руйнування.

### 5.3.1 Визначення критичного значення $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) тривало експлуатованих бурильних труб групи міцності „К”

Матеріалом дослідження були фрагменти експлуатованої БТ з умовним діаметром 127 мм групи міцності „К”. Хімічний склад досліджуваної сталі 45 подано в табл. 2.2.

Для експериментального визначення величини  $J_C$  вирізали по п’ять зразків з фрагменту експлуатованої БТ групи міцності „К”, розміри яких подані у табл. 5.17. Схему вирізання зразків наведено на рис. 2.15а. Основою для експериментів була методика [4, 146, 147, 170, 240], однак, враховуючи потенційну небезпеку наявних дефектів, використовували нестандартний зразок (рис. 2.15б, в), виходячи із розмірів досліджуваної БТ.

Зразки навантажували на повітрі при кімнатній температурі ( $T = 20^\circ\text{C}$ ) за схемою триточкового згину (рис. 2.15г) за віддалі між опорами 33,6 мм. Швидкість навантаження зразка становила  $1,67 \cdot 10^{-5}$  мм/с і залишалася постійною впродовж усіх випробувань. За результатами експериментальних досліджень будували криві деформування зусилля  $F$  від зміщення берегів тріщини  $V$  для сталі 45 (рис. 5.8) [146].

Представлені на рис. 5.8 діаграми деформування  $F-V$  представляють собою криві IV типу діаграм, які характерні для матеріалів з досить великою пластичною деформацією при навантаженні. роцедуру визначення  $J_C$  подано на прикладі обробки результатів дослідження зразка №1 (рис. 5.9).

Руйнування зразка відбувається у точках  $C_1^*$  діаграми  $F-V$ , що лежать справа від точки  $C_1$ , в якій починається старт тріщини. За даними експерименту визначають величину розрахункового навантаження  $F_Q$ . Для цього провівши пряму  $OB$  під кутом, тангенс якого на 5% менший від тангенса нахилу дотичної  $OA$  до початку лінійної ділянки діаграми деформування визначали точку перетину її з діаграмою, тобто точку  $Q_1$  і відповідну їй величину  $F_Q$ .

Підставивши результати у рівняння (2.13), отримали величину  $K_{IQ}$ .



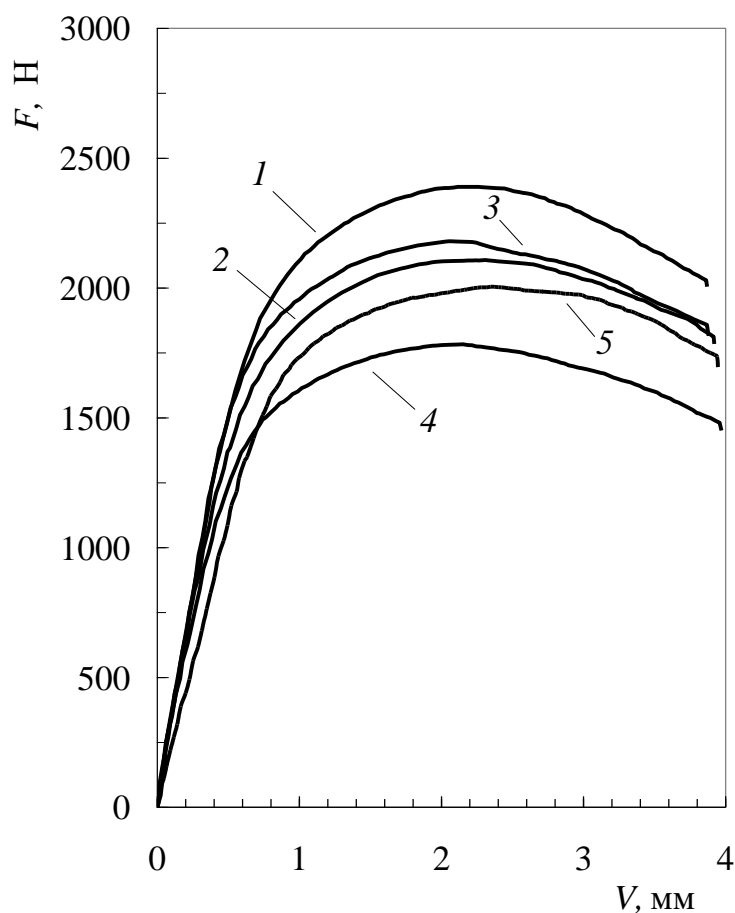


Рисунок 5.8 – Діаграма деформування  $F-V$  зразків із сталі 45, вирізаної з фрагментів БТ групи міцності „К”

Пластичну  $J_p$  складову  $J$ -інтеграла обчислювали за формулою (2.14). Критичне значення  $J$ -інтеграла після старту тріщини, величину  $J_C$  БТ групи міцності „К”, тобто тріщиностійкість сталі 45 обчислювали за формулою (2.15).

Результати експериментальних досліджень та проведених розрахунків подано у табл. 5.18. Одержані результати узгоджуються з одержаними у праці [217] результатами, які для аналогічних тривало використовуваних сталей знаходяться в межах  $175 \dots 242$  кДж/м<sup>2</sup>. Аналогічні результати одержані у [171].

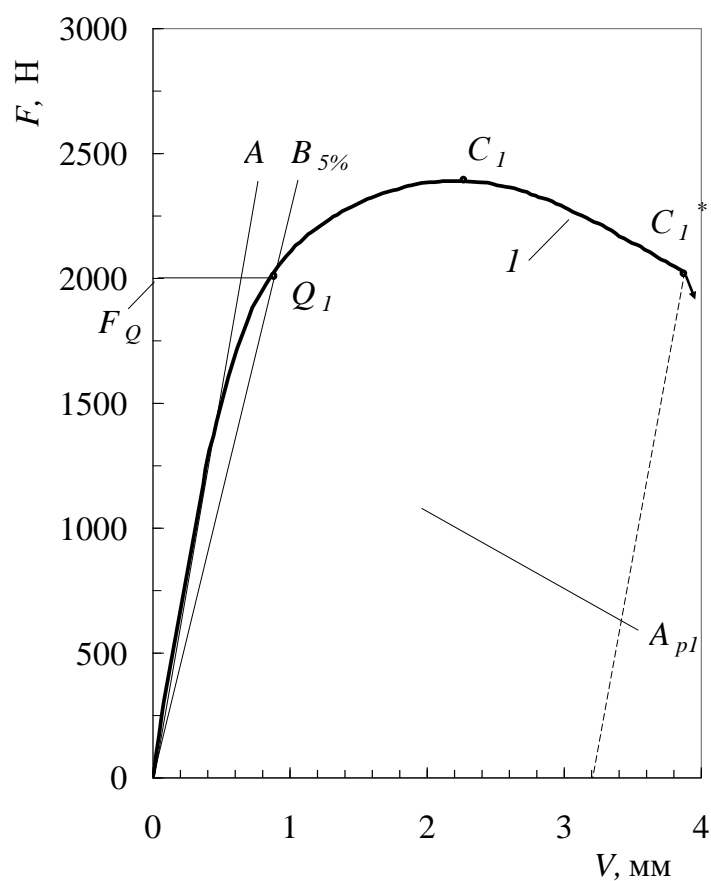


Рисунок 5.9 – Діаграма деформування  $F$ – $V$  зразка №1 (сталі 45), вирізаного з фрагмента БТ групи міцності „К”

Таблиця 5.18 – Пружна ( $J_e$ ) компонента  $J$ -інтеграла для сталі 45

№ зразка	$F_Q$ , Н	$\varepsilon = \frac{l}{t}$	$K_{IQ}$ , $(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}$	$J_e$ , кДж/м <sup>2</sup>	$A_p$ , Нм	$J_p$ , кДж/м <sup>2</sup>	$J_C$ , кДж/м <sup>2</sup>
1	2005	0,399	22,61	2,21	5,9	231,68	233,90
2	1680	0,417	24,27	2,55	5,5	222,86	225,41
3	1990	0,399	23,48	2,39	5,5	237,39	239,78
4	1450	0,417	29,20	3,69	4,9	251,13	254,82
5	1690	0,452	26,13	2,96	4,7	215,18	218,14
Середнє значення	–	–	25,14	2,76	–	231,65	234,41

У [187] вивчали тріщиностійкість середньо вуглецевої сталі (S45C in JIS) з аналогічними механічними характеристиками ( $\sigma_{0,2} = 412$  МПа,  $\sigma_B = 701$  МПа), однак за умови значного циклічного навантаження. Встановлено, що за таких умов  $J_C$  знаходиться у діапазоні  $100 \leq J_C \leq 149$  кДж/м<sup>2</sup>. За результатами експериментальних досліджень зроблений висновок, що зменшення в'язкості руйнування внаслідок застосування циклічного навантаження можна пояснити ростом втомної тріщини. Причому, розвиток втомної тріщини був викликаний не лише циклами розвантаження, але й монотонним навантаженням.

### **5.3.2 Визначення критичного значення $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) тривало експлуатованих бурильних труб групи міцності „Л”**

Матеріалом дослідження були фрагменти експлуатованої БТ з умовним діаметром 127 мм групи міцності „Л”. Хімічний склад досліджуваної сталі 36Г2С подано в табл. 2.2.

Для експериментального визначення  $J_C$  вирізали по п'ять зразків з фрагменту експлуатованої БТ групи міцності „Л”, розміри яких подані у табл. 5.17. Схему вирізання зразків наведено на рис. 2.15а. Як і при дослідженні зразків виготовлених із БТ групи міцності „К” за основу для проведення експериментів взято методику [4, 146, 147, 170, 240].

При дослідженнях також використовували нестандартний зразок (рис. 2.15б, в), виходячи із розмірів досліджуваної БТ. Експерименти проводили на повітрі за кімнатної температури ( $T = 20^\circ\text{C}$ ). Зразки навантажували на повітрі за схемою три точкового згину (рис. 2.15г) за віддалі між опорами 36,0 мм. Швидкість навантаження зразка становила  $1,67 \cdot 10^{-5}$  мм/с і залишалася постійною впродовж усіх випробувань.

Представлені на рис. 5.10 діаграми деформування  $F-V$  представляють собою криві IV типу діаграм, характерні для матеріалів, при навантаженні яких спостерігається досить значна пластична деформація.

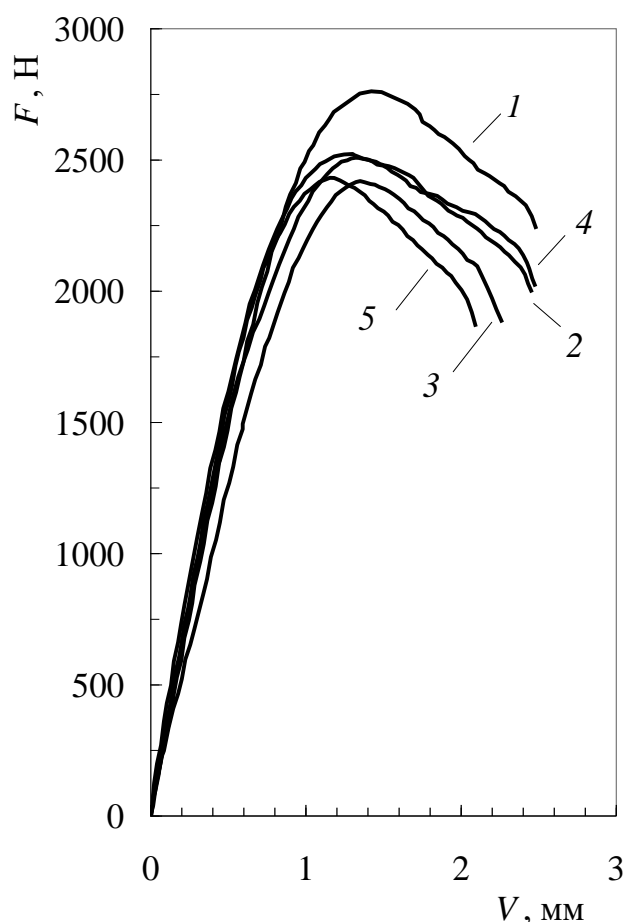


Рисунок 5.10 – Діаграма деформування  $F-V$  зразків із сталі 36Г2С, вирізаної з фрагментів БТ групи міцності „Л”

При цьому, схема визначення аналогічна до наведеної для зразків із сталі групи міцності „К” і відображена на прикладі обробки результатів дослідження зразка №1 рис. 5.10. Руйнування зразка №1 відбувається у точці  $C_1^*$  діаграми  $F - V$ , що лежать справа від точки  $C_1$ . За результатами експерименту, провівши пряму  $OB$  під кутом тангенс якого на 5% менший від тангенса нахилу дотичної  $OA$  до початку лінійної ділянки діаграми деформування, визначаємо точку перетину її з діаграмою, тобто точку  $Q_1$  і відповідну їй величину  $F_Q$ .

Підставивши результати у рівняння (2.13), отримаємо величину  $K_{1Q}$ .

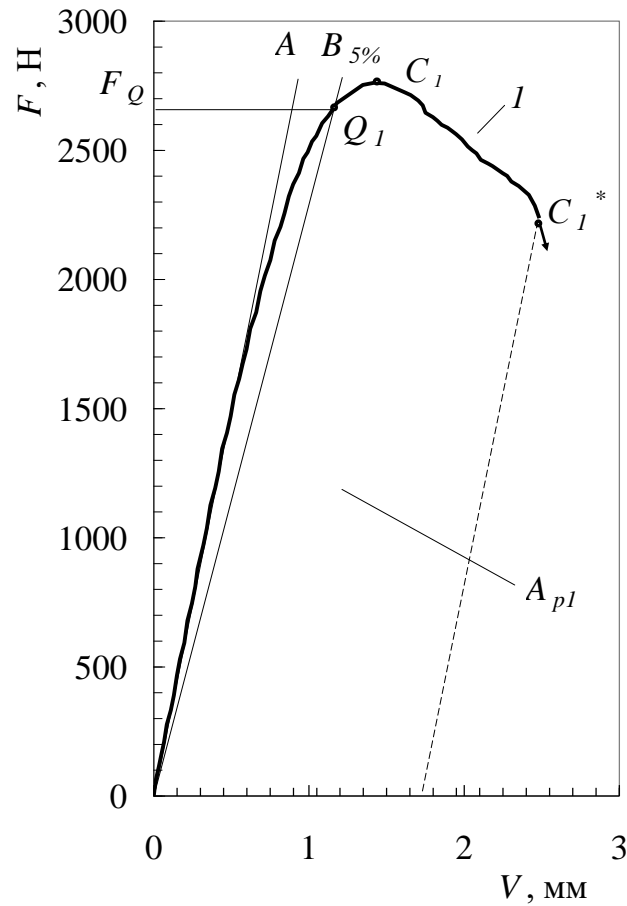


Рисунок 5.11 – Діаграма деформування  $F$ – $V$  зразка №1 (сталі 36Г2С), вирізаного з фрагмента БТ групи міцності „Л”

Таблиця 5.19 – Пружна ( $J_e$ ) компонентна  $J$  -інтеграла для сталі 36Г2С

№ зразка	$F_Q$ , Н	$\varepsilon = \frac{l}{t}$	$K_{IQ}$ , $(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n}$	$J_e$ , кДж/м <sup>2</sup>	$A_p$ , Нм	$J_p$ , кДж/м <sup>2</sup>	$J_C$ , кДж/м <sup>2</sup>
1	2660	0,350	26,10	2,95	3,98	157,95	160,90
2	2420	0,363	28,23	3,45	3,90	162,88	166,33
3	2365	0,438	33,26	4,79	3,41	154,42	159,21
4	2460	0,344	24,69	2,64	3,96	162,25	164,89
5	2350	0,438	32,29	4,52	3,06	138,88	143,40
Середнє значення	–	–	28,91	3,67	–	155,28	158,95

Результати експериментальних досліджень та проведених розрахунків подані у табл. 5.19. Одержані результати узгоджуються з наведеними у [174] результатами для найбільш поширених легованих сталей і знаходяться в межах 170...190 кДж/м<sup>2</sup>.

### 5.3.3 Визначення критичного значення $J_C$ -інтеграла ( $J_C$ ) різьбового з'єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155

Матеріалом дослідження був фрагмент муфти експлуатованого бурильного замка ЗУ–155. Хімічний склад досліджуваної сталі 40ХН подано в табл. 2.2.

Для експериментального визначення  $J_C$  вирізали по п'ять зразків з фрагменту тривало експлуатованої муфти бурильного замка ЗУ–155, розміри яких подані у табл. 5.14. Схема вирізання зразків подібна до наведеної на рис. 2.15а. Як і при дослідженні зразків виготовлених із БТ груп міцності „К” та „Л” за основу для експериментів взято методику [4, 146, 147, 170, 240].

При дослідженнях також використовували нестандартний зразок (рис. 2.15б, в), виходячи із розмірів досліджуваної муфти. Експерименти проводили на повітрі за кімнатної температури ( $T = 20^\circ\text{C}$ ). Зразки навантажували на повітрі за схемою триточкового згину (рис. 2.15г) за віддалі між опорами 44,0 мм. Швидкість навантаження зразка становила  $1,67 \cdot 10^{-5}$  мм/с і залишалася постійною впродовж усіх випробувань.

Представлені на рис. 5.12 діаграми деформування  $F-V$  представляють собою криві IV типу діаграм, які характерні для матеріалів, схильних до пластичної деформації.

При цьому, схема визначення  $J_C$  аналогічна до схеми визначення критичної величини  $J$ -інтеграла наведеної для зразків із сталей груп міцності „К” та „Л” і відображена на прикладі обробки результатів дослідження зразка №1 рис. 5.12. Руйнування зразка №1 відбувається у точці  $C_1^*$  діаграми  $F - V$ , що лежать справа від точки  $C_1$ . За результатами експерименту, провівши пряму  $OB$  під кутом, тангенс якого на 5% менший від тангенса нахилу дотичної  $OA$  до початку лінійної

ділянки діаграми деформування, визначаємо точку перетину її з діаграмою, тобто точку  $Q_1$  і відповідну їй величину  $F_Q$ .

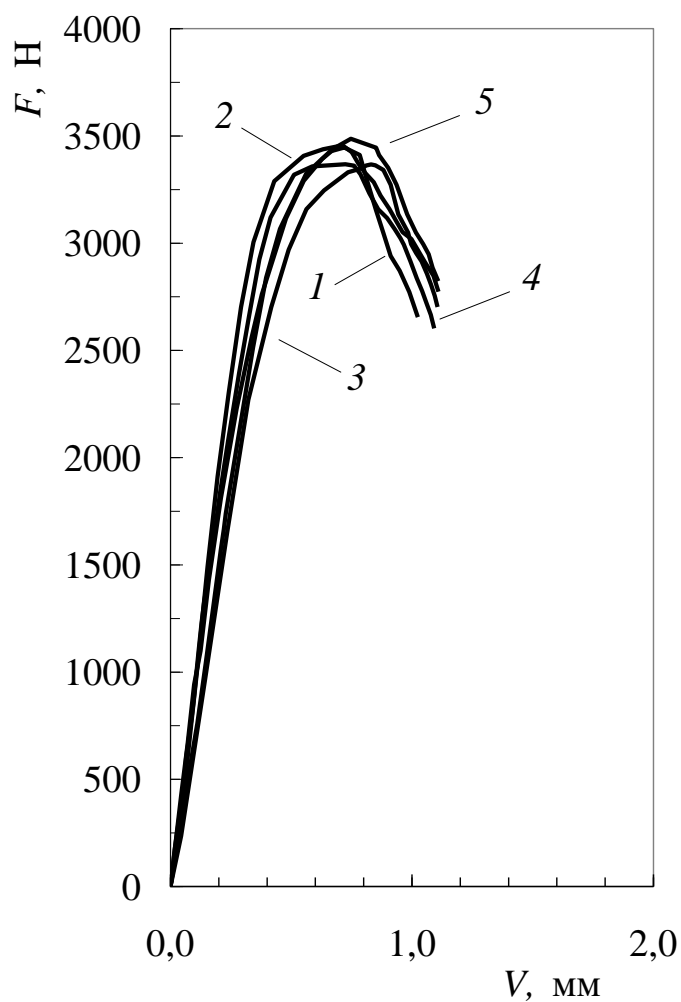


Рисунок 5.12 – Діаграма деформування  $F-V$  зразків із сталі 40ХН, вирізаної з фрагменту муфти бурильного замка ЗУ–155

Підставивши результати у рівняння (2.13), отримаємо величину  $K_{1Q}$ .

Результати експериментальних досліджень та проведених розрахунків згідно методики, описаної в підрозділі 2.5 подані у табл. 5.20.

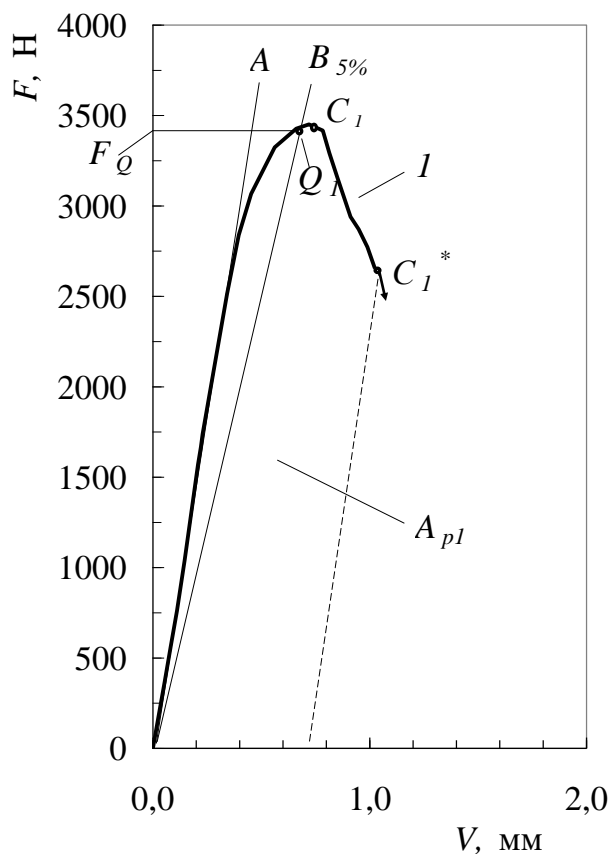


Рисунок 5.13 – Діаграма деформування  $F$ – $V$  зразка №1 (сталі 40ХН), вирізаного з фрагмента БТ групи міцності „Л”

Таблиця 5.20 – Пружна ( $J_e$ ) компонентна  $J$ -інтеграла для сталі 40ХН

№ зразка	$F_Q$ , Н	$\varepsilon = \frac{l}{t}$	$K_{IQ}$ , МПа $\sqrt{м}$	$J_e$ , кДж/м <sup>2</sup>	$A_p$ , Нм	$J_p$ , кДж/м <sup>2</sup>	$J_C$ , кДж/м <sup>2</sup>
1	3443	0,509	55,36	13,28	2,63	100,38	113,67
2	3473	0,455	44,13	8,44	2,79	95,99	104,43
3	3346	0,509	52,19	11,80	2,75	101,92	113,72
4	3150	0,536	56,73	13,94	2,65	105,85	119,79
5	3356	0,473	45,58	9,00	2,74	96,24	105,24
Середнє значення	–	–	50,80	11,29	–	100,08	111,37



#### 5.4 Оцінка впливу характеристик міцності на тріщиностійкість елементів бурильної колони

Порівняльний аналіз отриманих у підрозділах 5.1 та 5.3 результатів (див. табл. 5.21 та рис. 5.14) випробування за силовою схемою триточкового згину при статичному навантаженні балкових зразків до їх руйнування свідчить, що із зростанням рівня умовної межі плинності ( $\sigma_{0,2}$ ) досліджуваних сталей зростає  $K_{IQ}$  і взаємопов'язана з нею пружна  $J_e$  складова  $J$ -інтеграла також збільшується.

З іншого боку із зростанням величини межі міцності ( $\sigma_B$ ) досліджуваних сталей спадає рівень пластичної  $J_p$  складової  $J$ -інтеграла (див. табл. 5.21 та рис. 5.14).

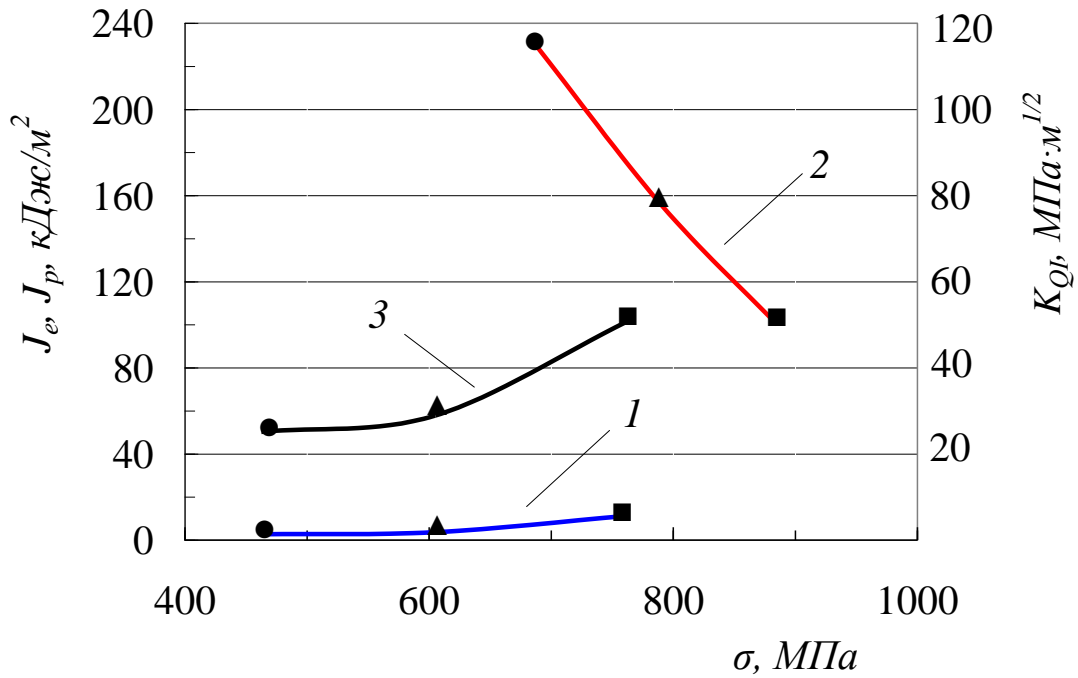
Таблиця 5.21 – Характеристики міцності та тріщиностійкості елементів БК

Марка сталі	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IQ}$ , МПа $\sqrt{м}$	$J_e$ , кДж/м <sup>2</sup>	$J_p$ , кДж/м <sup>2</sup>	$J_C$ , кДж/м <sup>2</sup>
45	685,0	462,5	25,14	2,76	231,65	234,41
36Г2С	790,0	605,0	28,91	3,67	155,28	158,95
40ХН	885,0	762,5	50,80	11,29	100,08	111,37

Кількісно вплив механічних характеристик досліджуваних сталей оцінювали, порівнюючи пружну або пластичну складові  $J$ -інтеграла із його критичним значенням ( $J_C$ )

$$\Delta_e = \frac{J_e}{J_C} \cdot 100\% . \quad (5.3)$$

$$\Delta_p = \frac{J_p}{J_C} \cdot 100\% . \quad (5.4)$$



1 – крива  $J_e - \sigma_{0,2}$ ; 2 – крива  $J_p - \sigma_B$ ; 3 – крива  $K_{IQ} - \sigma_{0,2}$

Рисунок 5.14 – Взаємозв'язок характеристик міцності сталі 45 (●), сталі 36Г2С (▲) та сталі 40ХН (■) з характеристиками їх тріщиностійкості

Крім того, проводили порівняльну оцінку тріщиностійкості досліджуваних сталей

$$k_{45} = \frac{J_C^{45}}{J_C^{40ХН}}, k_{36Г2С} = \frac{J_C^{36Г2С}}{J_C^{40ХН}}, k_{40ХН} = \frac{J_C^{40ХН}}{J_C^{40ХН}}. \quad (5.5)$$

Аналіз результатів, представлених у табл. 5.22 свідчить, що для сталей БТ груп міцності „К” та „Л” частка пружної складової  $J$ -інтеграла є незначною і знаходиться у межах 1,0...2,3%, тобто раптове руйнування цих труб визначається пластичною складовою  $J$ -інтеграла, яка є досить значна. Особливістю руйнування бурильного замка ЗУ–155 є те, що на першій стадії утворення тріщини визначається пружною складовою, яка рівна  $0,1 J_C$ , а її подальший розвиток визначається пластичною складовою, рівною  $0,9 J_C$ .

Таблиця 5.22 – Значення  $\Delta_e$  та  $\Delta_p$  та  $k$  для досліджуваних сталей елементів БК

Марка сталі	$\Delta_e = \frac{J_e}{J_c} \cdot 100\%$	$\Delta_p = \frac{J_p}{J_c} \cdot 100\%$	$k$
45	1,0%	99,0%	2,10
36Г2С	2,3%	97,7%	1,43
40ХН	10,1%	89,9%	1,00

Таблиця 5.23 – Значення  $J_C$  та  $K_{J_C}$  для досліджуваних сталей елементів БК

Марка сталі	$J_C$ , кДж/м <sup>2</sup>	$K_{J_C}$ , МПа $\sqrt{м}$
45	234,41	207,39
36Г2С	158,95	170,78
40ХН	111,37	142,95

Крім того, для порівняльної оцінки (табл. 5.23) умов руйнування дефектних елементів БК одержаних експериментальним шляхом (див. підрозділи 5.3 та 5.4) із результатами розрахункової (методом скінченних елементів (див. підрозділ 5.2) [1]) та аналітичної (за допомогою відповідних аналітичних розв'язків (див. підрозділ 5.3) [177, 205]) оцінки напруженого стану у вершині півеліптичних тріщиноподібних дефектів, використовуючи аналітичне співвідношення [105, 107, 137] визначили критичний КІН, який пов'язаний із відповідним  $J_C$  і визначає рівень напружень в елементі БК з тріщиноподібним дефектом

$$K_{J_C} = \sqrt{\frac{J_C \cdot E}{(1 + \mu^2)}} \quad (5.6)$$

## Висновки до розділу 5

1. Визначено характеристики міцності тривало експлуатованих елементів БК, а також взаємозв'язок між умовною межею плинності та межею міцності, зокрема, для БТ групи міцності „К” (сталь 45,  $\sigma_{0,2}/\sigma_B = 0,675$ ), для БТ групи міцності „Л” (сталь 36Г2С,  $\sigma_{0,2}/\sigma_B = 0,766$ ), для муфти бурильного замка ЗУ–155 (сталь 40ХН  $\sigma_{0,2}/\sigma_B = 0,862$ ). Встановлено, що із збільшенням терміну експлуатації та зміною групи міцності БТ співвідношення  $\sigma_{0,2}/\sigma_B$  зростає, що свідчить про деградацію властивостей сталей елементів БК.

2. Характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості досліджуваних БТ груп міцності „К” та „Л” відрізняються від значень у повітрі та знаходяться в діапазоні 0,65...0,95. Зокрема, у БР „Біокар” розвиток корозійно-втомної тріщини не значно (на 5%) відрізняється від розвитку втомної тріщини у повітрі. Тоді як у полімеркалієвого БР швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини суттєво (на 15...35%) відрізняється від розвитку втомної тріщини у повітрі.

3. Показано, що характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості досліджуваних тривало експлуатованого бурильного замка ЗУ–155 (сталь 40ХН) відрізняються від значень у повітрі і знаходяться в діапазоні 0,84–0,99. Зокрема у БР „Біокар” розвиток корозійно-втомної тріщини практично не відрізняється (~1%) від розвитку втомної тріщини у повітрі. Тоді як у полімеркалієвого БР швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини суттєвіше (на 16%), відрізняється від розвитку корозійно-втомної тріщини у повітрі.

4. Експериментальним шляхом встановлено, що на середньо-амплітудній ділянці діаграм циклічної корозійної тріщиностійкості БТ груп міцності „К” та „Л” швидкість поширення корозійно-втомної тріщини у полімеркалієвому БР відповідно у 1,64 та 2,41 рази більша, ніж у БР „Біокар”. Крім того, на середньо-амплітудній ділянці діаграм циклічної корозійної тріщиностійкості металу бурильного замка ЗУ–155 швидкість поширення корозійно-втомної тріщини у полімеркалієвому БР у 2,02 рази більша, ніж у БР „Біокар”.

5. Визначено критичне значення  $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) елементів БК. Встановлено, що для сталей БТ груп міцності „К” та „Л” частка пружної складової  $J$ -інтеграла є незначною і знаходиться у межах 1...2,3%, тобто раптове руйнування цих труб визначається пластичною складовою  $J$ -інтеграла, яка є досить значною. Особливістю руйнування бурильного замка ЗУ–155 є те, що на першій стадії утворення тріщини визначається пружною складовою, яка рівна  $0,1 J_C$ , а її подальший розвиток визначається пластичною складовою, рівною  $0,9 J_C$ .

## РОЗДІЛ 6

### ОЦІНЮВАННЯ ПОТЕНЦІЙНОЇ МОЖЛИВОСТІ РУЙНУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ БУРИЛЬНИХ КОЛОН ЗА РЕЗУЛЬТАТАМИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РОЗРАХУНКОВИХ ДОСЛІДЖЕНЬ

#### 6.1 Оцінка умов навантаженості тривало експлуатованих труб бурильної колони під час спуско-підймальних операцій

При спуско-підймальних операціях визначальним є визначення навантаженості верхнього кінця БК, тобто навантаження яке діє на гак бурової лебідки, що дає змогу більш точно визначити їх довговічність [85]. У роботі [122] вагу БК визначали за співвідношенням

$$F_i = k \cdot \delta \cdot (F_d + F_{тб} + F_{обт} L_{обт} + F_{бт} L_{бт}) \cdot \left( 1 - \frac{\rho_{бр}}{\rho_m} \right). \quad (6.1)$$

де  $k$  – коефіцієнт, який враховує сили тертя колони БТ до стінки свердловини, ( $k = 1,5 \dots 2,0$ );

$\delta$  – коефіцієнт, який враховує збільшення ваги труб за рахунок ваги наявності з'єднуючих елементів (для ЗРЗ  $\delta = 1,1$ );

$F_d$  – вага долота, (долото ДРС 214,3–М1 –  $F_d = 651$  Н);

$F_{тб}$  – вага турбобура, (турбобур А7ГТШ –  $F_{тб} = 44250$  Н);

$F_{обт}$  – вага 1 м ОБТ, ( $F_{обт} = 1631$  Н);

$F_{бт}$  – вага 1 м тривало експлуатованих БТ класу міцності „К” –

( $127 \times 8,4 - F_{бт} = 245,7$  Н та класу міцності „Л” –  $127 \times 8 - F_{бт} = 230,5$  Н);

$L_{обт}$  – довжина ОБТ, м;

$L_{бт}$  – довжина БТ, м;

$\rho_{\text{бр}}$  – густина БР ( $\rho_{\text{бр}} = 1240 \text{ кг/м}^3$ );

$\rho_{\text{м}}$  – густина матеріалу БТ ( $\rho_{\text{м}} = 7850 \text{ кг/м}^3$ ).

Під час СПО, як описано в роботах [26, 50, 61, 78–80, 85, 88, 118, 133, 142, 144] труби БК зазнають динамічних навантажень, що змінюються за „синусоїдальним” законом нахиленої кривої із зростаючими коливаннями із піковими значеннями на певних глибинах.

У роботі [26] проведено оцінку ваги БК, що складається із тривало експлуатованих БТ, з урахуванням впливу динамічних навантажень під час СПО.

Причому, при обчисленні сили  $Q$ , враховували ту обставину, що швидкість піднімання бурової колони взаємозв’язана з її довжиною, тобто навантаженням, що діє на гак, і визначається згідно нормативів машинно-ручного та ручного часу на піднімання та спускання бурильних свічок. Результати обчислень динамічного зусилля при підніманні розглядуваних колон БТ із врахуванням оптимальних швидкостей піднімання БК, представлено в [26] у вигляді графічних залежностей величини сили пружного зв’язку від довжини БК. Спускання БК у свердловину є однією з найбільш відповідальних операцій під час СПО. Вона складається із трьох етапів: розгону, усталеного руху колони і гальмування. Причому основна увага при спусканні колони труб звертається на динамічні процеси, які мають місце на кінцевому етапі руху, тобто в період гальмування [133, 142, 144].

Результати обчислень динамічного зусилля при спусканні на етапі гальмування розглядуваних колон БТ, дозволяє одержати графічну залежність величини сили пружного зв’язку від довжини БК [26].

Сила пружного зв’язку визначається рівнянням [26]:

$$F_D = \left( A \cdot \sin pt + B \cdot \cos pt + \frac{q \cdot t}{p^2 \cdot m_1} + \frac{F_i}{C_{12}} \right) \cdot C_{12}, \quad (6.2)$$

де  $q = \frac{F_{\text{max}}}{t_m}$  – інтенсивність наростання гальмівної сили від нуля до максимального

значення  $F_{\text{max}}$ ,  $C_{12}$  – зведена жорсткість канатів талевої системи і колони БТ.

Результати розрахунків величини динамічних навантажень під час СПО БК [26] на глибинах  $L$  до 5,0 км наведено у табл. 6.1. Представлені тут результати використані при оцінюванні потенційної можливості руйнування елементів БК за результатами експериментально-розрахункових досліджень із урахуванням наявності тріщиноподібних дефектів, які утворюються на поверхні труби під час експлуатації.

Аналіз умов експлуатації та руйнування засвідчує (див. підрозділи 1.1, 1.2), що у більшості випадків неконтрольоване поперечне руйнування тіла труби відбувається за дії значних експлуатаційних навантажень, виникнення поперечних дефектів зумовлених структурною неоднорідністю сталі (неметалевих включень, раковин, заминання та волосин) [180], а також у разі порушення технології СПО (наприклад, піднімання на одному стропі) [46, 67].

Таблиця 6.1 – Пікові динамічні навантаження БТ групи міцності „К” та „Л” під час СПО БК

$L$ , км	$F_D$ , МН	
	БТ групи міцності „Л” $t = 8,0$ мм	БТ групи міцності „К” $t = 8,4$ мм
0,85	0,413	0,4260
1,25	0,515	0,5430
1,60	0,728	0,7610
1,90	0,770	0,8070
2,30	0,832	0,8720
2,87	1,040	1,0890
3,76	1,473	1,5440
5,01	2,098	2,1930

Причиною руйнування БТ по тілу можуть бути експлуатаційні подряпини (риски) й інші концентратори напружень, такі як корозійні виразки та



мікротріщини на внутрішній або зовнішній поверхні, які також призводять до зародження та розвитку макротріщин [85, 184].

Руйнування елементів бурових колон також пов'язане зі специфікою буріння. Причому на великих глибинах воно визначається домінуючим впливом відповідних силових чинників: величиною, напрямом та характером виниклих під час буріння та СПО експлуатаційних навантажень, які зумовлюють розвиток у місцях пошкоджень БТ, здебільшого в межах від 0,5 до 0,6 метра від компонентів бурильного замка) тріщин у поперечному перерізі тіла труби [85, 180, 236] або бурового замка [85, 184].

## **6.2 Визначення КІН побудовою скінченно-елементної моделі фрагмента тіла бурильної труби з поперечною півеліптичною тріщиною**

Для прогнозування граничного стану та довговічності БТ з тріщиною необхідно проводити аналіз параметрів руйнування, що відображають локальний НДС біля вершини тріщини. Розрахунок параметрів руйнування (КІН, енергетичного  $J$ -інтеграла, розкриття в вершині тріщини) проводиться за допомогою аналітичних і числових методів лінійної та пружно-пластичної механіки руйнування.

Одним із ефективних чисельних методів є метод скінченних елементів, що дозволяє досить точно визначати НДС в околі вершини тріщини [99].

Для чисельного моделювання поверхневої тріщини у БТ використовували програмний комплекс *ANSYS Workbench 19.2*. Розглядалися фрагменти БТ довжиною 200 мм, діаметром 127 мм та товщиною стінки, рівною 8,4 та 8,0 мм.

Побудову тріщини заданої конфігурації у тілі БТ (*Solid*) виконували в наступній послідовності.

Спочатку, за допомогою модуля *Meshing*, використовуючи команду *Mesh*, генерували 3D-сітку фрагмента труби з використанням елементів *Tetrahedrons*.

Після розбиття труби на скінченні елементи, за допомогою об'єкту **Crack** включали півеліптичну тріщину у вихідну сітку скінченних елементів.

При побудові геометричної моделі використали дві системи координат: загальну, пов'язану з трубою, та місцеву, яку використали для моделювання самої тріщини. Тріщина мала півеліптичну форму та знаходилась на внутрішній або зовнішній поверхні труби, перпендикулярно до її осі. Щоб ефективніше використати властивості **ANSYS**, її розташували посередині розглядуваного фрагмента. Геометричні розміри тріщини вибирали узагальнивши результати дефектоскопії тривало експлуатованих БТ, проведеної на підприємствах бурового управління „Укрбургаз” за 2015–2019 роки.

Геометричні параметри, кількість скінченних елементів за довжиною підбирали таким чином, щоб створити перехідну область для забезпечення плавної зміни розміру елементів в районі тріщини. За допомогою команди **Body Sizing**, використовуючи опцію **Sphere of Influence** згущували сітку в зоні поширення тріщини, використовуючи створення перехідної області, розміри якої задаються параметрами **Buffer Zone Scale**. При цьому (рис. 6.1) розмір елементів, не перевищував декількох десятих міліметра (від 0,1–0,3 мм).

Кількість елементів одержаної скінченно-елементної моделі фрагмента БТ з поперечною тріщиною коливалась в межах від 132155 до 133158, а кількість вузлів відповідно від 192692 до 194165, залежно від розмірів тріщини, що дозволяє досягти необхідної точності розв'язку задачі для оцінки НДС та визначення параметрів механіки руйнування.

Після задання умов закріплення та навантаження, що моделювалось як осьовий розтяг, який характеризує дію повздовжньої сили, використовуючи вкладку **Fracture Tool**, закладки **Solution**, проводився розрахунок НДС в околі фронту тріщини. Використовуючи метод **CINT**, визначали характеристики механіки руйнування:  $J$ -інтеграл та КІН. Для обчислення  $J$ -інтеграла проводили обчислення по декількох незалежних контурах інтегрування. При розрахунках для заданої точності було використано 6 контурів інтегрування.

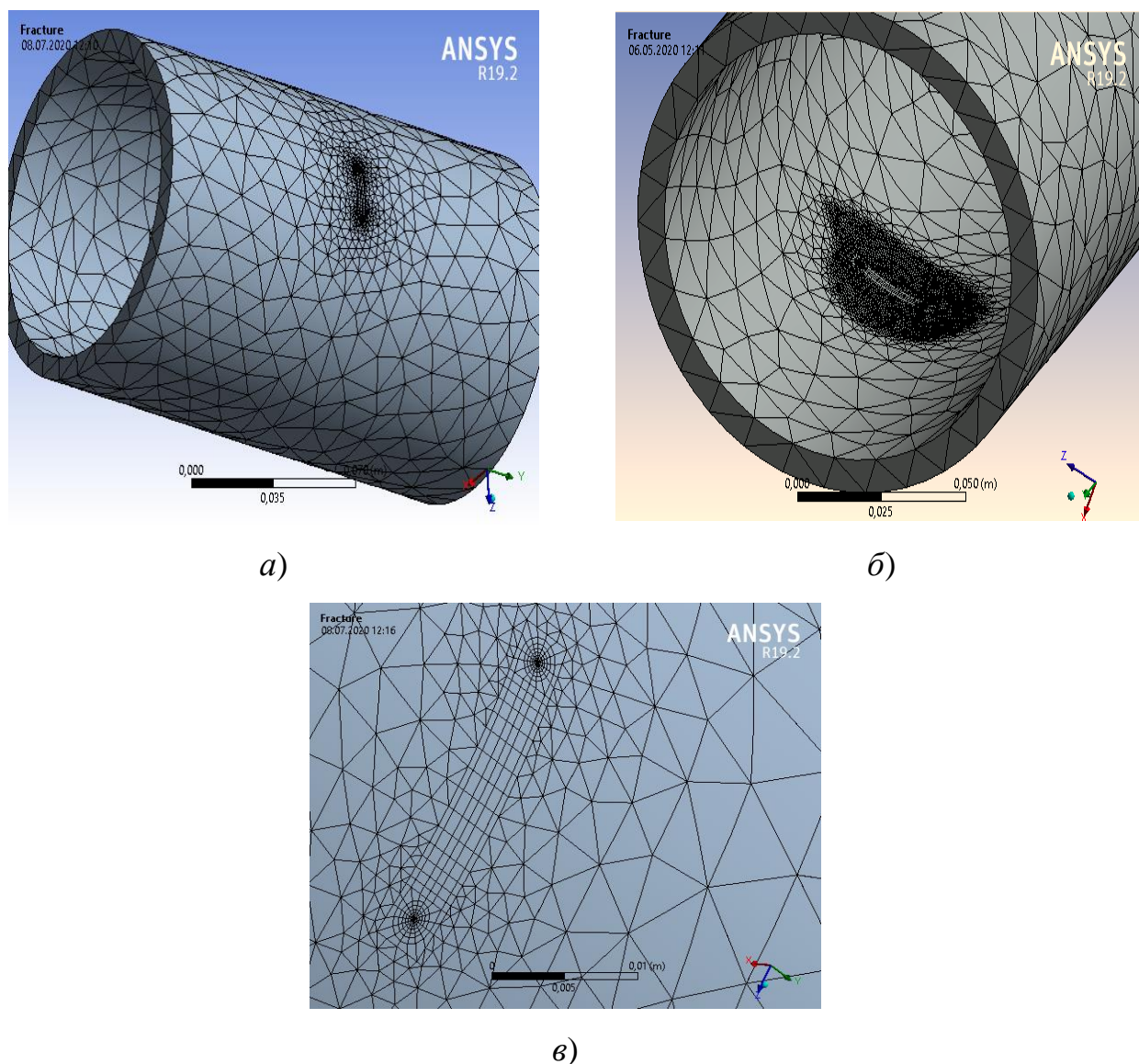


Рисунок 6.1 – Скінченно-елементна модель БТ з тріщиною на зовнішній *a*), внутрішній поверхні *б*) та згущення сітки в районі тріщини *в*)

### 6.2.1 Визначення методом скінченних елементів КІН в околі поперечних півеліптичних тріщин у бурильній трубі групи міцності „К”

КІН  $K_I$  визначали у характерних точках півеліпса із співвідношенням осей  $a/c = 0,5$  (див. рис. 6.2), тобто на глибині  $a$  (мала піввісь еліпса) точка 1 та його ширині  $c$ , дві точки 2 (велика піввісь еліпса), використовуючи метод скінченних елементів [1].

КІН визначали в інтервалі глибин  $0,25 \leq a_i/t \leq 0,65$ , оскільки застосування методу має певні просторові обмеження.

Результати розрахунку КІН на основі побудови скінченно-елементної моделі фрагмента тіла БТ групи міцності „К” з геометричними розмірами поперечного перерізу  $126,0 \times 8,4$  мм, що містить поперечну внутрішню або зовнішню півеліптичну тріщину, за умов дії квазістатичних навантажень зображені на рис. 6.3.

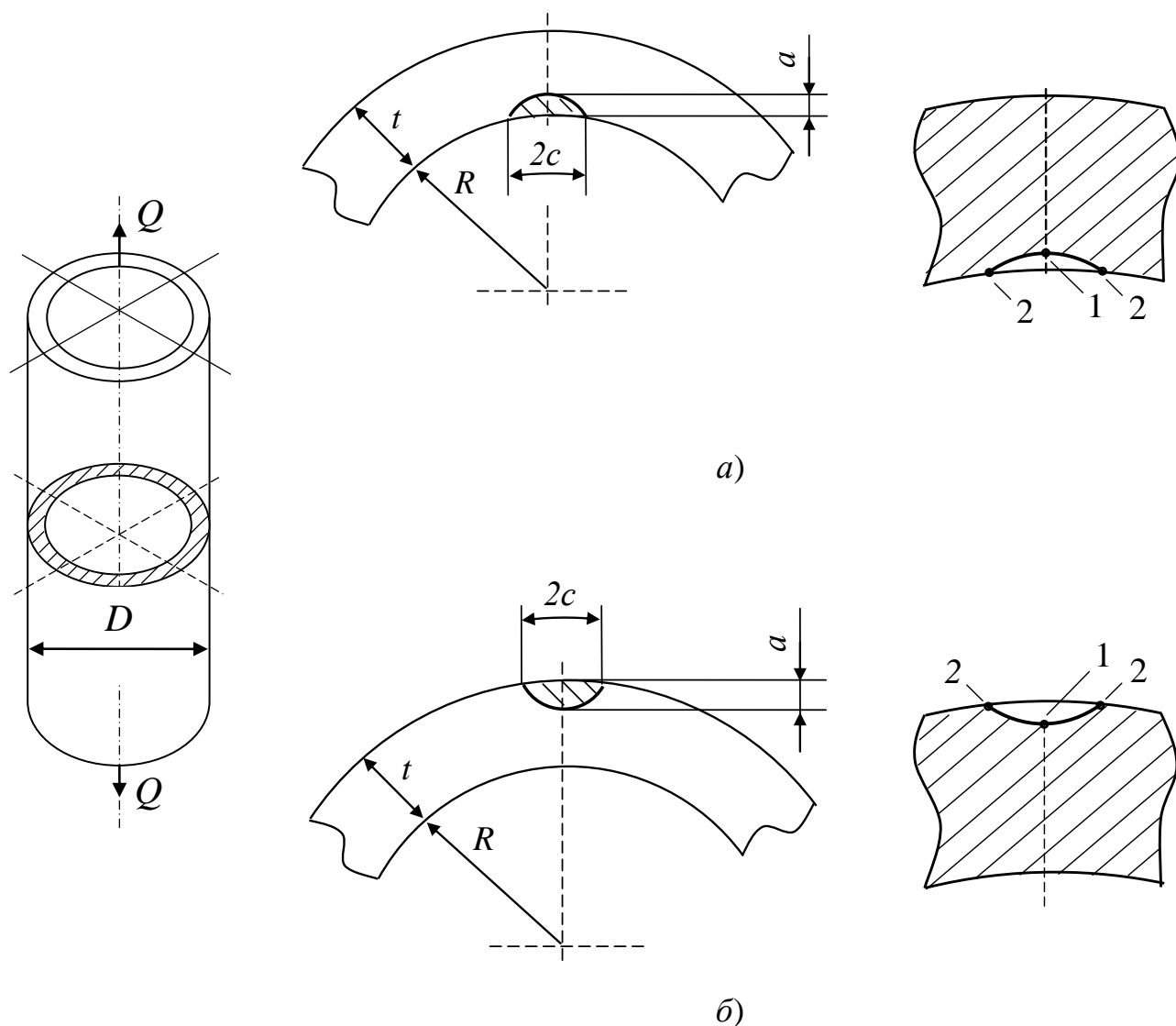


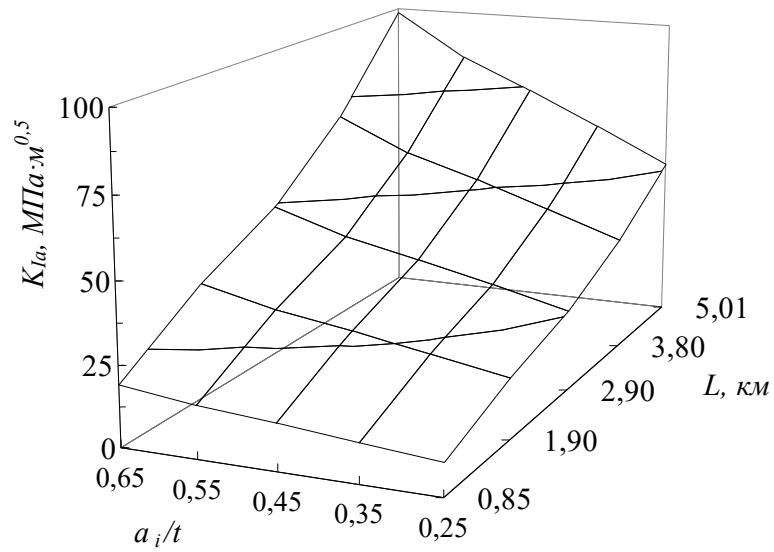
Рисунок 6.2 – Пустотілий циліндр під дією осьового навантаження з внутрішньою *a)* та зовнішньою *б)* півеліптичною тріщиною із співвідношенням осей  $a/c = 0,5$

Проаналізувавши отримані результати (див. рис. 6.3), можна зробити такі висновки:

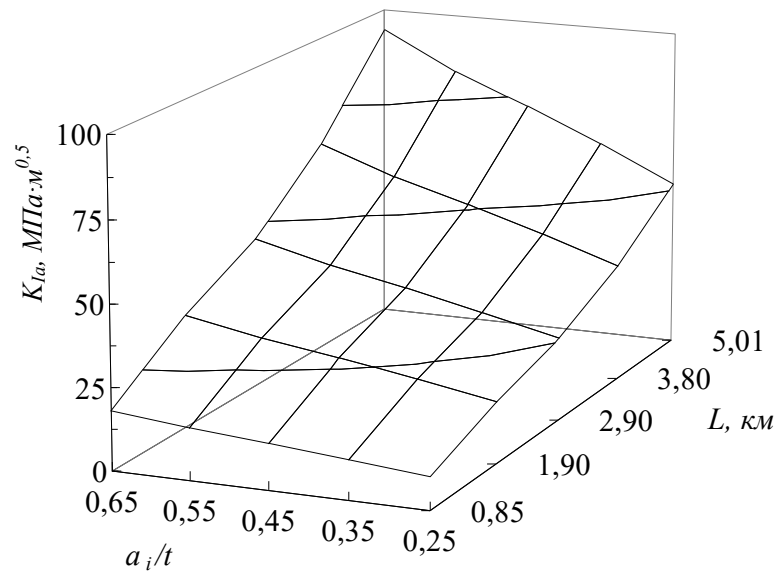
- по-перше, КІН  $K_I$  у точці 1 внутрішньої півеліптичної тріщини (див. рис. 6.2a на 20,7% більший за КІН  $K_I$  у точці 2, що дозволяє стверджувати про переважаючий розвиток півеліптичної тріщини у глиб стінки труби, з виходом її на зовнішню поверхню труби;
- по-друге, КІН  $K_I$  у точці 1 зовнішньої півеліптичної тріщини (див. рис. 6.2a на 18,0% більший за КІН  $K_I$  у точці 2, що дозволяє стверджувати про переважаючий розвиток півеліптичної тріщини у глиб стінки труби, з виходом її на внутрішню поверхню труби;
- по-третє, за рівних умов навантаження, рівень напружень у вершині (точка 1) внутрішньої півеліптичної тріщини на 2,65% більший від рівня напружень зовнішньої півеліптичної тріщини у точці 1. У зв'язку з цим, за інших рівних умов, більш імовірно утворення та розвиток півеліптичної тріщини на внутрішній поверхні труби, що підтверджується аналізом ряду [85, 184, 193, 236, 239] аварійних ситуацій.

Представлені на рис. 6.3 діаграми оцінки рівня напруженого стану залежно від навантаження БТ та розмірів півеліптичної тріщини у координатах „глибина тріщиноподібного дефекту – глибина буріння – КІН” дають можливість оцінити умови руйнування та безпечну глибину як внутрішніх, так і зовнішніх півеліптичних тріщин виявлених засобами технічного діагностування. Тут враховані результати експериментального визначення критичного значення  $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) БТ групи міцності „К” і, відповідно критичних значень КІН  $K_{Jc}^{cep}$ , описаних у розділі 5 та представлених у табл. 5.23 ( $K_{Jc}^{cep} = 207,39 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ).

Згідно проведених розрахунків на глибині  $L = 5,01 \text{ м}$  у вершині внутрішньої півеліптичної тріщини з розмірами  $a/t = 0,65$  КІН  $K_{Ia}^{вн} = 98,70 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , а у вершині зовнішньої півеліптичної тріщини з аналогічними розмірами КІН  $K_{Ia}^{зовн} = 93,42 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ .



a)



б)

Рисунок 6.3 – Взаємозв'язок КІН  $K_{Ia}$  у вершині поперечної внутрішньої а) або зовнішньої б) півеліптичної тріщини та глибини СПО з використанням БТ групи міцності „К”

Порівняння отриманих експериментальних та розрахункових (методом скінченних елементів) результатів дозволяє зробити висновок про те, що БТ групи міцності „К” з наявними як зовнішніми, так і внутрішніми півеліптичними тріщиноподібними дефектами глибиною до  $a/t=0,65$  не зазнають раптових руйнувань (відмов) під час СПО на глибині до  $L=5,01$  км, оскільки коефіцієнти

запасу міцності [85] відповідно рівні  $k_{0,65}^{вн} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{вн}} = \frac{207,39}{98,70} = 2,10$  та

$$k_{0,65}^{зовн} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{зовн}} = \frac{207,39}{93,42} = 2,22.$$

### 6.2.2 Визначення методом скінченних елементів КІН в околі поперечних півеліптичних тріщин у бурильній трубі групи міцності „Л”

Обчислення величини КІН  $K_I$  у характерних точках півеліпса із співвідношенням осей  $a/c=0,5$  (див. рис. 6.2) здійснювали методом скінченних елементів [1] за аналогічною схемою, описаною у підрозділі 6.2.1. Однак при цьому розглядали БТ групи міцності „Л” із зовнішнім діаметром розмірами  $D=126$  мм та товщиною стінки  $t=8,0$  мм.

Чисельні результати розрахункової оцінки КІН  $K_I$  на основі побудови скінченно-елементної моделі фрагмента тіла БТ з поперечною внутрішньою або зовнішньою півеліптичною тріщиною, за умов дії квазістатичних навантажень, графічно зображені на рис. 6.4.

Аналіз отриманих результатів (див. рис.6.4) дозволяє зробити такі висновки:

- по-перше, КІН  $K_I$  у точці 1 внутрішньої півеліптичної тріщини (див. рис. 6.2a) на 20% більший за КІН  $K_I$  у точці 2, що дозволяє стверджувати про переважаючий розвиток півеліптичної тріщини у глиб стінки труби, з виходом її на зовнішню поверхню труби;
- по-друге, КІН  $K_I$  у точці 1 зовнішньої півеліптичної тріщини (див. рис. 6.2a) на 17,5% більший за КІН  $K_I$  у точці 2, що дозволяє стверджувати про переважаючий розвиток півеліптичної тріщини у глиб стінки труби, з виходом її на внутрішню поверхню труби;

- по-третє, за рівних умов навантаження, рівень напружень у вершині (точка 1) внутрішньої півеліптичної тріщини на 2,26% більший від рівня напружень зовнішньої півеліптичної тріщини у точці 1. У зв'язку з цим, за інших рівних умов, більш імовірно утворення та розвиток півеліптичної тріщини на внутрішній поверхні труби, що підтверджується аналізом ряду [85, 184, 193, 236, 239] аварійних ситуацій.

Представлені на рис. 6.4 діаграми оцінки рівня напруженого стану залежно від навантаженості БТ та розмірів півеліптичної тріщини у координатах „глибина тріщиноподібного дефекту – глибина буріння – КІН” дають можливість оцінити умови руйнування та безпечну глибину як внутрішніх, так і зовнішніх півеліптичних тріщин, виявлених засобами технічного діагностування із урахуванням результатів експериментальних визначення критичного значення  $J$ -інтеграла ( $J_c$ ) БТ групи міцності „Л” і, відповідно критичних значень КІН  $K_{Jc}^{cep}$ , описаних у розділі 5 та представлених у табл. 5.23 ( $K_{Jc}^{cep} = 170,78 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ).

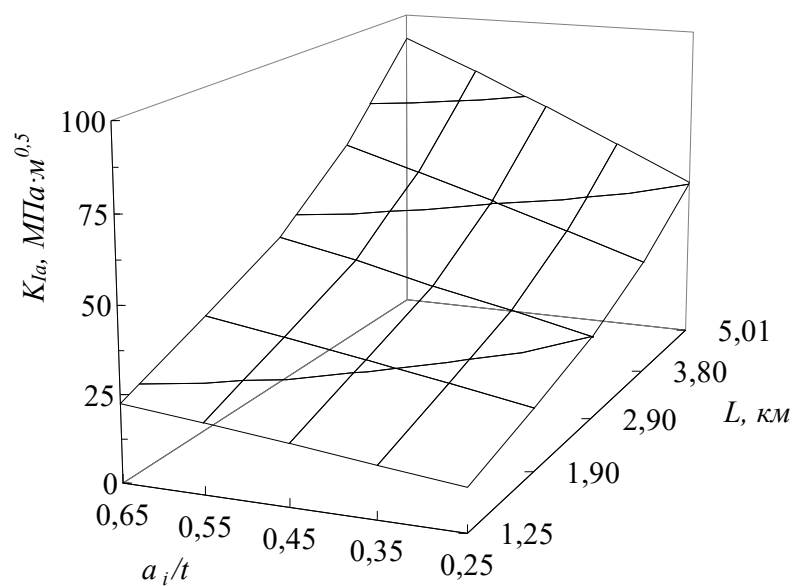
Згідно отриманих результатів максимальний рівень напруженого стану у вершині внутрішньої півеліптичної тріщини з розмірами  $a/t = 0,65$  під час СПО БК укомплектованої БТ групи міцності „Л” з глибини  $L = 5,01 \text{ м}$  рівний  $K_{Ia}^{6H} = 92,02 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , а у вершині зовнішньої півеліптичної тріщини з аналогічними розмірами, відповідно, рівний  $K_{Ia}^{306H} = 90,02 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ .

Співставлення отриманих експериментальних та розрахункових (методом скінченних елементів) результатів дозволяє зробити висновок про те, що БТ групи міцності „Л” з наявними як зовнішніми, так і внутрішніми півеліптичними тріщиноподібними дефектами глибиною до  $a/t = 0,65$  не зазнають раптових руйнувань (відмов) під час СПО на глибині до  $L = 5,01 \text{ км}$ , оскільки коефіцієнти

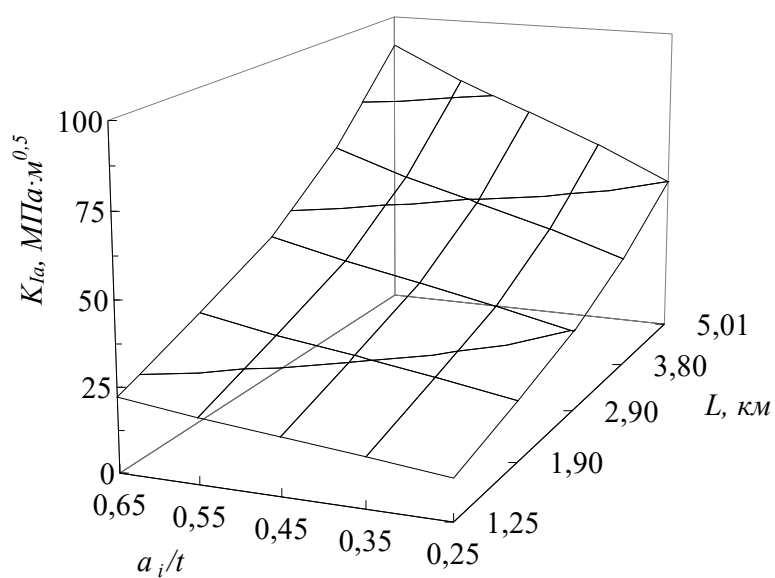
запасу міцності [85], відповідно, рівні  $k_{0,65}^{6H} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{6H}} = \frac{170,78}{92,02} = 1,86$  та

$$k_{0,65}^{306H} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{306H}} = \frac{170,78}{90,02} = 1,90.$$





а)



б)

Рисунок 6.4 – Взаємозв'язок КІН  $K_{Ia}$  у вершині поперечної внутрішньої а) або зовнішньої б) півеліптичної тріщини та глибини СПО з використанням БТ групи міцності „Л” [24]

### 6.3 Аналітичне визначення КІН в околі поперечних півеліптичних тріщин у пустотілому циліндрі за дії осьового навантаження

Аналітичне рівняння для визначення КІН  $K_I$  у вершині кільцевої півеліптичної тріщини, розміщеної на внутрішній поверхні пустотілого циліндра (точка 1 на глибині  $a$ , мала піввісь еліпса) під дією осьового навантаження (рис. 6.2а) має вигляд [177]:

$$K_{Ia} = \sigma \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{a}{t}}} \cdot (Y_1 + Y_2 + Y_3) \cdot \sqrt{a}, \quad (6.3)$$

де

$$Y_1 = 1,6561 - 0,3944 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) - 0,46115 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,33664 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 + \\ + \frac{a}{t} \cdot \left[ -0,78383 - 0,4868 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) - 0,57149 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 1,1149 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right];$$

$$Y_2 = \left(\frac{a}{t}\right)^2 \cdot \left[ 0,04206 + 13,568 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) - 23,844 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 11,147 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right];$$

$$Y_3 = \left(\frac{a}{t}\right)^3 \cdot \left[ 0,48946 - 18,201 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) + 33,969 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 - 17,301 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right].$$

Аналітичне рівняння для визначення КІН  $K_I$  у характерних точках 2 на великій осі еліпса  $c$  кільцевої півеліптичної тріщини на внутрішній поверхні пустотілого циліндра під дією осьового навантаження (рис. 6.2а) має вигляд [177]:

$$K_{Ic} = \sigma \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{a}{t}}} \cdot (Y_4 + Y_5 + Y_6) \cdot \sqrt{a}, \quad (6.4)$$

де

$$\begin{aligned}
Y_4 &= 1,126 + 0,232 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) - 0,28484 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,063055 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 + \\
&+ \frac{a}{t} \cdot \left[ 1,2214 - 7,6912 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) + 10,601 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 - 4,9324 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right]; \\
Y_5 &= \left(\frac{a}{t}\right)^2 \cdot \left[ -3,1601 + 25,091 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) - 41,651 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 21,397 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right]; \\
Y_6 &= \left(\frac{a}{t}\right)^3 \cdot \left[ 1,6496 - 20,361 \cdot \left(\frac{a}{c}\right) + 35,868 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^2 - 18,949 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right].
\end{aligned}$$

У вершині зовнішньої півеліптичної тріщини (рис. 6.2б, точка 1 на глибині  $a$ , мала піввісь еліпса) [205] КІН  $K_1$  за умови  $0,5 \leq \frac{a}{c} \leq 1$  визначається залежністю:

$$K_a = \frac{\sqrt{\pi \frac{a}{Q}}}{f} \cdot \left[ \left( X_0 + Y_0 \frac{a}{t} \right) \sigma \right], \quad (6.5)$$

де  $R_a = R_i + t - a$ ,  $Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}$ ,

$$f = 1 - 0,385 \frac{t}{R_a} \frac{c}{t} \left[ 2,14 \left(\frac{a}{c}\right) - 1,557 \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,417 \left(\frac{a}{c}\right)^3 \right], \quad X_0 = 1,135 - 0,135 \left(\frac{a}{c}\right);$$

$$Y_0 = 0,5 - 0,663 \left(\frac{a}{c}\right) + 0,266 \left(\frac{a}{c}\right)^2 + \left[ 0,713 - 1,286 \left(\frac{a}{c}\right) + 0,651 \left(\frac{a}{c}\right)^2 \right] \frac{t}{R_a}.$$

Розрахункова формула [205] для визначення КІН у характерних точках 2 на великій осі еліпса  $c$  кільцевої півеліптичної тріщини на зовнішній поверхні пустотілого циліндра під дією осьового навантаження (рис. 6.2б) має вигляд

$$K_c = \frac{\sqrt{\pi \frac{a}{Q}}}{f} \cdot \left[ \left( Z_0 + U_0 \frac{a}{t} \right) \sigma \right], \quad (6.6)$$

де  $R_a = R_i + t - a$ ,  $Q = 1 + 1,464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,65}$ ,

$$f = 1 - 0,385 \frac{t}{R_a} \frac{c}{t} \left[ 2,14 \left( \frac{a}{c} \right) - 1,557 \left( \frac{a}{c} \right)^2 + 0,417 \left( \frac{a}{c} \right)^3 \right], \quad Z_0 = 0,56 + 0,555 \left( \frac{a}{c} \right);$$

$$U_0 = 0,876 - 0,465 \left( \frac{a}{c} \right) - \left[ 0,86 - 0,217 \left( \frac{a}{c} \right) \right] \frac{t}{R_a}.$$

### 6.3.1 Аналітичне визначення КІН в околі поперечних півеліптичних тріщин, виявлених на поверхнях бурильних труб груп міцності „К” та „Л” за дії осьового навантаження

Результати розрахунку, за допомогою рівнянь (6.2) та (6.3), КІН  $K_1$  у вершині поперечної внутрішньої або зовнішньої півеліптичної тріщини, розміщеної в БТ групи міцності „К” за дії осьового навантаження, графічно зображені на рис. 6.5.

Аналогічні результати [24] аналітичних розрахунків для БТ групи міцності „Л” зображено на рис. 6.6.

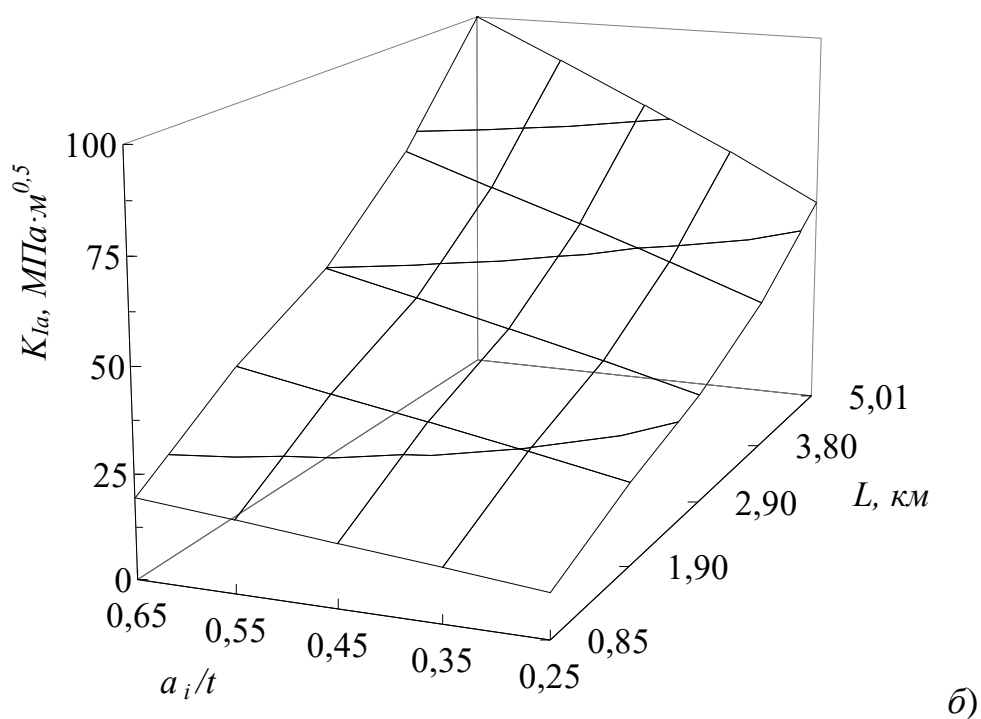
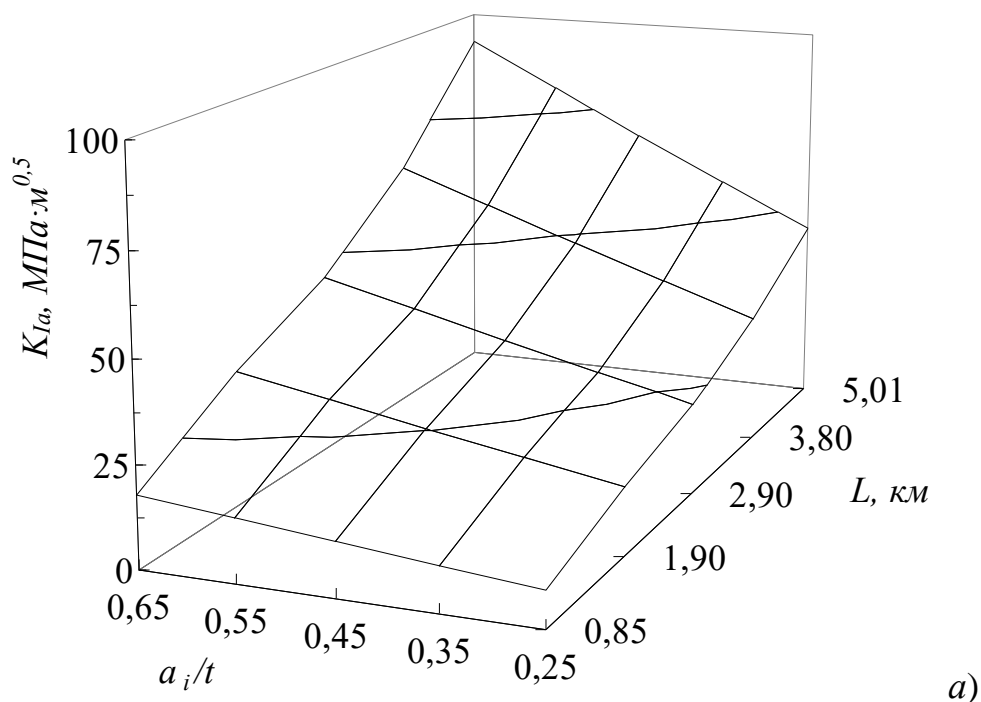
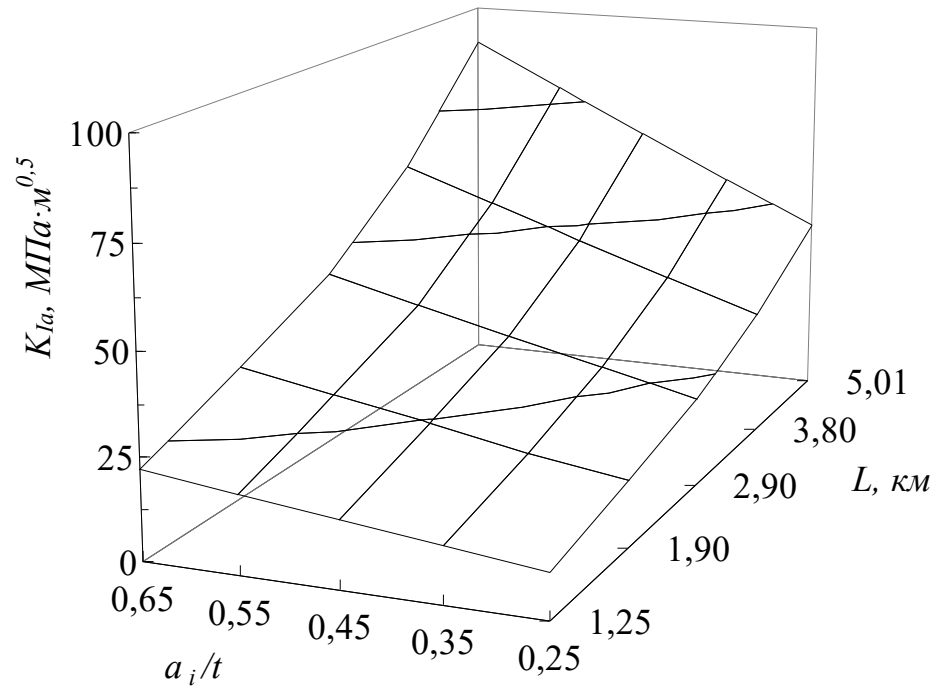
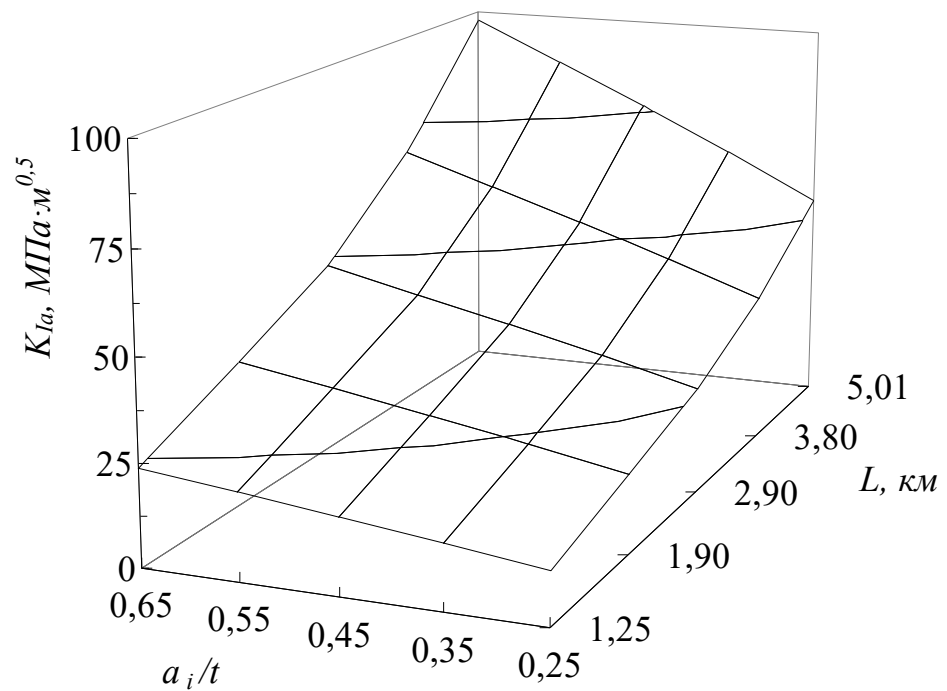


Рисунок 6.5 – Взаємозв’язок КІН  $K_I$ , обчисленого за формулою (6.3) для поперечної внутрішньої півеліптичної тріщини [177] а) та обчисленого за формулою (6.5) для поперечної зовнішньої півеліптичної тріщини [205] б) у БТ групи міцності „К” від розмірів  $a_i/t$  та глибини СПО



a)



б)

Рисунок 6.6 – Взаємозв’язок КІН  $K_I$ , обчисленого за формулою (6.3) для поперечної внутрішньої півеліптичної тріщини [177] а) та обчисленої за формулою (6.5) для поперечної зовнішньої півеліптичної тріщини [205] б), у БТ групи міцності „Л” від розмірів  $a_i/t$  та глибини СПО [24]

Аналізуючи отримані результати встановлено, що максимальний рівень напруженого стану у вершині внутрішньої півеліптичної тріщини з розмірами  $a/t = 0,65$  під час СПО БК, укомплектованої БТ групи міцності „К” з глибини  $L = 5,01$  м рівний  $K_{Ia}^{6H} = 92,09 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , а БК, укомплектованої БТ групи міцності „Л” –  $K_{Ia}^{6H} = 89,97 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , тоді як  $a$  у вершині зовнішньої півеліптичної тріщини за аналогічних обставин він рівний для труб групи міцності „К” –  $K_{Ia}^{306H} = 100,32 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , а для труб групи міцності „Л” –  $K_{Ia}^{306H} = 97,63 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ .

Співставлення отриманих експериментальних та аналітичних результатів дозволяє зробити висновок про те, що БТ групи міцності „К” та „Л” з наявними як зовнішніми, так і внутрішніми півеліптичними тріщиноподібними дефектами глибиною до  $a/t = 0,65$  не зазнають раптових руйнувань (відмов) під час СПО на глибині до  $L = 5,01$  км, оскільки коефіцієнти запасу міцності [85] рівні відповідно:

- для БТ групи міцності „К” –  $k_{0,65}^{6H} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{6H}} = \frac{207,39}{92,09} = 2,25$ ,  
 $k_{0,65}^{306H} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{306H}} = \frac{207,39}{100,32} = 2,07$ ;
- для БТ групи міцності „Л” –  $k_{0,65}^{6H} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{6H}} = \frac{170,78}{89,97} = 1,90$ ,  
 $k_{0,65}^{306H} = \frac{K_{Jc}^{cep}}{K_{Ia}^{306H}} = \frac{170,78}{97,63} = 1,75$ .

Враховуючи результати експериментальних досліджень циклічної тріщиностійкості БТ групи міцності „К”, а також умови їх завантаженості [152] (рис. 5.3, табл. 5.6), результати аналізу даних технічної діагностики БТ (за умови що форма тріщини  $a/c = 0,5$ ) [47, 48, 49, 152], а також дані розрахункової оцінки величини КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  заданої півеліптичної тріщини (рис. 6.5) обчислили глибину порогової півеліптичної корозійно-втомної тріщини  $a_{th}$  ( $K_{th}$ ) (табл. 6.2), яка утворюється на глибині буріння  $L = 850$  м.

Таблиця 6.2 – Порогова глибина  $a_{th} (K_{th})$  корозійно-втомної півеліптичної тріщини в тривало експлуатованій трубі групи міцності „К”

Марка сталі	рН середовища	$a_{th} (K_{th})$ , мм	
		внутрішня півеліптична тріщина	зовнішня півеліптична тріщина
45	8,3	2,94	2,35
	11,0	2,30	1,75

Таблиця 6.3 – Порогова глибина  $a_{th} (K_{th})$  корозійно-втомної півеліптичної тріщини в тривало експлуатованій трубі групи міцності „Л”

Марка сталі	рН середовища	$a_{th} (K_{th})$ , мм	
		внутрішня півеліптична тріщина	зовнішня півеліптична тріщина
36Г2С	8,3	3,00	2,40
	11,0	2,36	1,81

Враховуючи результати експериментальних досліджень циклічної тріщиностійкості БТ групи міцності „Л”, моделювання умов експлуатації БК [152] (рис. 5.5, табл. 5.9), результати аналізу даних технічної діагностики БТ (за умови, що форма тріщини  $a/c=0,5$ ) [47–49, 152], а також результати розрахункового оцінювання величини КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  заданої півеліптичної тріщини (рис. 6.6) обчислили глибину порогової півеліптичної корозійно-втомної тріщини  $a_{th} (K_{th})$  (табл. 6.3), яка утворюється на глибині буріння  $L=1250$  м.



### 6.3.2 Аналітичне визначення КІН в околі півеліптичних тріщин елементів бурильних замків ЗУ–155 за дії осьового навантаження

Аналіз відмов, експериментальні дослідження руйнування ЗРЗ, а також аналіз поверхонь злому вказують на те [60, 85], що їх корозійно-втомне руйнування відбувається по першому з'єднаному витку.

Результати розрахунку за рівняннями (6.2) та (6.3) КІН  $K_I$  у вершині поперечної внутрішньої або зовнішньої півеліптичної тріщини, розміщеної в першому витку муфтової та ніпельної частини ЗРЗ ЗУ–155 під дією осьового навантаження, графічно зображено на рис. 6.7.

Згідно отриманих результатів максимальний рівень напруженого стану у вершині внутрішньої півеліптичної тріщини з розмірами  $a/t = 0,65$  під час СПО БК у муфтовій частині ЗРЗ ЗУ–155 з глибини  $L = 5,01$  м рівний  $K_{Ia}^{6H} = 49,43 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , а ніпельної частини –  $K_{Ia}^{6H} = 83,05 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ .

Співставлення отриманих експериментальних та аналітичних розрахунків дозволяє зробити висновок про те, що муфтова частина ЗРЗ ЗУ–155 з наявними внутрішніми півеліптичними тріщиноподібними дефектами глибиною до  $a/t = 0,65$  не зазнає раптових руйнувань (відмов) під час СПО на глибині до  $L = 5,01$  км, оскільки коефіцієнти запасу міцності [85] відповідно рівні

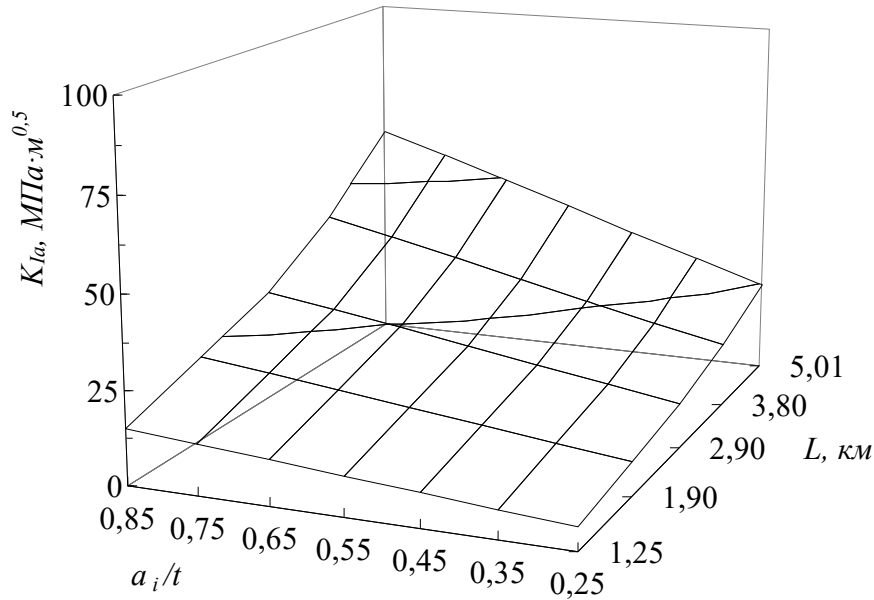
$$k_{0,65}^{6H} = \frac{K_{Jc}^{sep}}{K_{Ia}^{6H}} = \frac{142,95}{49,43} = 2,89, \text{ причому навіть при глибині дефекту } a/t = 0,85$$

$$\text{коефіцієнт запасу міцності рівний } k_{0,65}^{6H} = \frac{K_{Jc}^{sep}}{K_{Ia}^{6H}} = \frac{142,95}{61,26} = 2,33.$$

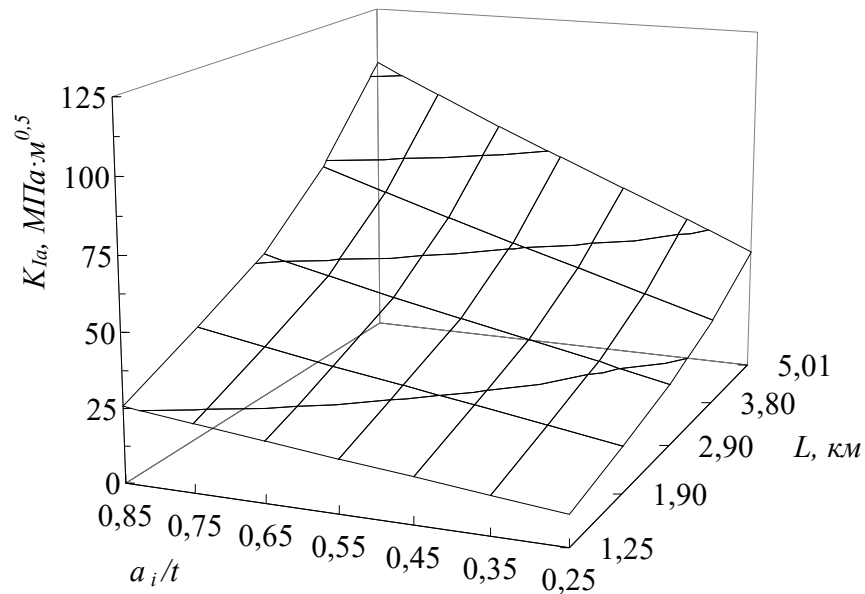
Ніпельна частина ЗРЗ ЗУ–155 з наявними зовнішніми півеліптичними тріщиноподібними дефектами глибиною до  $a/t = 0,65$  не зазнає раптових руйнувань (відмов) під час СПО на глибині до  $L = 5,01$  км, оскільки коефіцієнти

запасу міцності [85] відповідно рівні  $k_{0,65}^{\text{зовн}} = \frac{K_{Jc}^{\text{сер}}}{K_{Ia}^{\text{зовн}}} = \frac{142,95}{83,05} = 1,72$ , при глибині

дефекту  $a/t = 0,85$  коефіцієнт запасу міцності рівний  $k_{0,65}^{\text{зовн}} = \frac{K_{Jc}^{\text{сер}}}{K_{Ia}^{\text{зовн}}} = \frac{142,95}{104,37} = 1,37$ .



а)



б)

Рисунок 6.7 – Взаємозв'язок КІН  $K_{Ia}$ , обчисленого за формулою (6.3) для поперечної внутрішньої півеліптичної тріщини [177], розміщеної на тілі муфти а) та обчисленого за формулою (6.5) для поперечної зовнішньої півеліптичної тріщини [205] на тілі ніпеля б) ЗРЗ ЗУ–155 від розмірів  $a_i/t$  та глибини СПО

Результати одержані експериментально-розрахунковим шляхом узгоджуються з даними статистичного аналізу відмов БК, згідно яких руйнування ЗРЗ складає 1% від загальної кількості відмов [49, 85].

### 6.3.3 Порівняльне оцінювання КІН в околі дефектів, визначених методом скінченних елементів та аналітично

Аналіз аварійних ситуацій (див. підрозділи 1.1 та 1.2) під час експлуатації елементів БК вказує на те, що значна їх частина спричинена тріщиноподібними дефектами, які виникають на внутрішній або зовнішній поверхні елементів БК (у переважній більшості – БТ та в окремих випадках – бурильних замків).

Процес утворення тріщиноподібних дефектів такий. На гладкій поверхні утворюється пітинг, з якого під впливом експлуатаційних навантажень та корозивних середовищ зароджується мікротріщина, яка і розвиваючись з часом трансформується в макротріщину переважно півеліптичної форми із співвідношенням півосей еліпса  $a/c = 0,5$ . Тому для оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих елементів БК необхідно визначити рівень напруженого стану у вершині внутрішньої або зовнішньої півеліптичної тріщини.

У зв'язку з цим, величину КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  заданої півеліптичної тріщини визначали методом скінченних елементів та за допомогою відповідних аналітичних рівнянь (див. підрозділ 6.3, рівняння 6.3 та 6.5) представлених у [177] для рівняння 6.3 та [205] для рівняння 6.5.

Для порівняння цих результатів визначимо відносну різницю за формулою

$$\Delta = \frac{|K_I^{\text{МКЕ}} - K_I^{\text{АП}}|}{K_I^{\text{АП}}} \cdot 100\% , \quad (6.7)$$

де  $K_I^{\text{МКЕ}}$  – КІН визначений методом скінченних елементів,  $K_I^{\text{АП}}$  – КІН визначений аналітично на основі рівнянь (6.3) та (6.5).

Порівнювали одержані двома способами КІН  $K_{Ia}$  у вершині півеліптичної тріщини глибиною  $a_i/t = (0,25; 0,35; 0,45; 0,55; 0,65)$  використовуючи рівняння

(6.7). У табл. 6.4 представлені усереднені різниці  $\Delta_{\text{сер}}$  між КІН  $K_{Ia}$  для глибин оцінюваних дефектів  $a_i/t$  залежно від величини динамічних навантажень під час СПО БК (див. табл. 6.1).

Таблиця 6.4 – Порівняння КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  заданої півеліптичної тріщини, визначене різними методами

Група міцності БТ	Усереднене значення різниці $\Delta_{\text{сер}} \frac{ K_I^{\text{МКЕ}} - K_I^{\text{АП}} }{K_I^{\text{АП}}} \cdot 100\%$	
	внутрішня п/е тріщина	зовнішня п/е тріщина
„К”	8,25	7,26
„Л”	7,32	7,71

Аналіз отриманих розрахункових результатів величини КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  внутрішньої півеліптичної тріщини методом скінченних елементів та рівняння (6.3) [177] свідчить, що результати розрахунків за рівнянням (6.3) менші для БТ груп міцності „К” та „Л” відповідно на 8,2 та 7,32%. Аналогічні розрахунки КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  зовнішньої півеліптичної тріщини за рівнянням (6.5) більші для БТ груп міцності „К” та „Л” відповідно на 7,26 та 7,71%.

Незначна відмінність між отриманими розрахунковим способом (МСЕ) та аналітично (АП) результатів дозволяє в подальших розрахунках використовувати аналітичні співвідношення (6.3) та (6.5), які значно спрощують розрахункову оцінку елементів БК, при задовільній точності отриманих результатів.

#### **6.4 Урахування специфіки розвитку поперечних півеліптичних корозійно-втомних тріщин у стінках бурильних труб під час експлуатації**

Відомо [84, 85], що основними характеристиками для безпечної експлуатації та прогнозного оцінювання надійності і роботоздатності елементів БК, в яких під

впливом експлуатаційних чинників (робочих, переважно циклічних та динамічних навантажень, корозивних середовищ, деградації механічних характеристик сталі, механічних пошкоджень обладнання, тощо) [152, 165, 180, 184, 195, 236] зароджуються і поширюються корозійно-втомні тріщини, є характеристики тріщиностійкості. Найбільш повну інформацію про старт, поширення та спонтанний ріст корозійно-втомних тріщин під впливом втомних (робочих) навантажень містять діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості елементів БК. На їх основі можна проводити оцінювання корозійно-втомних тріщин за критерієм порогової глибини  $a_{th}$  дефекту та її форми  $(a/c)$  у взаємозв'язку з пороговим КІН  $\Delta K_{th}$ :

$$a \leq a_{th}(K_{th}), \text{ якщо } (a/c) = \text{const}. \quad (6.8)$$

Діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості елементів БК, наприклад, дають можливість оцінити безпечну експлуатацію тривало експлуатованих труб БК за граничною швидкістю розвитку корозійно-втомної тріщини. При цьому за величиною приросту  $\Delta a$  виявленої корозійно-втомної тріщини у проміжку між двома послідовними діагностичними оглядами, які проводяться під час СПО, визначають умови безпечної експлуатації БТ на основі аналізу діаграми циклічної корозійної тріщиностійкості, тобто

$$\Delta a \leq \Delta a_*, \text{ при } \Delta N = \Delta N_*. \quad (6.9)$$

де  $\Delta a_*$  – допустимий приріст корозійно-втомної тріщини у глибину,  
 $\Delta N_*$  – планова тривалість буріння між двома діагностичними оглядами.

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{C \cdot (\Delta K / \sqrt{1-R})^n}. \quad (6.10)$$

За одержаними даними, фахівцями приймаються обґрунтовані рішення, щодо можливості подальшої експлуатації БТ з виявленим тріщиноподібним дефектом з обмеженням глибини буріння або віднесення її до відбракованих.

Оскільки швидкість росту півеліптичної корозійно-втомної тріщини визначається умовою (6.9), то використовуючи рівняння (6.10) можна оцінити потенційну небезпеку виявлених у БТ тріщиноподібних дефектів, залежно від глибини та способу буріння, виду промивальних БР, а також тривалості експлуатації і групи міцності БТ.

Розглянемо тривало експлуатовану БТ групи міцності „К” ( $D=126$  мм,  $t=8,4$  мм), на поверхні якої виявлено поперечні зовнішні або внутрішні півеліптичні корозійно-втомні тріщини із співвідношенням осей  $a/c = 0,5$ , які змінюються в діапазоні  $0,25 \leq a_i/t \leq 0,65$ . Слід зауважити, що вибраний діапазон глибин відповідає здатності засобів технічного діагностування виявити (ідентифікувати) корозійно-втомну тріщину. Труба знаходиться під впливом експлуатаційного навантаження при-таманного певній глибині буріння (див. табл. 6.1), а також ряду робочих корозивних середовищ (див. табл. 5.4): в першому випадку БР „Біокар”, а в другому – полімеркалієвого БР. Використовуючи результати експериментальних досліджень закономірностей розвитку корозійно-втомних тріщин під впливом циклічних навантажень та робочих корозивних середовищ у сталі 45, вирізаного із фрагменту БТ групи міцності „К”, які описані у підрозділі 5.2.1 (табл. 5.5 та табл. 5.6, рис. 5.2 та рис. 5.3) та провівши відповідні обчислення з використанням рівняння (6.10) одержимо графічні залежності глибини як внутрішньої (рис. 5.8а, в), так і зовнішньої (рис. 6.8б, г) півеліптичних тріщин  $a_i/t$  та глибини буріння  $L$  (СПО) при циклічному навантаженні тривало експлуатованої БТ групи міцності „К” у промивальному БР „Біокар” (рис. 6.8а, б) та полімеркалієвому (рис. 6.8в, г) промивальному БР.

Для розглянутих випадків в табл. 6.5 подані порогові кількості циклів, які імітують умови роботи БК, складеної з БТ групи міцності „К” із наявними півеліптичними тріщиноподібними дефектами [85] в межах верхньої частини і за яких на певній глибині починається розвиток (старт) корозійно-втомної тріщини.

Аналогічно, як і у випадку БТ групи міцності „К” проведемо відповідні обчислення для СПО БК складеної БТ групи міцності „Л” при поглибленні свердловин (див. табл. 6.1) із урахуванням впливу розмірів внутрішніх або зовнішніх півеліптич-

них тріщиноподібних дефектів на НДС у їх вершині (рис. 6.6). При цьому, використовуючи рівняння (6.10), одержимо графічні залежності глибини як внутрішньої (рис. 6.9а, в) так і зовнішньої (рис. 6.9б, г) півеліптичних тріщин  $a_i/t$  та глибини буріння  $L$  (СПО) при циклічному навантаженні тривало експлуатованої БТ групи міцності „Л” у БР „Біокар” (рис. 6.9а, б) та полімеркалієвому (рис. 6.9в, г) БР.

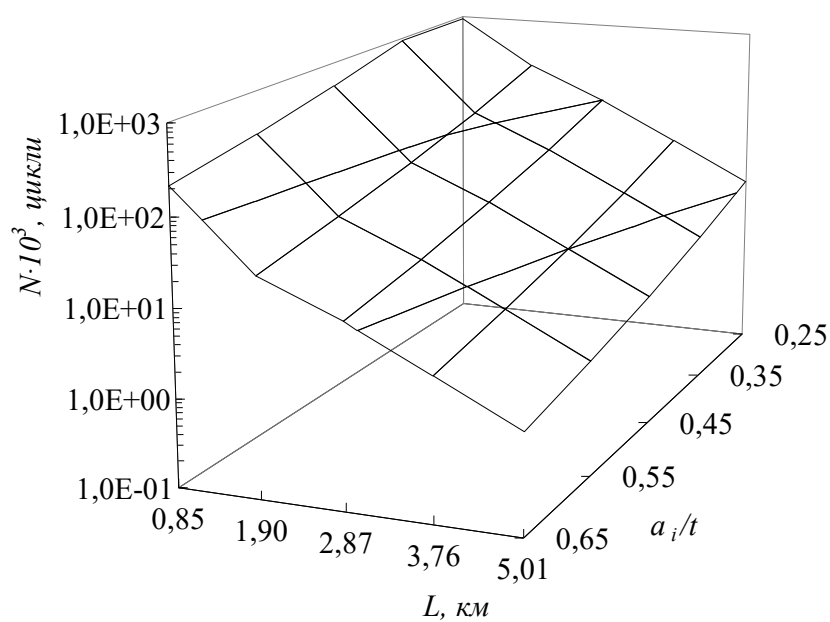
Таблиця 6.5 – Порогова кількість циклів  $N_{th}$  необхідна для розвитку корозійно-втомної півеліптичної тріщини в тривало експлуатованій БТ групі міцності „К”

Розміщення п/е ( $a/c = 0,5$ ) тріщини	рН промивального БР	$N$ , цикли	$N_{th}^{pH8,3} / N_{th}^{pH11,0}$
		$L = 0,85$ км	$L = 0,85$ км
внутрішня	8,3	$9,26 \cdot 10^5$	1,62
внутрішня	11,0	$5,70 \cdot 10^5$	
зовнішня	8,3	$5,27 \cdot 10^5$	1,59
зовнішня	11,0	$3,31 \cdot 10^5$	

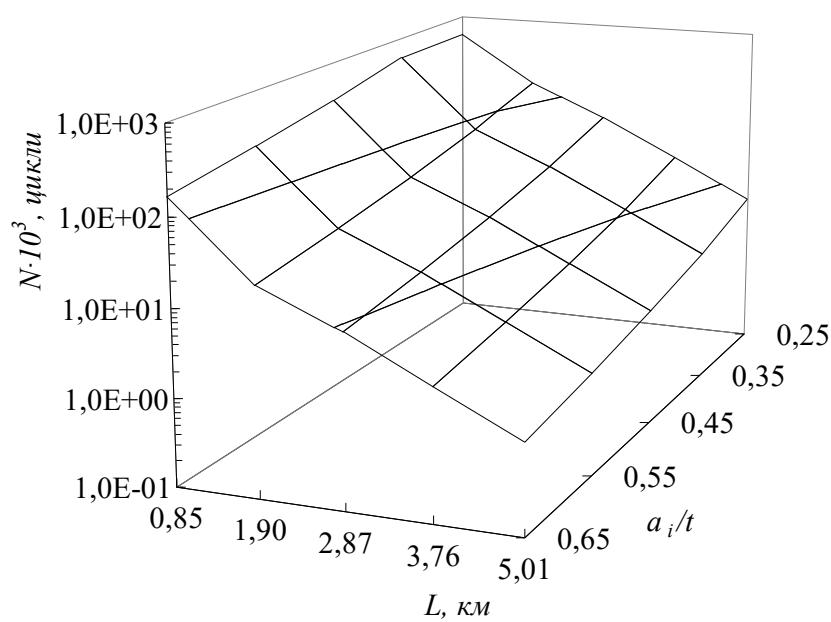
Для розглянутих випадків у табл. 6.6 подані порогові кількості циклів, які імітують умови роботи БК складеної з БТ групи міцності „Л” із наявними півеліптичними тріщиноподібними дефектами [85] в межах верхньої частини і за яких на певній глибині починається розвиток (старт) корозійно-втомної тріщини.

За подібною схемою під час СПО БК обчислимо для ЗРЗ ЗУ–155 (див. табл. 6.1), враховуючи наявність в їх муфтових частинах внутрішніх або в їх ніпельних частинах зовнішніх півеліптичних тріщин рівень напружень в їх вершинах (рис. 6.10). Використовуючи рівняння (6.10) одержимо при циклічному навантаженні тривало експлуатованої БК, в якій БТ групи міцності „Л” з’єднуються між собою бурильними замками ЗУ–155, графічні залежності глибини внутрішньої (рис. 6.10а, в) або зовнішньої (рис. 6.10б, г) півеліптичних тріщин  $a_i/t$ , розміщених у першому витку муфтової або ніпельної частини з’єднання та глибини буріння  $L$  у БР „Біокар” (рис. 6.10а, б) та полімеркалієвому (рис. 6.10в, г) БР.

Для розглянутих випадків у табл. 6.7 подані порогові глибини тріщини та кількості циклів, які імітують умови експлуатації бурильних замків ЗУ-155 із наявними півеліптичними тріщинами [85] в межах верхньої частини і за яких на певній глибині починається старт корозійно-втомної тріщини у муфтовій або ніпельній частинах внутрішніх бурильних замків.

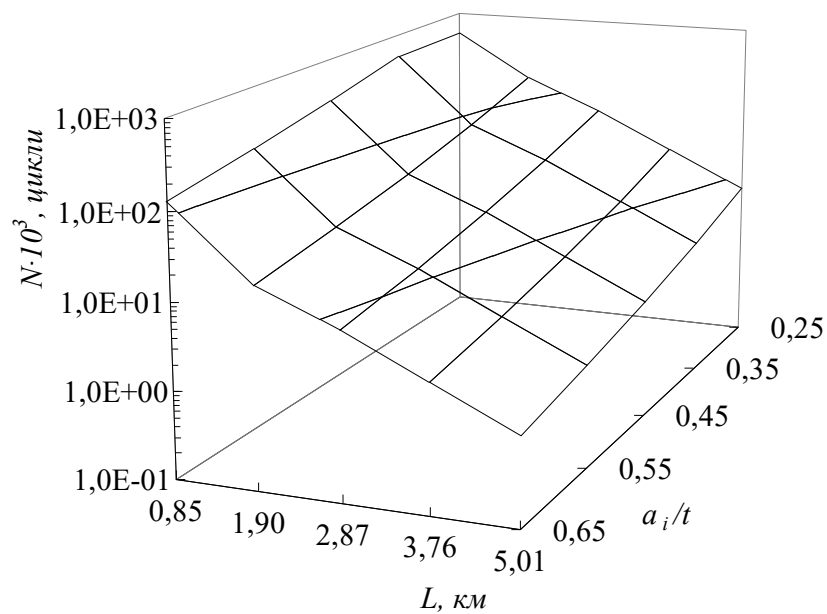


а)

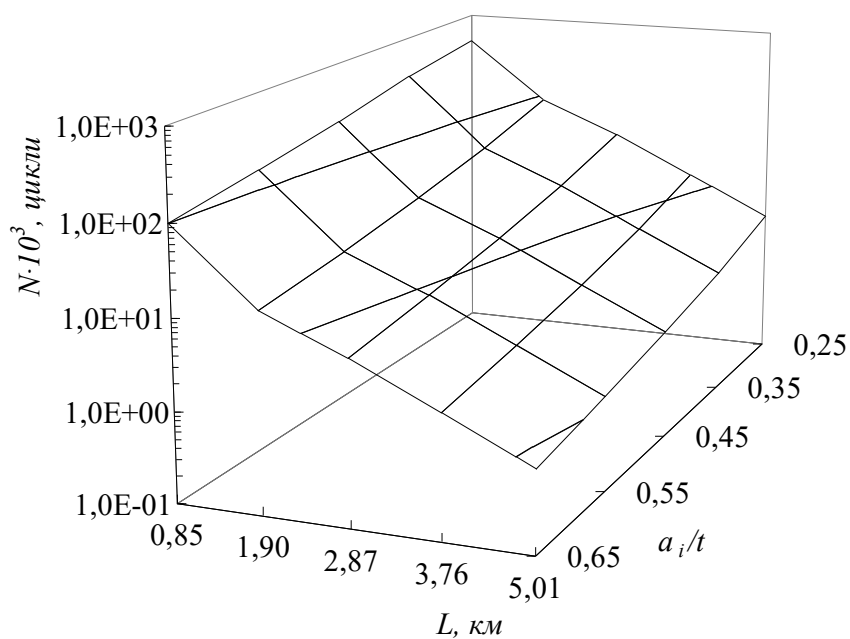


б)





в)



г)

Рисунок 6.8 – Вплив циклічних навантажень на розвиток корозійно-втомної тріщини у БТ групи міцності „К” як елементі БК, у БР „Біокар” а), б) та полімеркалієвому в), г) залежно від глибини  $a_i/t$  внутрішньої а), в) або зовнішньої б), г) півеліптичної тріщини та глибини СПО

Аналіз представлених у табл. 6.7 та на рис. 6.7 і 6.10 результатів свідчить, що умови утворення (порогові глибини  $a_{th}$  ( $K_{th}$ ) та кількість циклів навантаження  $N_{th}$ ) корозійно-втомних тріщин за визначених у табл. 6.1 рівнів навантажень значно перевищують аналогічні для БТ показники.

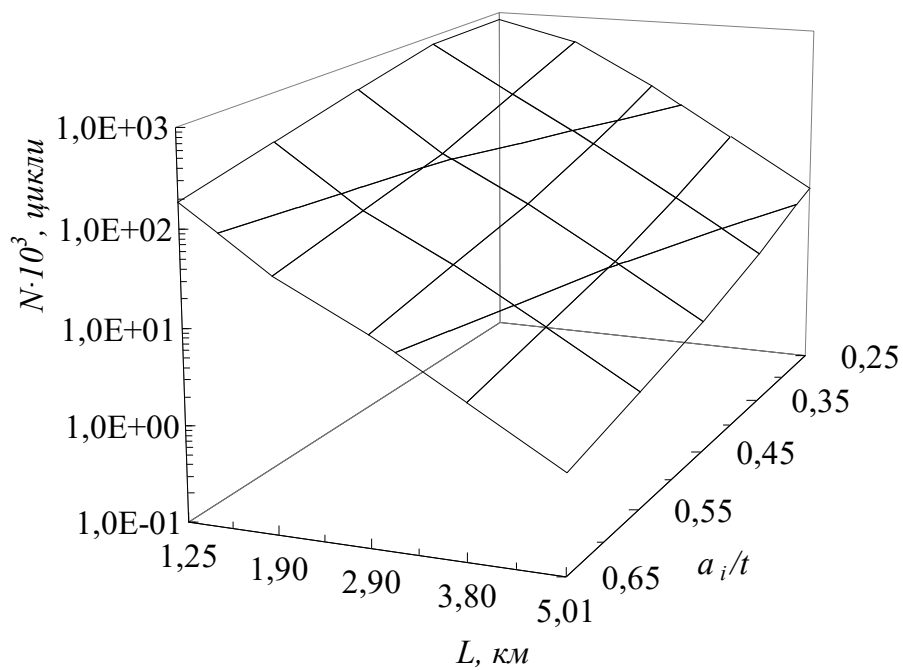
Одержані експериментально-розрахункові результати слугують одним із аргументів, які пояснюють незначну кількість відмов під час експлуатації бурильних з'єднань. Згідно статистичних даних [47–49] вона складає приблизно 1% від загальної кількості аварійних ситуацій.

Таблиця 6.6 – Порогова кількість циклів  $N_{th}$ , необхідна для розвитку корозійно-втомної півеліптичної тріщини в тривало експлуатованій БТ групи міцності „Л”

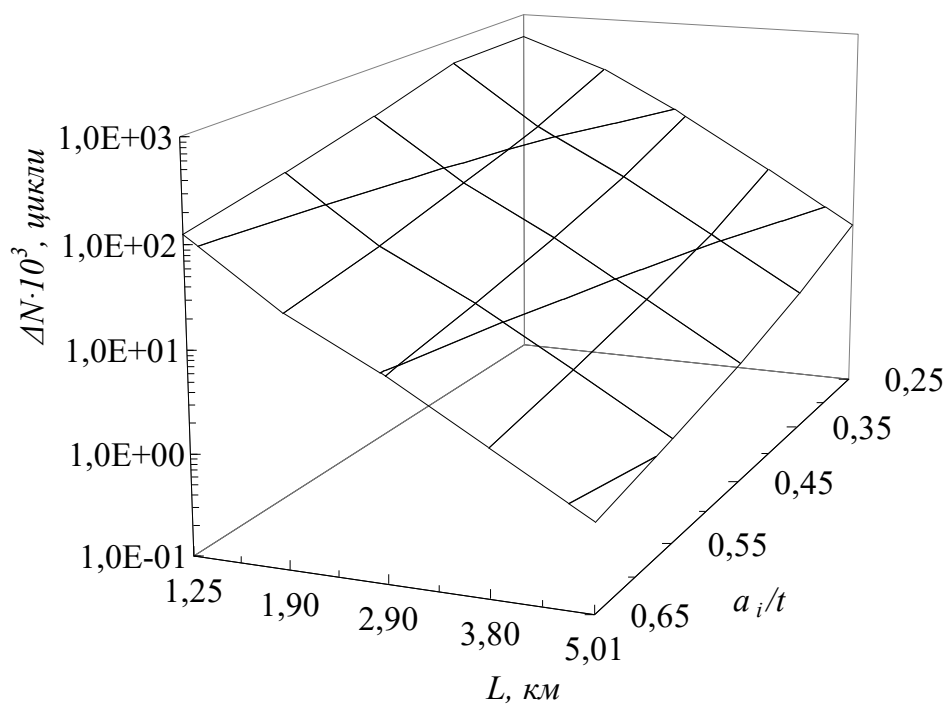
Розміщення п/е ( $a/c = 0,5$ ) тріщини	рН промивального БР	$N$ , цикли	$N_{th}^{pH8,3} / N_{th}^{pH11,0}$
		$L = 0,85$ км	$L = 0,85$ км
внутрішня	8,3	$8,06 \cdot 10^5$	1,48
внутрішня	11,0	$5,46 \cdot 10^5$	
зовнішня	8,3	$6,44 \cdot 10^5$	1,74
зовнішня	11,0	$3,70 \cdot 10^5$	

Таблиця 6.7 – Порогова глибина півеліптичної тріщини  $a_{th}$  ( $K_{th}$ ) та кількість циклів  $N_{th}$ , необхідна для початку її розвитку (старту) в елементах бурильного замка

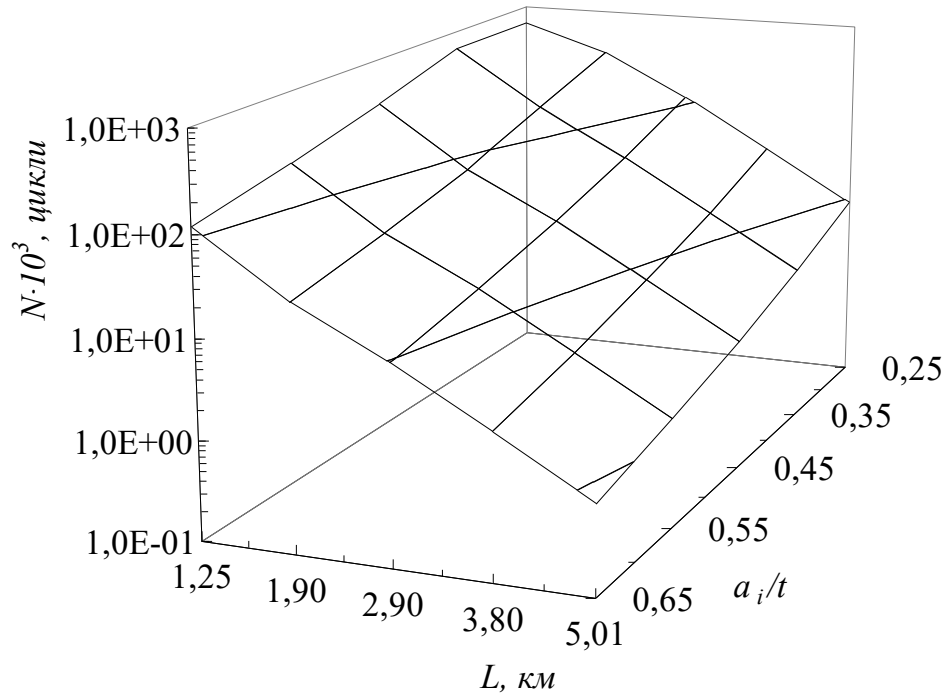
Розміщення п/е ( $a/c = 0,5$ ) тріщини	рН промивального БР	$a_{th}$	$N_{th}$ , цикли	$N_{th}^{pH8,3} / N_{th}^{pH11,0}$
			$L = 1,90$ км	$L = 1,90$ км
внутрішня (М)	8,3	13,23	$2,25 \cdot 10^6$	2,31
внутрішня (М)	11,0	11,19	$9,72 \cdot 10^5$	
зовнішня (Н)	8,3	5,00	$2,98 \cdot 10^6$	2,26
зовнішня (Н)	11,0	4,20	$1,32 \cdot 10^6$	



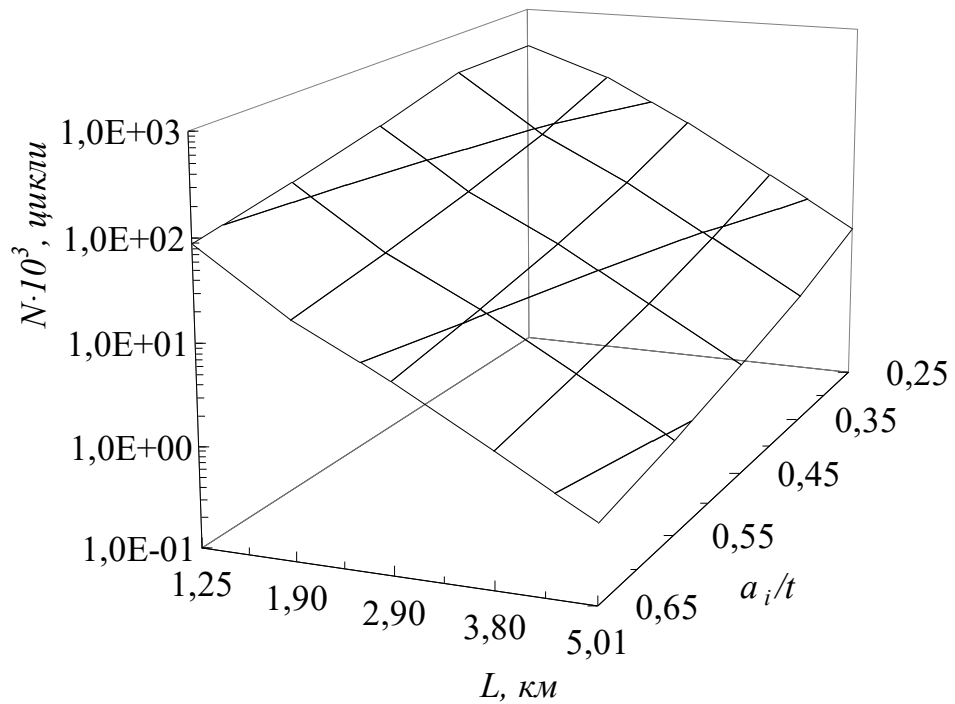
a)



б)

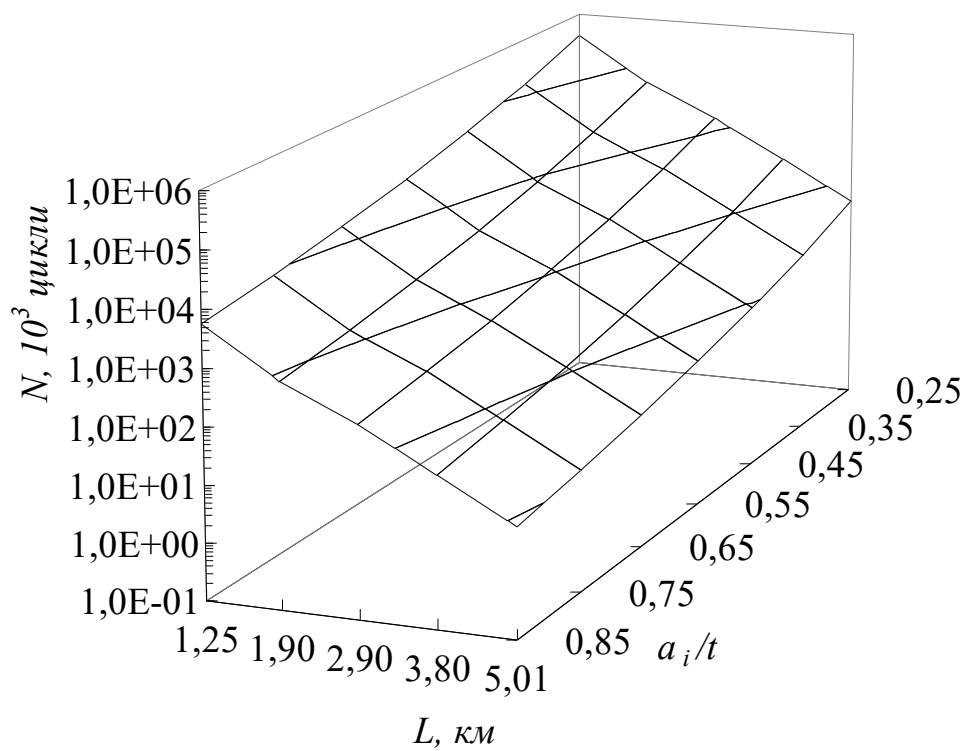


а)

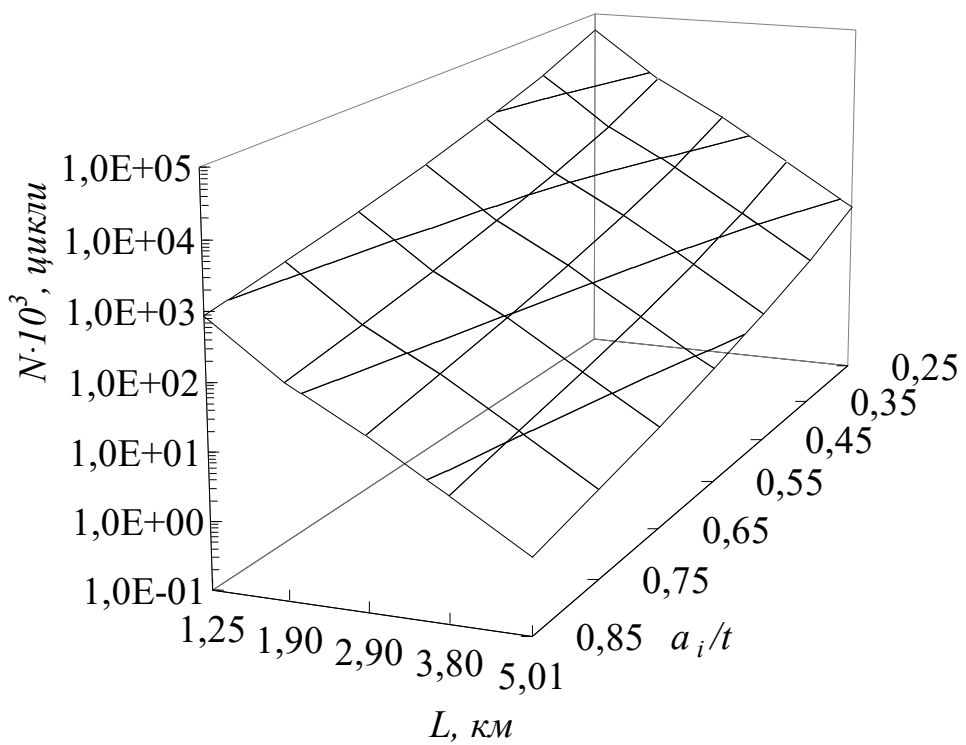


б)

Рисунок 6.9 – Вплив циклічних навантажень на розвиток корозійно-втомної тріщини у БТ групи міцності „Л” як елементі БК, у БР „Біокар” а), б) та полімеркалієвому в), г) залежно від глибини  $a_i/t$  внутрішньої а), в) або зовнішньої б), г) півеліптичної тріщини та глибини СПО



a)



б)

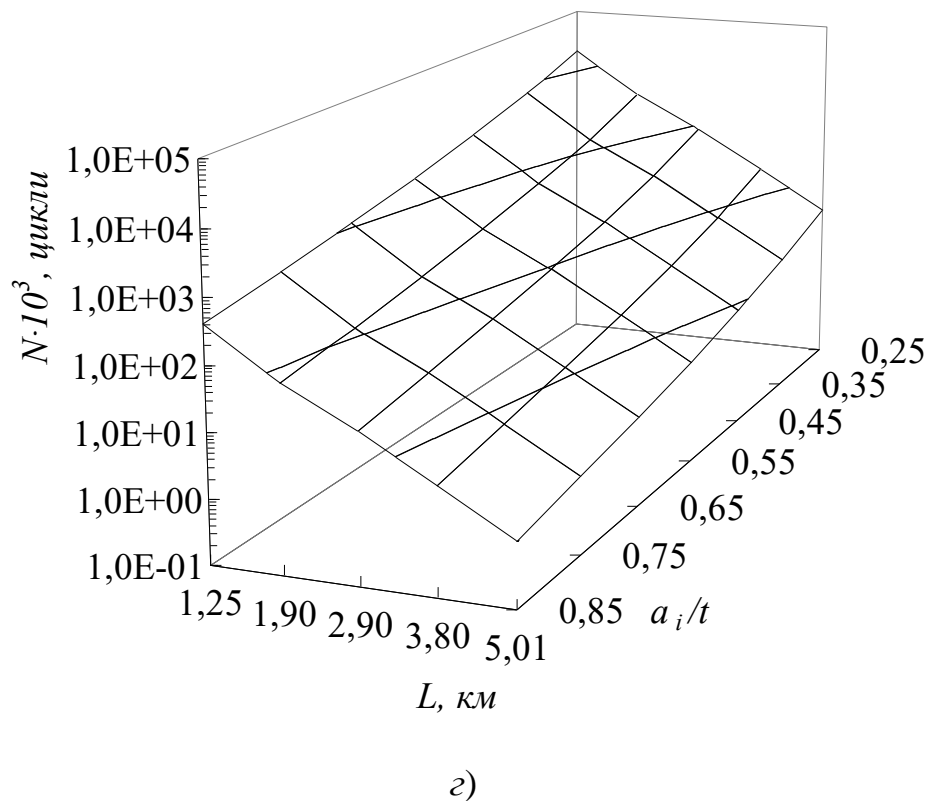
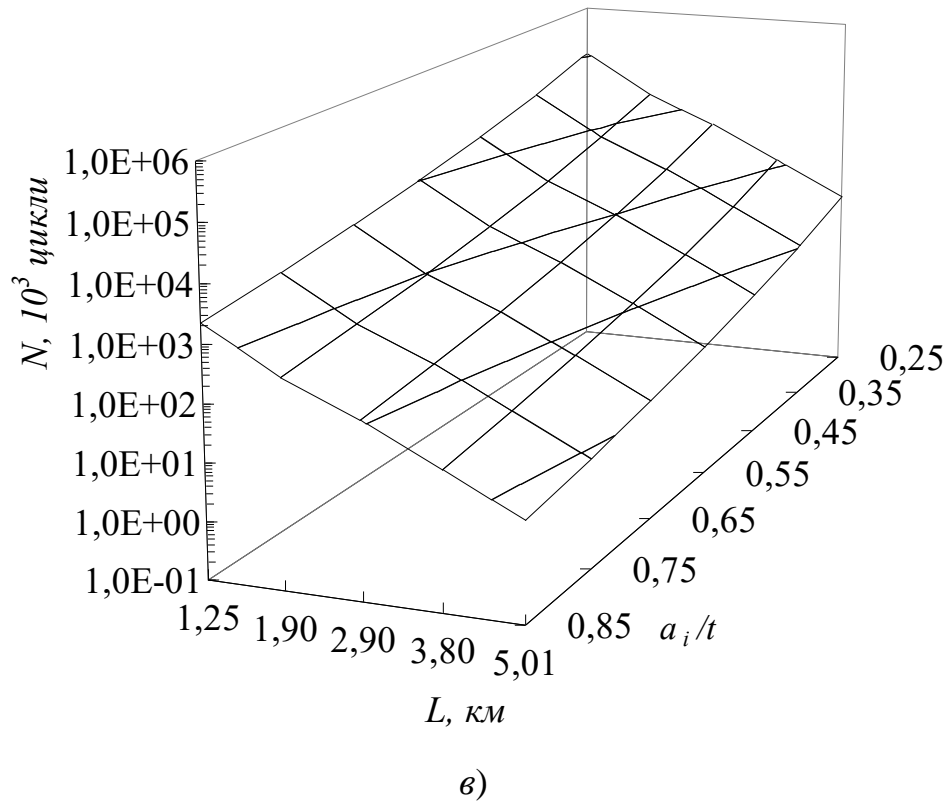


Рисунок 6.10 – Вплив циклічних навантажень на розвиток корозійно-втомної півеліптичної тріщини  $a_i/t$  в муфтовій а), в) та ніпельній б), г) частині бурильного замка ЗУ–155 як елемента БК, у БР „Біокар” а), б) та полімеркалієвому в), г) залежно від глибини СПО  $L$  при бурінні

Наведені на основі експериментальних даних (рис. 5.2–5.5) розрахункові дослідження (рис. 6.8–6.10) слугують основою для оцінювання та прогнозування роботоздатності тривало експлуатованих труб БК. Отримані результати (рис. 6.8–6.10) показують, як тривалість та глибина  $L$  буріння впливають на зміну розмірів (як виявлених, так і наявних, але не діагностованих) корозійно-втомних тріщин, а також визначають умови безпечної експлуатації БТ у взаємозв'язку із приростом виявлених дефектів [25].

### **6.5 Оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих бурильних труб груп міцності „К” та „Л” у робочих середовищах із виявленими на внутрішніх та зовнішніх стінках поперечних півеліптичних тріщин**

Аналізуючи статистичні дані про руйнування БТ [47–49, 62, 152] встановили, що на кожні  $1 \cdot 10^5$  циклів припадає 1000 год буріння свердловин. Дане припущення цілком узгоджується із результатами експериментальних випробувань [152] швидкості росту втомної тріщини у БТ груп міцності G–105 та S–135 у повітрі. Зокрема, під час повного буріння свердловини, компоненти БК зазнають від  $10^6$  до  $10^7$  циклів.

Оцінка роботоздатності ( $T$ ) БТ групи міцності „К” представлена в табл. 6.8 та на рис. 6.11 у вигляді результатів, які відображають оціночний вплив промивальних рідин, а також розмірів глибини ( $a_i/t$ ) і форми ( $a/c$ ) півеліптичних тріщиноподібних дефектів, які зароджуються і розвиваються під час поглиблення на глибину  $L$ .

Аналіз отриманих результатів (рис. 6.5 та 6.11) засвідчує, що умови виникнення руйнувань БТ групи міцності „К” із наявними півеліптичними тріщиноподібними дефектами [85] більш сприятливі за наявності зовнішньої півеліптичної корозійно-втомної тріщини, ніж аналогічної за розмірами внутрішньої.

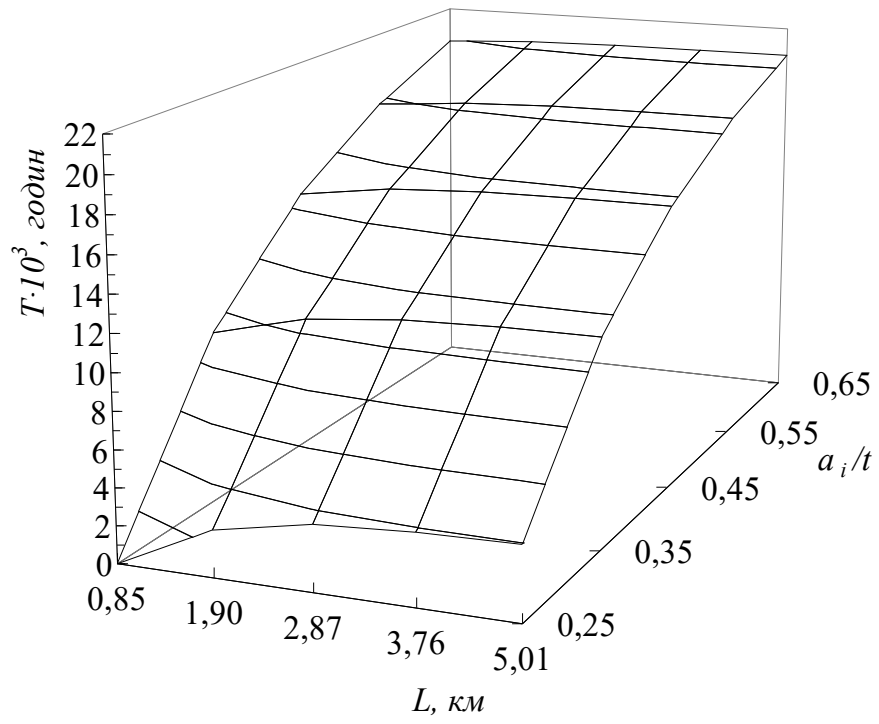
Таблиця 6.8 – Характеристики утворення та розвитку корозійно-втомної півеліптичної тріщини в тривало експлуатованих трубах групи міцності „К”

Розміщення п/е ( $a/c = 0,5$ ) тріщини	рН промивального БР	Тривалість буріння $T \cdot 10^3$ , год $L = 5,01$ км	$T_{\text{рН}8,3}/T_{\text{рН}11,0}$ $L = 5,01$ км
	внутрішня	8,3	20,41
внутрішня	11,0	11,90	
зовнішня	8,3	13,55	1,68
зовнішня	11,0	8,06	

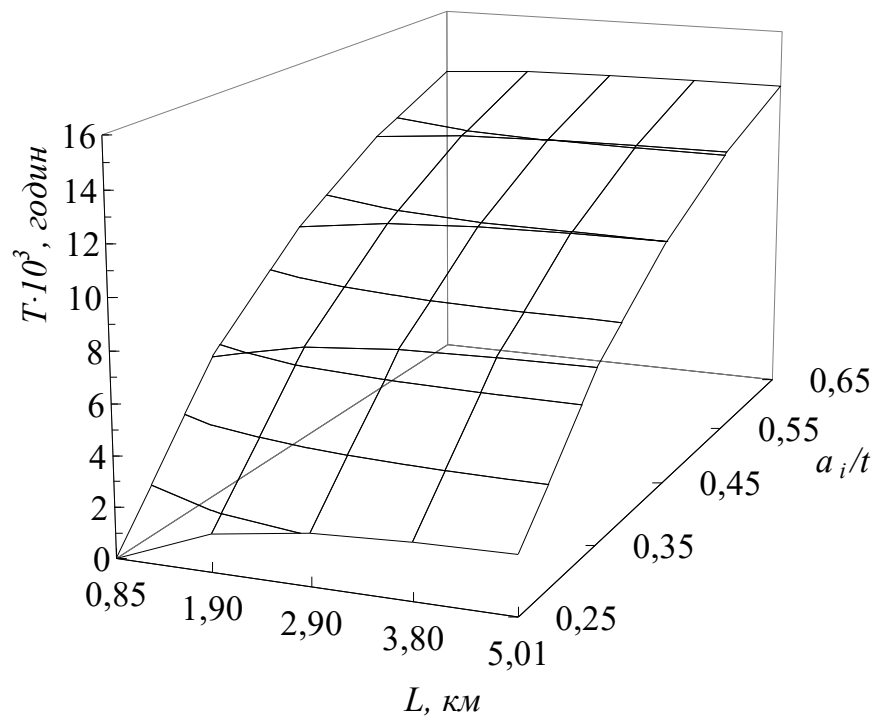
Оцінка роботоздатності ( $T$ ) БТ групи міцності „Л” представлена в табл. 6.9 та на рис. 6.12 у вигляді результатів, які відображають оціночний вплив промивальних рідин, а також розмірів глибини ( $a_i/t$ ) і форми ( $a/c$ ) півеліптичних тріщиноподібних дефектів, які зароджуються і розвиваються під час поглиблення на глибину  $L$ .

Аналіз отриманих результатів (рис. 6.6, 6.12) засвідчує, що умови виникнення руйнувань БТ групи міцності „Л” із наявними півеліптичними тріщиноподібними дефектами [85] більш сприятливі за наявності зовнішньої півеліптичної корозійно-втомної тріщини, ніж аналогічної за розмірами внутрішньої.

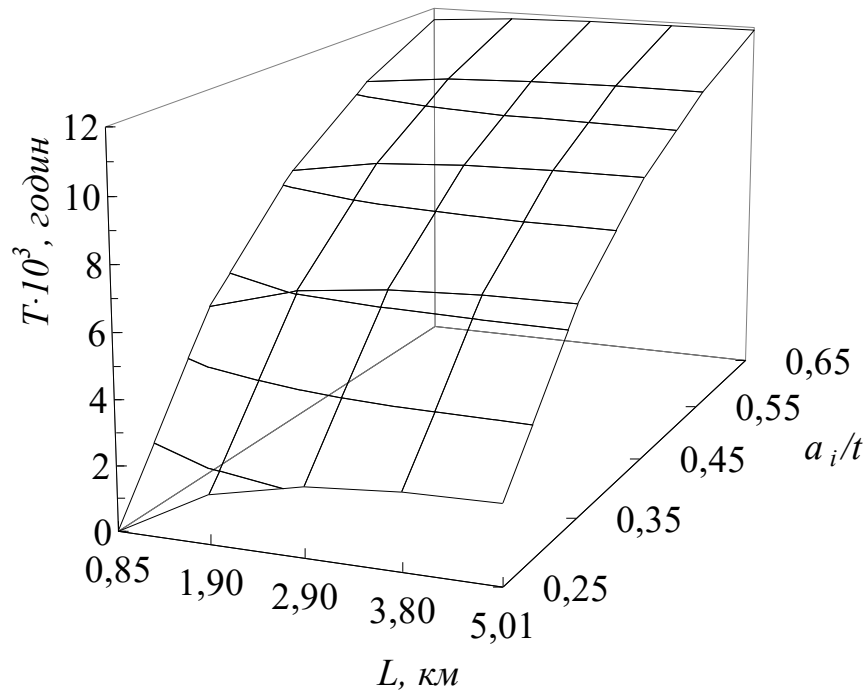




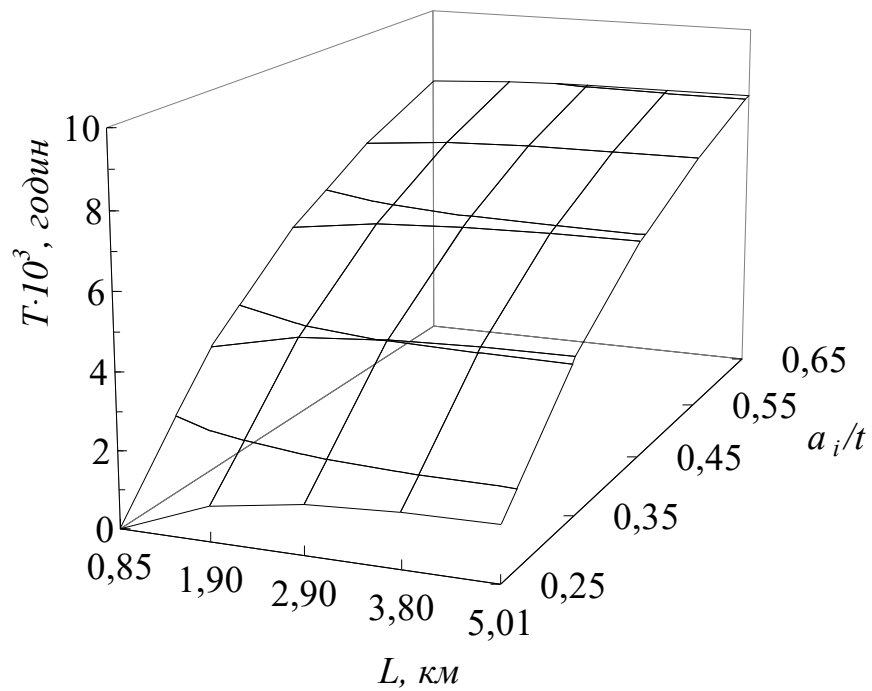
a)



б)



а)



б)

Рисунок 6.11 – Оцінювання роботоздатності БТ групи міцності „К” експлуатованих у БР „Біокар” а), б) та полімеркалієвому в), г) із урахуванням впливу глибини  $a_i/t$  внутрішньої а), в) або зовнішньої б), г) півеліптичної тріщини та глибини СПО

Таблиця 6.9 – Характеристики утворення та розвитку корозійно-втомної півеліптичної тріщини в тривало експлуатованих трубах групи міцності „Л”

Розміщення п/е ( $a/c = 0,5$ ) тріщини	рН промивального БР	Тривалість буріння $T \cdot 10^3$ , год	$T_{pH8,3}/T_{pH11,0}$
		$L = 5,01$ км	$L = 5,01$ км
внутрішня	8,3	18,04	1,50
внутрішня	11,0	12,01	
зовнішня	8,3	13,33	1,60
зовнішня	11,0	8,34	

У полімеркалієвому БР швидкість розвитку корозійно-втомної тріщини на середньоамплітудній ділянці діаграм циклічної корозійної тріщиностійкості досліджуваних сталей БТ груп міцності „К” (рис. 5.2, 5.3) та „Л” (рис. 5.4, 5.5) є більшою (див. табл. 5.8, 5.12) відповідно у  $\sim 1,64$  та  $2,41$  рази за її розвиток у БР „Біокар”.

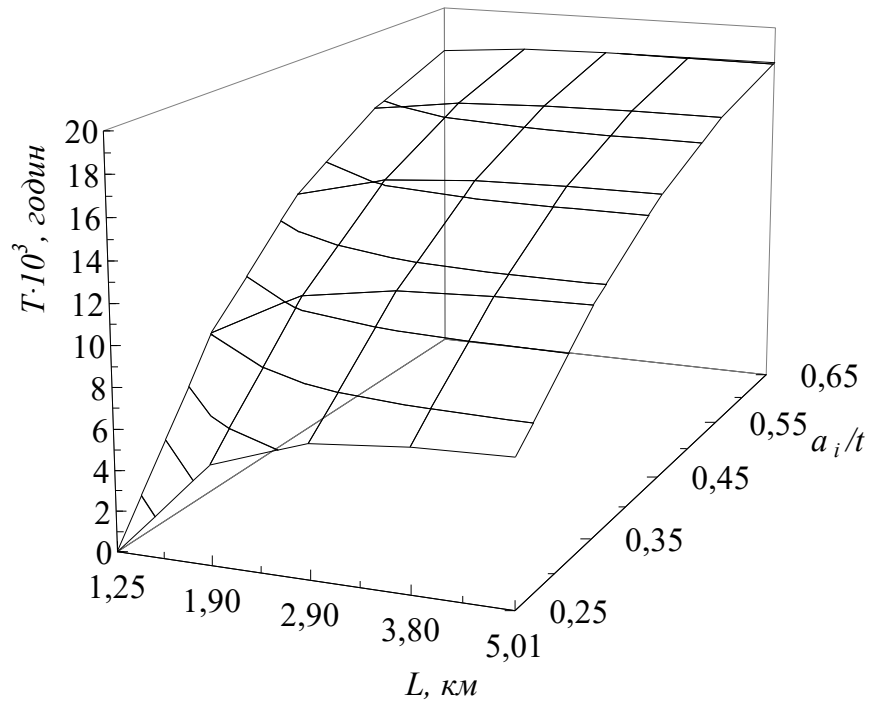
Крім того, роботоздатність БТ груп міцності „К” залежить від розміщення півеліптичного тріщиноподібного дефекта і для дефекта розміщеного всередині труби, яка експлуатується з використанням БР „Біокар” вона  $1,72$  рази вища, а для дефекта, розміщеного на зовнішній поверхні БТ – більша в  $1,68$  рази.

Для БТ груп міцності „Л” роботоздатність також залежить від місця виникнення і розвитку дефекта. Зокрема, для дефекта розміщеного всередині БТ, яка експлуатується з використанням БР „Біокар” є у  $1,50$  рази вищою, а для дефекта, розміщеного на зовнішній поверхні БТ – більша в  $1,60$  рази.

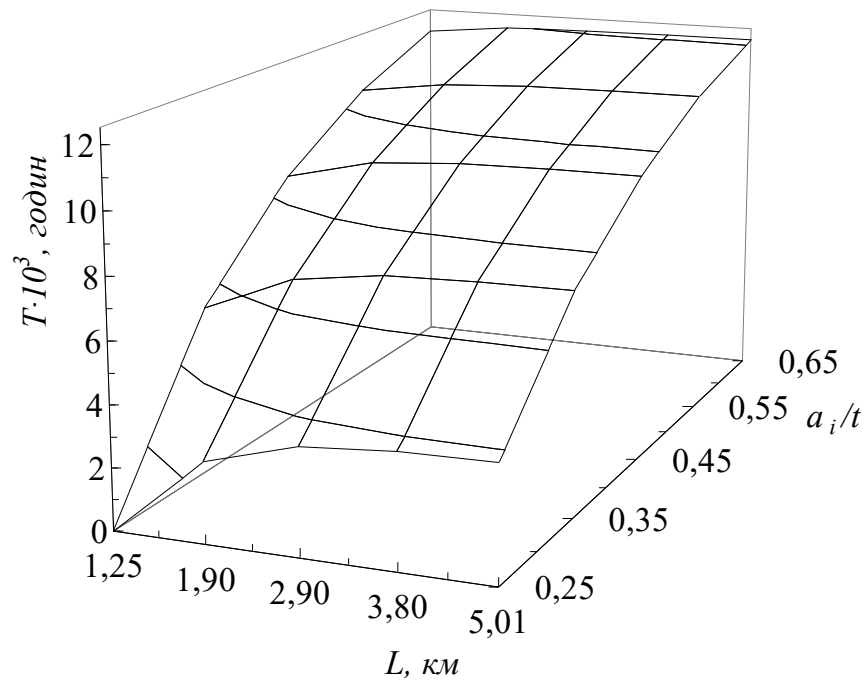
Отже, з позиції впливу на швидкість розвитку корозійно-втомних тріщин в сталях елементів БК, при бурінні свердловин більш доцільно використовувати БР „Біокар”.

За одержаними даними, фахівцями приймаються обґрунтовані рішення, щодо подальшої експлуатації з використанням заданого промивального розчину БТ з

виявленим тріщиноподібним дефектом з обмеженням глибини буріння або віднесення її до відбракованих.



a)



б)

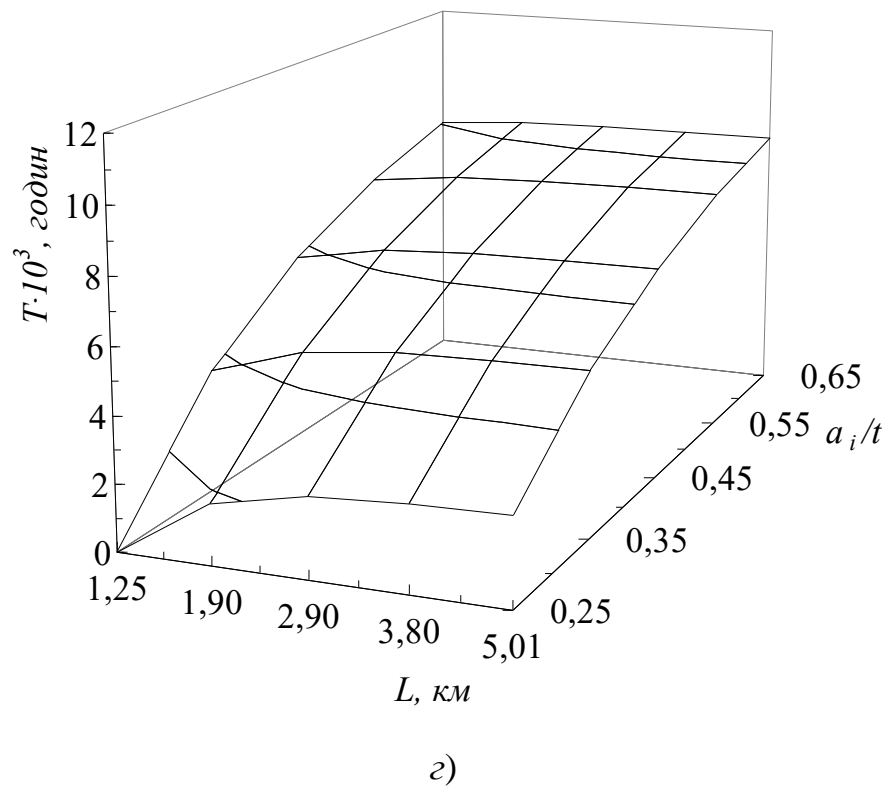
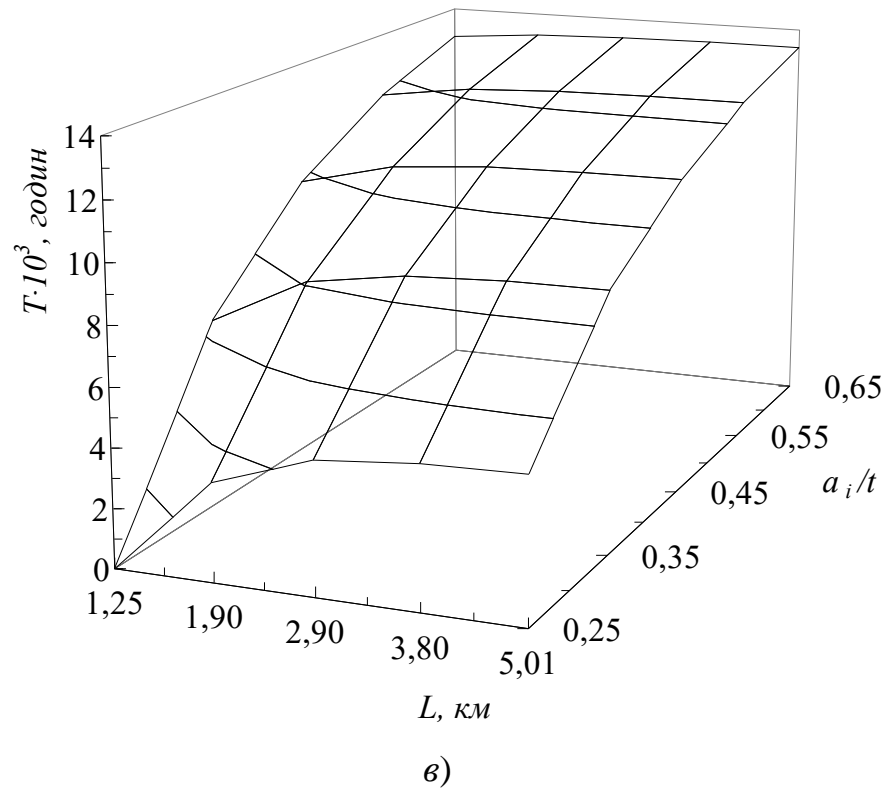


Рисунок 6.12 – Оцінювання роботоздатності БР групи міцності „Л” експлуатованих у БР „Біокар” а), б) та полімеркалієвому в), г) із урахуванням впливу глибини  $a_i/t$  внутрішньої а), в) або зовнішньої б), г) півеліптичної тріщини та глибини СПО

Запропоновано експериментально-розрахунковий метод, який забезпечує можливість потенційного прогнозування та оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих БТ вибраної групи міцності та відповідного промивального бурильного розчину.

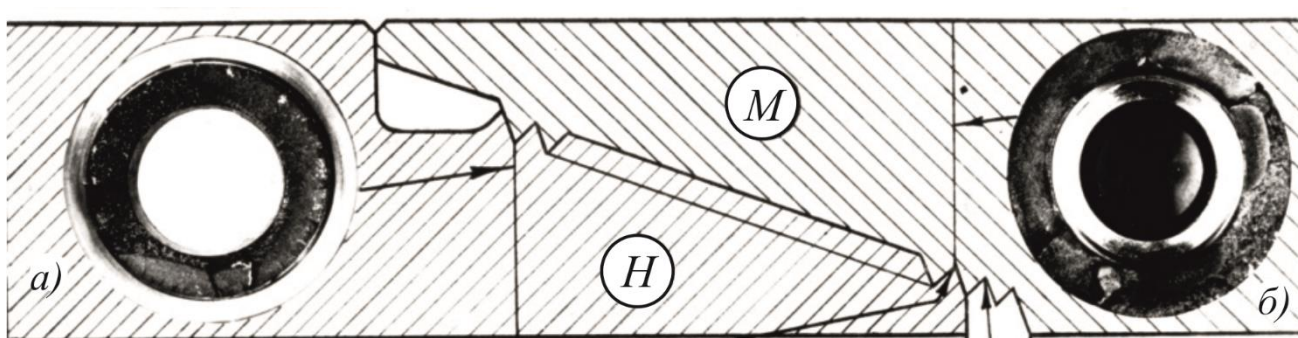
### **6.6 Оцінювання небезпеки руйнування елементів тривало експлуатованих бурильних замків ЗУ–155, що містять поперечні кільцеві експлуатаційні тріщиноподібні дефекти під час спуско-підймальних операцій бурильної колони**

Руйнування ЗРЗ БТ під час СПО є доволі поширеним випадком раптових відмов БК (~28,3%) [60]. Розглянемо випадок руйнування тривало експлуатованого бурильного замка ЗУ–155 ( $D = 155$  мм,  $d = 95$  мм) із замковою різьбою З–133 у ймовірних місцях зародження та розвитку зовнішньої кільцевої замкнутої тріщини у ніпелі ( $D_f^N = 124,6$  мм,  $d = 95$  мм) та внутрішньої – у муфті ( $D = 155$  мм,  $d_f^M = 114,3$  мм) [22, 67, 122].

Схему руйнування ЗРЗ зображено на рис. 6.13. Руйнування спостерігаються як за ніпельною частиною (рис. 6.13а), так і за муфтовою (рис. 6.13б) для різних розмірів з'єднань залежно від відношення моментів опору в площинах руйнування.

При цьому критичну глибину (рис. 6.14) замкненої корозійно-втомної тріщини  $a_c$  визначали за умови  $K_I = K_{Jc}$  та враховуючи задану глибину смердловини, тобто пікові динамічні навантаження ( $Q$ ) під час СПО БК складеної БТ групи міцності „Л” із ЗРЗ ЗУ–155 при поглибленні свердловин (див. табл. 6.1).

Разом з тим, практичний інтерес становить визначення характеристичної глибини корозійно-втомної тріщини  $(a/t)^*$ , при якій різко зростає швидкість зміни КІН  $K_I$  [86], а отже і ризик руйнування дефектного бурильного замка ЗУ–155 під час СПО.



$M$  – муфтова частина з'єднання;  $H$  – ніпельна частина з'єднання;  
 а) поверхня руйнування у ніпельній частині з'єднання –  $H$ ; б) поверхня  
 руйнування у муфтовій частині з'єднання –  $M$ .

Рисунок 6.13 – Схема втомного руйнування ЗРЗ обважнених БТ [67]

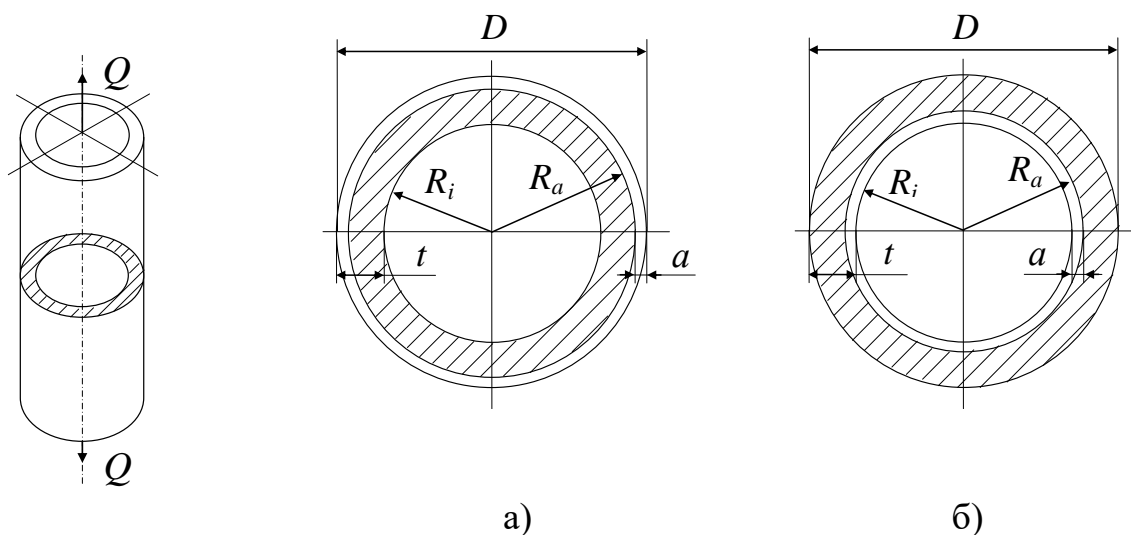


Рисунок 6.14 – Пустотілий циліндр із зовнішньою а) та внутрішньою б)  
 поперечною кільцевою тріщиною під дією осьового навантаження

Характеристична глибина тріщини  $(a/t)^*$  визначається за методикою [86].

Поточні значення  $dK_I/da = F(a/t)$  (рис. 6.15) підраховують з кроком  $a/t = 0,01$  та визначають три точки, в околі яких виконувались умови:

$$(dK_I/da)_{i+1} - (dK_I/da)_i = 0,01 \rightarrow (a/t)_1 \rightarrow 1.$$

$$(dK_I/da)_{i+1} - (dK_I/da)_i = 0,10 \rightarrow (a/t)_2 \rightarrow 2. \quad (6.11)$$

$$(dK_I/da)_{i+1} - (dK_I/da)_i = 1,00 \rightarrow (a/t)_3 \rightarrow 3.$$

За аргументами цих точок визначають координати точок  $L$   $(0,5 \cdot [(a/t)_1 + (a/t)_2], (dK/da)_L)$  та  $M$   $(0,5 \cdot [(a/t)_2 + (a/t)_3], (dK/da)_M)$ . У визначених точках  $L_i$  і  $M_i$  (див. рис. 6.15) проводять дотичні. Аргументом точки перетину цих дотичних є значення глибини критичного дефекту  $(a/t)^*$ , при якому різко зростає швидкість зміни  $(dK_1/da)$  КІН  $K_1$ .

Умови потенційного руйнування елемента ніпельної частини БТ по першому з'єднаному витку з зовнішньою кільцевою корозійно-втомною тріщиною (рис. 6.14а) глибиною  $a$  визначали застосуванням механіки руйнування [86].

У вершині такої тріщини [167], КІН  $K_1$  визначається залежністю

$$K_1 = \sigma \sqrt{\pi a} \frac{F}{\sqrt{Y}}, \quad (6.12)$$

де 
$$F = \frac{1 - R_{ia}^2}{\left[1 - (1 - R_{ia}) \frac{a}{t}\right]^2 - R_{ia}^2},$$

$$Y = 0,8 + (1 - R_{ia}) \frac{a}{t} \frac{H}{\left[1 - (1 - R_{ia}) \frac{a}{t}\right]}, \quad R_{ia} = \frac{R_i}{R_i + t}, \quad H = 4 + 1,08 \frac{R_{ia}}{(1 - R_{ia}) \left(1 - \frac{a}{t}\right)}.$$

При цьому швидкість зміни  $(dK_1/da)$  КІН  $K_1$  рівна

$$\frac{dK_1}{da} = 0,5\sigma \sqrt{\frac{\pi}{a}} \frac{F}{\sqrt{Y}} + \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{Y}} \frac{dF}{da} - 0,5\sigma \sqrt{\pi a} \frac{F}{Y^{1,5}} \frac{dY}{da}, \quad (6.13)$$

де 
$$\frac{dF}{da} = \frac{2(R_{ia} - 1) \left[ \frac{a(R_{ia} - 1)}{t} + 1 \right] (R_{ia}^2 - 1)}{t \left\{ \left[ 1 - (1 - R_{ia}) \frac{a}{t} \right]^2 - R_{ia}^2 \right\}},$$



$$\frac{dH}{da} = 1,08 \frac{R_{ia}}{t(1-R_{ia}) \left(1 - \frac{a}{t}\right)^2},$$

$$\frac{dY}{da} = \frac{(1-R_{ia})}{t \left[1 - (1-R_{ia}) \frac{a}{t}\right]} \left\{ H + a \frac{dH}{da} + \frac{Ha(1-R_{ia})}{t \left[1 - (1-R_{ia}) \frac{a}{t}\right]} \right\}.$$

Умови, за яких можливе руйнування елемента муфтової частини різьбового з'єднання БТ по першому з'єднаному витку ( $D = 155$  мм,  $d_f^M = 114,3$  мм), що містять внутрішню поперечну кільцеву тріщину (рис. 6.14б) глибиною  $(a/t)^*$ . У вершині такої тріщини [189] КІН  $K_I$  визначається залежністю

$$K_I = \sigma \frac{F}{\sqrt{1 - \frac{a}{t}}} \sqrt{\pi a}. \quad (6.14)$$

При цьому швидкість зміни  $(dK_I/da)$  КІН  $K_I$  рівна

$$\frac{dK_I}{da} = \sigma \frac{dF}{da} \frac{\sqrt{\pi a}}{\sqrt{1 - \frac{a}{t}}} + \frac{\sigma F}{2t} \frac{\sqrt{\pi a}}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{\frac{3}{2}}} + \frac{1}{2} \frac{\sigma F}{\sqrt{1 - \frac{a}{t}}} \sqrt{\frac{\pi}{a}}, \quad (6.15)$$

де функція  $F$  та швидкість її зміни  $dF/da$  визначаються функціональними рядами, які залежать від співвідношення  $R_i/R_a$  [189] ( $R_a = R_i + a$ ).

У випадку зовнішньої поперечної кільцевої тріщини виявленій у ніпельній частині різьбового з'єднання 3–133 безрозмірна залежність  $\frac{\sqrt{t}}{\sigma} \frac{dK_I}{da} = F\left(\frac{a}{t}\right)$  представлена на рис. 6.15, крива 1. Для розглядуваного випадку відносна характеристична

глибина критичного дефекта становить  $(a/t)^*_H = 0,535$  і по першому з'єднаному витку для ніпельної частини різьбового з'єднання З–133 (див. рис. 6.13а) характеристична глибина зовнішньої поперечної втомної тріщини рівна  $a^*_H = 7,9$  мм.

Для випадку внутрішньої поперечної кільцевої тріщини, виявленій у муфтовій частині різьбового з'єднання З–133 безрозмірна залежність  $\frac{\sqrt{t}}{\sigma} \frac{dK_I}{da} = F\left(\frac{a}{t}\right)$  представлена на рис. 6.15, крива 2. Для розглядуваного випадку відносна характеристична глибина критичного дефекту становить  $(a/t)^*_M = 0,670$  і по першому з'єднаному витку для муфтової частини різьбового з'єднання З–133 (див. рис. 6.12б) характеристична глибина зовнішньої поперечної втомної тріщини рівна  $a^*_M = 13,7$  мм.

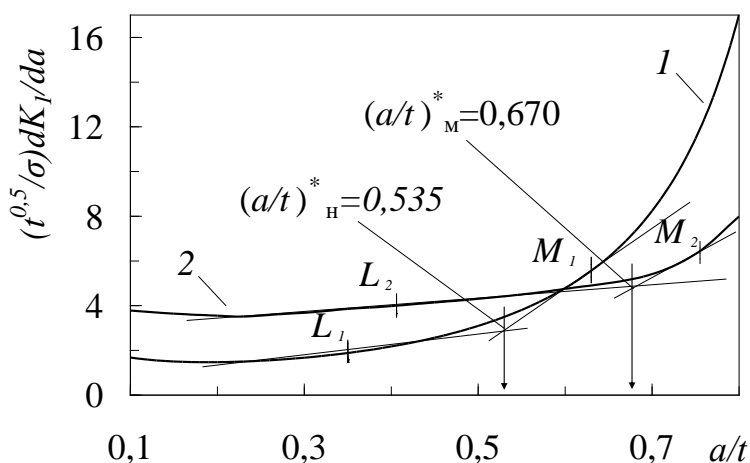


Рисунок 6.15 – Залежність швидкості зміни КІН  $K_I$  по першому витку ніпельної (1) та муфтової (2) частини різьбового з'єднання З–133 за дії осевого навантаження

Встановимо взаємозв'язок між критичними глибинами зовнішньої та внутрішньої замкненої втомної тріщини  $a_c/t$  для досліджуваних ніпельної і муфтової частин різьбового з'єднання З–133 та піковими динамічними навантаженнями  $Q$ , що визначається глибиною свердловини згідно табл. 6.1.

Представлені графічно результати обчислень дають підстави зробити висновки, що для сталі ніпельної частини (рис. 6.16, крива 1) різьбового з'єднання 3–133 бурильного замка ЗУ–155 під час СПО на глибині від 3,6 км до 5 км критичними є втомні тріщини в діапазоні  $7,9 \text{ мм} \geq a_c \geq 6,3 \text{ мм}$  (ділянка I, крива 1, відрізок AB на рис. 6.16), тоді як на глибинах від 1,25 км до 3,6 км небезпечними є корозійно-втомні тріщини глибиною  $a^* = 7,9 \text{ мм}$  (ділянка II, відрізок BC на рис. 6.16), оскільки на цих глибинах (ділянка II, відрізок BC на рис. 6.16) за рахунок швидкої зміни КІН до критичних значень  $K_{Jc}$  сталі ніпельної частини різьбового з'єднання 3–133 бурильного замка ЗУ–155 умови потенційного руйнування визначаються характеристичною глибиною зовнішньої поперечної кільцевої тріщини.

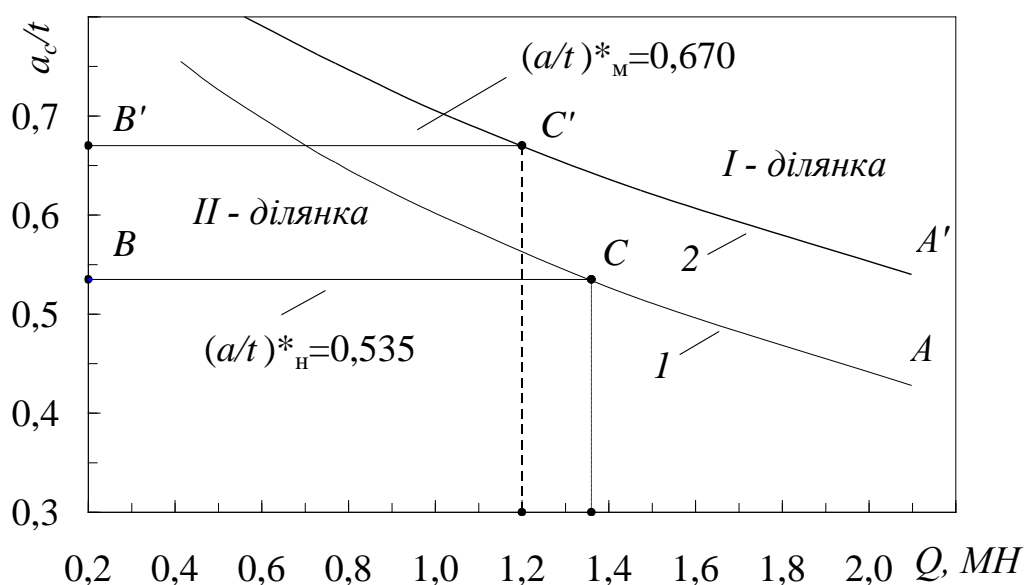


Рисунок 6.16 – Вплив пікових значень динамічних навантажень ( $Q$ ) на критичну глибину зовнішньої (1) або внутрішньої (2) поперечної кільцевої тріщини, розміщеній по першому з'єднаному витку ніпельної або муфтової частини різьбового з'єднання 3–133 бурильного замка ЗУ–155

Результати обчислень для сталі муфтової частини (рис. 6.16, крива 2) різьбового з'єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155 під час СПО на глибині від 3,5 км до 5 км критичними є втомні тріщини в діапазоні  $13,7 \text{ мм} \geq a_c \geq 11,1 \text{ мм}$  (рис. 6.16, ділянка I, крива 2, відрізок  $A'B'$ ), тоді як на глибинах від 1,25 км до 3,5 км небезпечними є втомні тріщини з характеристичною глибиною  $a^* = 13,7 \text{ мм}$  (рис. рис. 6.16, ділянка II, відрізок  $B'C'$ ).

Одержані результати дозволяють пояснити суттєве збільшення кількості аварій елементів БК під час СПО, описаних у [6, 46, 85, 184].

Узагальнення результатів розрахунково-експериментальних досліджень свідчить, що для оцінки умов руйнування тривало експлуатованих ніпельної та муфтової частин різьбового з'єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155, що містять поперечні кільцеві тріщини необхідно, по-перше, враховувати характер розміщення поперечної кільцевої тріщини (зовнішня чи внутрішня), по-друге, на малих глибинах необхідно враховувати показник „опірності елемента конструкції росту тріщини”. На глибинах понад 3,6 км – для досліджуваної ніпельної частини різьбового з'єднання З–133, що містять зовнішню або від 3,5 км для досліджуваної муфтової частини різьбового з'єднання З–133, що містять внутрішню поперечну кільцеву тріщину умови руйнування визначаються критичним КІН  $K_{Jc}$  сталі бурильного замка ЗУ–155. На менших глибинах умови руйнування визначаються характеристичною глибиною зовнішньої або внутрішньої поперечної кільцевої тріщини і настають за менших від критичного КІН значень за рахунок їх швидкої зміни до критичних значень  $K_{Jc}$  в сталі бурильного замка ЗУ–155.

Таким чином, під час СПО визначальним чинником, що призводить до суттєвого збільшення кількості аварій тривало експлуатованих елементів бурильного замка ЗУ–155 із зовнішньою поперечною кільцевою тріщиною при бурінні на глибинах понад 3,6 км, а із внутрішньою поперечною кільцевою тріщиною на глибинах понад 3,5 км, є втрата в сталі БТ опірності розвитку тріщин, тобто їх тріщиностійкості. На глибинах до 3,5 км визначальним чинником, який є відповідальним за аварійну ситуацію розглядуваної БК складеної БТ групи

міцності „Л” є характеристична глибина втомної тріщини  $a^*$ , яка є меншою за її критичну величину  $a_c$  (див. табл. 6.10).

Таблиця 6.10 – Критичні та характеристичні глибини поперечних кільцевих тріщин різьбового з’єднання З–133

L, км	ніпельна частина		муфтова частина	
	критична ( $a_c$ ) глибина, мм	характеристична ( $a^*$ ) глибина, мм	критична ( $a_c$ ) глибина, мм	характеристична ( $a^*$ ) глибина, мм
1,25	10,7	7,9	–	13,7
1,6	9,8	7,9	15,6	13,7
1,9	9,7	7,9	15,4	13,7
2,3	9,4	7,9	15,2	13,7
2,9	8,8	7,9	14,3	13,7
3,8	7,6	–	12,8	–
5,01	6,3	–	11,1	–

Одержані результати можна застосовувати для інтерпретації технічного діагностування тривало експлуатованих елементів БК.

### Висновки до розділу 6

1. Визначено КІН в околі поперечних півеліптичних тріщин, що знаходяться на внутрішніх або зовнішніх стінках тривало експлуатованих БТ групи міцності „К” та „Л” за методом скінченних елементів та на основі аналітичних залежностей. Отримані розрахункові результати величини КІН у вершині  $a_i/t$  внутрішньої півеліптичної тріщини методом скінченних елементів та аналітично, показує що результати аналітичних розрахунків менші для БТ груп міцності „К” та „Л”

відповідно на 8,25 та 7,32%. Аналогічні аналітичні розрахунки величини КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  зовнішньої півеліптичної тріщини більші для БТ груп міцності „К” та „Л” відповідно на 7,26 та 7,71%. Результати аналітичних розрахунків незначно відрізняються від результатів отриманих методом скінченних елементів, що дозволяє в подальших розрахунках використовувати аналітичні співвідношення, які значно спрощують розрахункову оцінку елементів БК, при задовільній точності отриманих результатів.

2. Визначено порогові значення внутрішнього та зовнішнього півеліптичного дефекта  $a/c = 0,5$  для БТ груп міцності „К” та „Л”. Зокрема, для БТ групи міцності „К” на глибині буріння  $L = 0,85$  км можливе утворення порогової корозійно-втомної тріщини залежно від поверхні утворення та виду промивального БР в інтервалі  $1,75 \text{ мм} \leq a_{th} \leq 2,94 \text{ мм}$ . Для БТ групи міцності „Л” на глибині буріння  $L = 1,25$  км можливе утворення порогової корозійно-втомної тріщини залежно від поверхні утворення та виду промивального БР в інтервалі від  $1,81 \text{ мм} \leq a_{th} \leq 3,00 \text{ мм}$ . Сучасні методи технічного діагностування дозволяють ідентифікувати тріщиноподібні дефекти таких розмірів.

3. Визначено вплив циклічних навантажень на поширення корозійно-втомної тріщини в експлуатованих БТ груп міцності „К” та „Л” як елементах БК, залежно від глибини  $a_i/t$  внутрішньої або зовнішньої півеліптичної тріщини та глибини СПО у промивальних БР. Показано, що при бурінні свердловин з використанням експлуатованих БТ груп міцності „К” та „Л” більш доцільно використовувати промивальний БР „Біокар”, оскільки час зародження і розвитку внутрішніх (зовнішніх) півеліптичних тріщин у стінках БТ групи міцності „К” на глибині  $L = 0,850$  км в 1,72 (1,68) рази, а для БТ групи міцності „Л” на глибині  $L = 1,250$  км в 1,50 (1,60) рази більший, ніж при використанні полімеркалієвого БР за інших однакових умов.

4. Запропоновано експериментально-розрахунковий метод, який забезпечує можливість потенційного прогнозування та оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих БТ вибраної групи міцності та відповідного промивального БР.

5. При спуско-підіймальних операціях БК встановлено:

- руйнування тривало експлуатованої ніпельної частини різьбового з'єднання 3–133 бурильного замка ЗУ–155 із зовнішньою поперечною кільцевою тріщиною на глибині від 3,6 км до 5 км визначається критичним значенням  $J$ -інтеграла ( $J_C$ ) сталі труб, при цьому критичними є втомні тріщини в діапазоні  $7,9 \text{ мм} \geq a_c \geq 6,3 \text{ мм}$ , а в інтервалі від 1,25 км до 3,6 км – показником „опірності елемента конструкції росту тріщини” з характеристичною глибиною  $a^* = 7,9 \text{ мм}$ ;
- руйнування муфтової частини різьбового з'єднання 3–133 бурильного замка ЗУ–155 на глибинах від 3,5 км до 5 км визначається тріщиностійкістю сталі труб, при цьому критичними є втомні тріщини в діапазоні  $13,7 \text{ мм} \geq a_c \geq 11,1 \text{ мм}$ , а в інтервалі від 1,25 км до 3,5 км – показником „опірності елемента конструкції росту тріщини” з характеристичною глибиною  $a^* = 13,7 \text{ мм}$ .

## ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ РОБОТИ ТА ВИСНОВКИ

Дисертація є завершеною науково-дослідною роботою, в якій набули подальшого розвитку наукові основи інженерних методів розрахунку динамічного режиму роботи бурильного інструменту, інтегральних показників буріння свердловин та оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих колон бурильних та гнучких труб з наявними експлуатаційними дефектами, що є основою для експертних висновків про можливість їх подальшої безпечної роботи або ж виведення з експлуатації.

У результаті виконання роботи отримано такі основні результати:

1. Удосконалено математичну модель динамічного режиму роботи бурового станда, яка дозволила встановити нові взаємозв'язки між поздовжніми коливаннями породоруйнівного інструменту і параметрами КБК, бурового станда та умовами його закріплення. Оцінено вплив в'язко-пружних властивостей поверхні вибою та ВЗП, швидкості обертання долота, маси станда на динамічні характеристики роботи долота. Обґрунтовано можливість відтворення впливу низу бурильної колони на роботу долота і буріння. На основі аналізу розмірностей з використанням критеріїв подібності отримано багатофакторні математичні моделі зміни механічної швидкості, моментоемності та енергоемності буріння шарошковими долотами пропластків пісковика воротищенської світи твердістю 1440 і 2050 МПа, що враховують режимні параметри та жорсткість і демпфування бурильного інструменту. Максимальна відносна похибка при використанні математичної моделі складає 18,6%, її середнє значення – 9,7%.

2. Вперше розроблено математичні моделі роботи КГТ при бурінні горизонтальних ділянок свердловин, які дозволяють досліджувати зміну осьової сили на долоті при встановленні в компоновці низу колони вибійних пристроїв. При зміні коефіцієнта тертя ГТ об стінку свердловини від 0,1 до 0,3 довжина горизонтальної ділянки зменшується в 2,7 рази. Включення в компоновку гідронавантажувача за подачі



насосів  $0,020 \text{ м}^3/\text{с}$  призводить до зростання осьового навантаження на долото і збільшує довжину горизонтальної ділянки свердловини в 1,68 рази.

Розроблено нові пристрої та компоновки для удосконалення буріння похило-скерованих та горизонтальних свердловин: конструкції гідронавантажувачів з наявністю герметичної ванни з рідиною для покращення роботи шліцьової пара та забезпечення надійності і довговічності його роботи, а також для забезпечення ефективних дій промивальної рідини як для виносу шламу на поверхню і утримання корпусу пристрою від переміщення у протилежну сторону від вибою, так і для подачі долота за допомогою поршня силового циліндра. Запропоновано удосконалени КНБК для обертового буріння похило-скерованих та горизонтальних ділянок свердловини з використанням КГТ, яка включає ЕКЕ та перевідники з гвинтоподібними поверхнями, гідронавантажувач та долото з промивними каналами, в яких закріплені кавітаційні камери.

Створено, виготовлено і випробувано у промислових умовах нову конструкцію амортизатора поздовжньо-крутильних коливань бурильної колони АПКК-178. Результати промислових досліджень свідчать, що включення в компоновку амортизатора збільшує механічну швидкість буріння до 12%.

4. Отримано комплекс нових експериментальних даних про зміну характеристик циклічної тріщиностійкості сталей тривало експлуатованих елементів нафтогазового обладнання – ГТ та БТ, які залежать від впливу корозійних середовищ. Експериментальним шляхом встановлено, що на середньо-амплітудній ділянці діаграм циклічної корозійної тріщиностійкості сталей БТ груп міцності „К”, „Л” а також бурильного замка ЗУ–155 швидкість поширення корозійно-втомної тріщини у полімеркалієвому БР відповідно у 1,64; 2,41 та 2,02 рази більша ніж у БР „Біокар”.

5. Визначено характеристики тріщиностійкості сталей елементів бурильних колон, зокрема, критичне значення  $J$ -інтеграла – величину  $J_C$ . Встановлено, що для сталей БТ груп міцності „К” та „Л” частка пружної складової  $J$ -інтеграла є незначною і знаходиться у межах 1...2,3%, тобто раптове руйнування цих труб визначається пластичною складовою  $J$ -інтеграла, яка є досить значною. Особливістю

руйнування сталей бурильного замка ЗУ–155 є те, що на першій стадії утворення тріщини визначається пружною складовою, яка рівна  $0,1J_C$ , а її подальший розвиток визначається пластичною складовою рівною  $0,9J_C$ .

6. Встановлено особливості впливу експлуатаційних чинників на роботоздатність ГТ. З'ясовано, що для всіх випадків випробувань утворені на циклічно деформованій поверхні макротріщини мають форму близьку до півеліптичної зі співвідношенням півосей у момент руйнування  $c/a \approx 0,539$ . За результатами корозійних та електрохімічних досліджень за температури  $70^\circ\text{C}$  встановлено, що у кислих робочих розчинах корозійний процес протікає значно активніше, ніж у нейтральних. Зокрема, при експозиції до 24 год у 13%-му розчині HCl спостерігається значне зростання швидкості корозії до 60 разів порівняно з початковим значенням.

7. Визначено КІН в околі поперечних півеліптичних тріщин, що знаходяться на внутрішніх або зовнішніх стінках тривало експлуатованих БТ групи міцності „К” та „Л” за методом скінченних елементів та на основі аналітичних залежностей. Отримані розрахункові КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  внутрішньої півеліптичної тріщини методом скінченних елементів та аналітично свідчать, що результати аналітичних розрахунків менші для БТ груп міцності „К” та „Л” відповідно на 8,25% та 7,32%. Аналогічні аналітичні розрахунки КІН  $K_{Ia}$  у вершині  $a_i/t$  зовнішньої півеліптичної тріщини більші для БТ груп міцності „К” та „Л” відповідно на 7,26% та 7,71%.

Знайдено порогові значення внутрішнього та зовнішнього півеліптичного дефекта  $a/c = 0,5$  для БТ груп міцності „К” та „Л”. Визначено вплив циклічних навантажень на поширення корозійно-втомної тріщини в експлуатованих БТ груп міцності „К” та „Л” як елементах бурильних колон, залежно від глибини  $a_i/t$  внутрішньої або зовнішньої півеліптичної тріщини та глибини свердловини  $L$  під час СПО у бурових промивальних рідинах.

8. Встановлено, що під час СПО БК руйнування тривало експлуатованої ніпельної частини різьбового з'єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155 із зовнішньою поперечною кільцевою тріщиною на глибині від 3,6 км до 5 км визначається характеристиками тріщиностійкості сталі замка, при цьому критичними є втомні

тріщини в діапазоні  $7,9 \text{ мм} \geq a_c \geq 6,3 \text{ мм}$ , а в інтервалі від 1,25 км до 3,6 км – показником „опірності елемента конструкції росту тріщини” з характеристичною глибиною  $a^* = 7,9 \text{ мм}$ ; а руйнування муфтової частини різьбового з’єднання З–133 бурильного замка ЗУ–155 на глибинах від 3,5 км до 5 км визначається тріщиностійкістю сталі замка, при цьому критичними є втомні тріщини в діапазоні  $13,7 \text{ мм} \geq a_c \geq 11,1 \text{ мм}$ , а в інтервалі від 1,25 км до 3,5 км – показником „опірності елемента конструкції росту тріщини” з характеристичною глибиною  $a^* = 7,9 \text{ мм}$ .

Запропоновано новий експериментально-розрахунковий метод, який забезпечує можливість потенційного прогнозування та оцінювання роботоздатності тривало експлуатованих БТ вибраної групи міцності у бурових промивальних рідин. Базуючись на результатах експериментальних випробувань, а також запропонованому критерію оцінювання роботоздатності та довговічності ГТ, розроблено „Методику прогнозування безпеки та умов руйнування експлуатованих ГТ колтюбінгових установок”, яку впроваджено в ТОВ „Бурова компанія „Горизонти”.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. ANSYS в руках инженера: Механика разрушения. Е. М. Морозов, А. Ю. Муйземнек, А. С. Шадский. Москва: ЛЕНАНД, 2010. 456 с.
2. Александров М. М. Определение сил сопротивления при бурении скважин. Москва: Недра. 1965. 176 с.
3. Александров М. М. Силы сопротивления при движении труб в скважине. Москва: Недра. 1978. 208 с.
4. Андрейків О. Є. Штаюра С. Т. Експериментальна механіка матеріалів. Частина I. Силові фактори. Ізотропні матеріали. Львів: Видавничий центр ЛНУ ім. Івана Франка, 2004. 272 с.
5. Артим В. І. Підвищення експлуатаційної надійності трубних та штангових колон для буріння та видобування нафти і газу: дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: 05.05.12. Івано-Франківськ, 2010. 389с.
6. Артим В. І., Яциняк І. І., Гриців В. В., Юрич А. Р., Рачкевич Р. В. Аналіз корозійно-втомних руйнувань елементів бурильної колони. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2012. № 2 (43). С. 197–202.
7. Бакулін Є. М., Драганчук О. Т., Процишин В. Т. Змащувальні добавки та їх вплив на функціональні властивості бурових рідин. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2011. № 4 (41). С. 101–106.
8. Балденко Д. Ф., Балденко Ф. Д., Чайковский П. П. Теория и методика расчета гидравлического нагружателя при бурении забойными двигателями. *Бурение и нефть*. 2018. № 10. С. 36–42.
9. Балицкий П. В. Взаимодействие бурильной колонны с забоем скважины. Москва: Недра. 1975. 293 с.
10. Бойко В. Г., Копылов В. Е. Бурение с амортизатором в Тюменской области. Бурение. Москва: НТС ВНИИЭНГ, 1969. №3. С. 3–6.

11. Бондаренко В. І., Витязь О. Ю., Зоценко М. Л. Газогідрати. Гідратоутворення та основи розробки газових гідратів: монографія / В. І. Бондаренко, О. Ю. Витязь, М. Л. Зоценко [та ін.]. Дніпропетровськ: „Літограф”, 2015. 219 с.
12. Борисов К. И. Научный метод оценки эффективности динамических процессов разрушения горных пород при бурении скважин современными инструментами режуще-скалывающего действия: автореф. дисс. на соиск. уч. степени д-ра техн. наук: спец. 25.00.14. Томск, 2012. 36 с.
13. Брылкин А. В., Буксбаум В. Б., Колесников К. И. и др. К оценке долговечности длинномерных гибких труб. *Вестник ЮУрГУ. Серия: Математика. Механика. Физика*. 2012. № 34. С. 75–80.
14. Вареник В. А., Фрыз И. М., Мойсышин В. М. и др. Опыт применения амортизаторов для бурения скважин. Москва: ЭИ ВНИИОЭНГ, 1987. Вып. 9. С. 3–5.
15. Векерик В. И. Совершенствование технологии углубления скважин изменением динамики работы бурильного инструмента: дисс. на соиск. уч. степени д-ра техн наук: спец. 05.15.07. Ивано-Франковск, 1991. 749 с.
16. Векерик В. І., Витязь О. Ю., Мойсишин В. М. Моделювання роботи долота і бурильного інструменту на стенді. *The Archive of RS Global Publishing. World Science*. 2017. №7 (23). Р. 31–40.
17. Ветюков Ю. М. Крутильно-продольные колебания бурильной колонны с долотом режущего типа: автореф. дисс. на соиск. уч. степени канд. техн. наук: спец. 01.02.06. Санкт-Петербург, 2004. 16 с.
18. Витязь О. Ю., Боднарук В. Б., Аблякімов Л. С. Аналіз аварійності та оцінка ступеня ризику небезпек на морських нафтогазових спорудах. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2012. № 3 (44). С. 78–86.
19. Витязь О. Ю., Векерик В. І. Моделювання динамічності роботи долота під час заглибленні вибою на стенді: мат. Міжнар. наук.-тех. конф. „Нафтогазова енергетика–2011” (Івано-Франківськ, 10–14 жовтня 2011 р.). Івано-Франківськ: ІФНТУНГ, 2011. С. 17.

20. Витязь О. Ю., Векерик В. І., Мойсишин В. М. Моделювання впливу низу бурильної колони на роботу шарошкового долота в стендових умовах: мат. Міжнар. наук.-тех. конф. „Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації постачання нафти і газу” (ПМ–2016. 16–20 травня 2016 р.). Івано-Франківськ. 2016. С. 348–349.
21. Витязь О. Ю., Грабовський Р. С. Експрес-оцінювання умов руйнування елементів експлуатованих труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. *Вісник НТУ „ХПІ”, Серія: Нові рішення в сучасних технологіях*. Харків: НТУ „ХПІ”. 2017. № 7 (1229). С. 30–38.
22. Витязь О. Ю., Грабовський Р. С. Методологія оцінки параметрів руйнування гнучких труб за результатами експериментальних досліджень: мат. Міжнар. наук.-практ. конф. „Сучасні методики, інновації та досвід практичного застосування у сфері технічних наук”: Збірник праць конференції, м. Радом, Республіка Польща. 27–28 грудня 2017 р. С. 68–71.
23. Витязь О. Ю., Грабовський Р. С. Оцінка характеристик опору поширення корозійно-втомних тріщин тривало експлуатованого металу бурильних труб. *Прикарпатський вісник НТШ. Число*. 2020. №1 (59). С. 111–122.
24. Витязь О. Ю., Грабовський Р. С., Артими В. І., Тирлич В. В., Грабовська Н. Р. Чисельно-експериментальна оцінка умов руйнування тривало експлуатованих бурильних труб. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2020. № 2 (75). С. 88–97.
25. Витязь О. Ю., Грабовський Р. С., Тирлич В. В. Вплив тривалості експлуатації на результати оцінювання умов руйнування труб бурильних колон під час спуско-підіймальних операцій. *Нафтогазова енергетика*. 2017. № 1 (27). С. 7–14.
26. Витязь О. Ю., Грабовський Р. С., Тирлич В. В., Артими В. І. Оцінка впливу динамічних навантажень на умови руйнування труб бурильних колон під час спуско-підіймальних операцій. *Науковий вісник ІФНТУНГ*. 2018. № 1 (44). С. 25–34.
27. Витязь О. Ю., Драганчук О. Т., Векерик В. І. Динаміка долота ріжучого типу в процесі буріння: монографія. Івано-Франківськ: Факел, 2007. 195 с.

28. Витязь О. Ю., Михайлюк В. В., Воловецкий В. Б. Рух промивальної рідини у горизонтальній свердловині з ексцентрично розміщеною колоною гнучких труб: мат. Міжнар. наук.-техн. конф. „Нафтогазова освіта та наука: стан та перспективи”. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. 2014. С. 15–19.
29. Витязь О. Ю., Тирлич В. В. Вплив деградації властивостей сталей на оцінку умов руйнування труб бурильних колон при спуско-підймальних операціях: мат. Шостої міжнар. наук.-техн. конф. „Нафтогазова енергетика 2017”, (м. Івано-Франківськ, 15–19 травня 2017). Івано-Франківськ, 2017. С. 170–172.
30. Витязь О. Ю., Фем’як Я. М., Овечький С. О. Класифікація способів видобування метану з газогідратних покладів дна Чорного моря. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2014. № 1. С. 13–23.
31. Витязь О. Ю., Фем’як Я. М., Якимечко Я. Я., Худін М. В. Удосконалення способу обертowego буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини: Collection of conf. materials (Koszalin, 26–28 stycznia 2016 r.). Koszalin (Polska): Oradea University Press, Romania. 2016. P. 113–118.
32. Вычислительные методы в механике разрушения. Пер. с англ. / Под ред. С. Атлури. Москва: Мир. 1990. 392 с.
33. ГОСТ 25.506–85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. Москва: Изд-во стандартов, 1985. 62 с.
34. ГОСТ 27.0.002–89. Надежность в технике. Термины и определения. Москва: Изд-во стандартов, 1989. 42 с.
35. Григулецкий В. Г. Динамическое взаимодействие бурильной колонны с забоем вертикальной скважины. Изв. вузов. Нефть и газ. Москва. 1978. № 3. С. 27–30.
36. Григулецкий В. Г. Оптимальное управление при бурении скважин. Москва: Недра, 1988. 229 с.
37. Деринг Д. В., Ливсей Б. Дж. Продольные и угловые колебания колонны бурильных труб при наличии демпфирования. Тр. АОИМ: Конструирование и технология машиностроения, 1968. № 4. С. 163–173.

38. Дмитрах І. М., Панасюк В. В. Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень. Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, 1999. 342 с.
39. Дмитрах І., Сиротюк А., Грабовський Р. Деякі особливості зміни електрохімічного стану металічної поверхні при її циклічному деформуванні. Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів (Корозія–2000): у 2-х т. 2000. Спец. вип. № 1. Т. 1. С. 54–58.
40. ДСТУ 3830–98 Корозія металів і сплавів. Терміни та визначення основних понять. Київ: Держстандарт України, 1999. 36 с.
41. Електронні ресурси компаній: Baker Hughes, Dezhou Shelf Oil Tools, Halliburton, National Oilwell-Varco, Schlumberger, Weatherford.
42. Залкин С. Л., Липский В. А., Щебилкин В. Г. Влияние виброгасителей наддолотных амортизаторов на показатели бурения скважин и повышение стойкости бурового инструмента и оборудования. Материалы I Всесоюзной конференции по динамике и прочности нефтепромыслового оборудования. Баку. 1974. С. 61–64.
43. Зинатуллина Э. Я. Разработка управляемых в процессе бурения скважин колтюбинговых компоновок низа бурильной колонны. Автореф. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.02.13. „Машины, агрегаты и процессы”. Уфа, 2009. 32 с.
44. Иванова Е. Ю. Напряженное состояние длиномерных гибких труб при ремонте стальных промышленных трубопроводов. *Фундаментальные исследования*. 2015. № 2, Ч. 8. С. 1616–1619.
45. Івасів В. М. Методи та засоби управління бурильною колоною для забезпечення її надійності: дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.05.12. Івано-Франківськ, 1999. 290 с.
46. Івасів В. М., Гринджук Я. С., Юрич А. Р. Аналіз причин руйнування елементів бурильної колони. *Технологический аудит и резервы производства*. 2014. № 6/4 (20). С. 15–17.



47. Інформаційний бюлетень про аварії, ускладнення і брак в роботі під час буріння свердловин в БУ „УКРБУРГАЗ” за 2015 рік.
48. Інформаційний бюлетень про аварії, ускладнення і брак в роботі під час буріння свердловин в БУ „УКРБУРГАЗ” за 2016 рік.
49. Інформаційний бюлетень про аварії, ускладнення і брак в роботі під час буріння свердловин в БУ „УКРБУРГАЗ” за 2018 рік.
50. Калинин С. Г. Динамика подъемной системы буровых установок. Львів. Вища школа, 1975. 160 с.
51. Кан С.Н. Строительная механика оболочек. Москва: Машиностроение, 1966. 508 с.
52. Карпаш О.М. Методи та засоби забезпечення працездатності трубних колон: дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.05.12. Івано-Франківськ, 1996. 373 с.
53. Керимов З. Г., Копылов В. Е. Исследование гашения виброгасителем колебаний бурильной колонны. *Известия вузов. Серия „Нефть и газ”*. 1971. № 4. С. 21–24.
54. Кеше Г. Коррозия металлов. Москва: Металлургия, 1984. 400 с.
55. Копей Б. В. Науково-технологічні методи комплексного підвищення ресурсу деталей свердловинного нафтогазового обладнання: автореф. дис. докт. техн. наук. Івано-Франківськ, 1996. 46 с.
56. Копей Б. В. Науково-технологічні принципи комплексного підвищення ресурсу свердловинного нафтогазового обладнання: дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.05.12. Івано-Франківськ, 1996. 478 с.
57. Копылов В. Е., Артюшкин В. Н. Быстроразъемные и упругие соединения бурильных труб. Тюмень: ТГУ, 1983. 96 с.
58. Копылов В. Е., Чистяков Ю. А., Мухин Э. М. Вибрации при алмазном бурении. Москва: Недра, 1967. 128 с.
59. Картунов А. Бурильные колонны – проблемы и решения. *Бурение и нефть*. 2006. № 3. С. 43–44.
60. Крижанівський Є. І., Витязь О. Ю., Грабовський Р. С. До питання оцінки параметрів руйнування бурильних колон за результатами експериментально-

- розрахункових досліджень. *Прикарпатський вісник НТШ. Число*. 2016. № 1 (33). С. 11–25.
61. Крижанівський Є. І., Витязь О. Ю., Грабовський Р. С. Оцінка умов руйнування тривало експлуатованих труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. *Міжвузівський збірник наукових праць „Наукові нотатки”*. 2016. № 56. С. 96–107.
62. Крижанівський Є. І., Витязь О. Ю., Грабовський Р. С. Оцінювання та прогнозування роботоздатності тривало експлуатованих труб бурильних колон. *Науковий вісник ІФНТУНГ*. 2020. № 4 (44). С. 7–17.
63. Крижанівський Є. І., Грабовський Р. С., Витязь О. Ю. Врахування геометрії корозійно-втомних тріщин в оцінюванні залишкового ресурсу об’єктів тривалої експлуатації. *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. 2018. Т. 54, № 5. С. 40–47.
64. Крижанівський Є. І., Чудик І. І., Витязь О. Ю., Дерді О. І. Енергетичні витрати на обертання неорієнтованих КНБК під час буріння свердловин: Тези доп. Міжнар. наук.-тех. конф. „East meets West” (Краків (Польща), 8–9 квітня 2010). Краків: АГН. 2010. С. 23–25.
65. Крижанівський Є. І., Чудик І. І., Витязь О. Ю., Дерді О. І. Енергетичні витрати на обертання неорієнтованих КНБК у процесі буріння свердловини. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2010. № 2 (35). С. 36–40.
66. Крыжановский Е. И. Исследование и повышение сопротивления усталости бурильных колонн при вращательном бурении скважин: дисс. на соиск. уч. степени д-ра техн. наук: спец. 05.05.12. Москва, 1990. 278 с.
67. Крыжановский Е. И. Повышение сопротивления усталости замковых резьбовых соединений элементов бурильной колонны: автореф. дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук: спец. 05.04.07. Москва, 1980. 24 с.
68. Кузеев И. Р., Наумкин Е. А., Кудашев Р. Р., Рябов А. А., Коновалов В. В. Изменения механических характеристик материала гибких насосно-компрессорных труб в условиях циклического нагружения. *Socar Proceedings*. 2015. № 2. С. 47–53.

69. Кустурова О. В. Розробка гуматно-біополімерного бурового розчину з низьким вмістом твердої фази для буріння свердловин в умовах родовищ Дніпровсько-Донецької западини: дис. канд. техн. наук. Івано-Франківськ. 2007. 146 с.
70. Кустурова О. В. Розробка і дослідження гуматно-біополімерного бурового розчину для буріння похило скерованих і горизонтальних свердловин на родовищах Дніпровсько-Донецької западини. *Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ*. 2005. №1. С. 16–21.
71. Кушнарєнко В. М., Чирков Ю. А., Рєпях В. С., Ставишенко В. Г. Усталостные разрушения деталей нефтегазового оборудования. *Вестник ОГУ*. 2012. № 4 (140). С. 271–279.
72. Лисканич М. В. Підвищення експлуатаційної надійності бурильної колони в умовах вібраційного навантажування: дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.05.12. Івано-Франківськ, 2005. 380с.
73. Лубан Ю. В., Білека О. А., Круль Д. М., Кулик Я. І. Біокар – безглиниста промивальна рідина для буріння похило-скерованих і горизонтальних свердловин та розкриття продуктивних горизонтів. *Нафтова і газова промисловість*. 2008. № 4. С. 18–21.
74. Лубан Ю. В., Кунцяк Я. В., Лубан С. В., Кулик Я. І. До питання кольматації проникних пластів під час використання безглинистих промивальних рідин. *Нафтогазова галузь України*. 2013. №4. С. 10–14.
75. Лягов А. В. Опыт колтюбингового бурения горизонтальной скважины в АНК „Башнефть”. *Время колтюбинга*. 2004. №8. С. 40–45.
76. Макаренко В. Д., Чигарьов В. В., Чеботар І. М., Витязь О. Ю. Морські бурові платформи. *Монографія. Том 1. Київ: РВВ НУБіП України*. 2020. 420 с.
77. Маковей Н. Гидравлика бурения. Перевод с румынского. Москва: Недра, 1986. 537 с.
78. Малько Б. Д. Розгін талевого блоку з колоною труб при підйманні. *Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтопромислове обладнання*. 1996. № 33. С. 91–96.

79. Малько Б. Д., Івасів В. М., Козак Я. І., Фернюк М. М. Коефіцієнт динамічності підіймального комплексу бурової установки. *Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Буріння нафтових і газових свердловин*. 1998. №35, Т. 2. С. 122–131.
80. Малько Б. Д., Козак Я. І. Рівняння руху колони труб при спуску в свердловину. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2002. № 2 (3). С. 71–73.
81. Малярчук Б. М., Огородніков П. І., Світлицький В. М., Стефурак Р. І. Теоретичні і експериментальні дослідження спеціальних задач управління динамікою бурильної колони. Харків: *Вісник НТУ „ХПР”*. 2005. №27. С. 12–18.
82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении: РД 50–345–82. Москва: Изд-во стандартов, 1983. 96 с.
83. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Расчетно-экспериментальные методы оценки сопротивления усталости сварных соединений: РД 40–551–85. Москва: Изд-во стандартов, 1986. 52 с.
84. Механика разрушения и прочность материалов: [справ. пособ. в 4-х т. / О. Н. Романив, С. Я. Ярема, Г. Н. Никифорчин и др.; под общ. ред. В. В. Панасюка]. Київ: Наук. думка, 1990. Т. 4: Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов. 680 с.
85. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довідн. посіб. / за заг. ред. В. В. Панасюка / [В. І. Похмурський, Є. І. Крижанівський, В. М. Івасів та ін.]; Львів – Івано-Франківськ: Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України; Івано-Франківський націон. техн. ун–т нафти і газу, 2006. Том 10: Міцність та довговічність нафтогазового обладнання. 1193 с.
86. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довідн. посіб. / за заг. ред. В. В. Панасюка / [І. М. Дмитрах, Л. Тот, О. Л. Білий, А. М. Сиротюк; під ред. І. М. Дмитраха]; Львів: СПОЛОМ, 2012. Том 13: Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень. 316 с.

87. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довідн. посібник / під заг. ред. В. В. Панасюка / [І. М. Дмитрах, А. Б. Вайнман, М. Г. Стащук, Л. Тот; під ред. І. М. Дмитраха]; Київ: ВД „Академперіодика”, 2005. Том 7: Надійність та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування. 378 с.
88. Мирзаджанзаде А. Х., Керимов З. Г., Копейкис М. Г. Теория колебаний в нефтепромысловом деле. Баку, 1976. 363 с.
89. Мислюк М. А., Зарубін Ю. О. Моделювання явищ і процесів у нафтогазопромисловій справі. Івано-Франківськ: ЕКОР, 1999. 496 с.
90. Мислюк М. А., Рибчич І. Й., Яремчук Р. С. Буріння свердловин. Т.3. Вертикальне та скероване буріння. Київ: „Інтерпрес ЛТД”, 2004. 294 с.
91. Мнацаканов А. В., Оганов А. С. Техника и технология бурения горизонтальных скважин. НТЖ Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море. Москва: ОАО „ВНИИОЭНГ”, 1996. № 10-11.
92. Мойсишин В. М. Основи механіки бурильної колони при поглибленні свердловин роторним способом: дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.15.10. Івано-Франківськ: 1996. 498 с.
93. Мойсишин В. М., Борисевич Б. Д., Гаврилів Ю.Л., Зінченко С. А. Стійкість і коливання бурильної колони. Монографія. Івано-Франківськ: Лілея-НВ, 2013. 590 с.
94. Мойсишин В. М., Витязь О. Ю. Багатофакторна емпірична модель моментостійкості роботи шарошkových доліт: мат. Міжнар. наук.-практ. конф. „Перспективні напрями наукових досліджень–2015”. Братислава (Словаччина) 17–22 жовтня 2015. в 2 т., Т.2. Київ: Вид-во „Центр навчальної літератури”, 2015. С. 176–177.
95. Мойсишин В. М., Витязь О. Ю., Фем’як Я. М., Масьовський А. І., Жовнірук Р. А. Статистичний аналіз результатів стендових експериментальних досліджень зміни осьового навантаження при бурінні долотами різних типів. *Прикарпатський вісник НТШ. Число.* 2017. № 1. С. 179–194.
96. Молдавцев С. А., Векерик В. І. Динаміка шарошкового долота і бурильного інструменту в процесі буріння. Івано-Франківськ: Факел, 2006. 182 с.

97. Молоканов Д. Р. Развитие методов оценки нагруженности бурильного инструмента при проводке горизонтальных скважин. Автореф. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 25.00.15. „Технология бурения и освоения скважин”. Уфа, 2011. 32 с.
98. Молоканов Д. Р., Хегай В. К., Буслаев Г. В. Определение осевой нагрузки на долото при вращении бурильной колонны. Сборник научных трудов: материалы научно-технической конференции (15–18 апреля): в 2 ч.; / под ред. Н. Д. Цхадая. Ухта: УГТУ, 2008. С. 133–137.
99. Морозов Е. М., Никишков Г. П. Метод конечных элементов в механике разрушения. Москва, 1980. 254 с.
100. Никитин Б. А., Григулецкий В. Г. Стационарный приток нефти к одиночной горизонтальной скважине в анизотропном пласте. *Нефтегазовое хозяйство*. 1992. № 10. С. 10–12.
101. Никитин Б. А., Григулецкий В. Г. Стационарный приток нефти к одиночной горизонтальной скважине в изотропном пласте. *Нефтегазовое хозяйство*. 1992. № 8. С. 9–10.
102. Ньюман К. Рабочий ресурс непрерывной трубы (колтюбинга). *Время колтюбинга*. 2004. № 10. С. 48–52.
103. Овецкий С. О., Витязь О. Ю., Фем’як Я. М., Галик Я. П. Визначення основних напрямків дослідження можливості видобування донних гідратів. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2012. № 2 (43). С. 7–14.
104. Огородников П. И. Управление углублением забоя скважины на базе изучения динамических процессов в бурильной колонне: дисс. на соиск. уч. степени д-ра техн наук: спец. 05.15.10. Москва, 1990. 421с.
105. Панасюк В. В. Механика квазихрупкого разрушения материалов. Київ: Наук. думка, 1991. 416 с.
106. Панасюк В. В., Ратыч Л. В., Дмытрах И. Н. Определение циклической трещиностойкости конструкционных материалов в коррозионной среде. Доклады Академии Наук СССР. 1983. Т. 269, № 1. С. 109–112.

107. Партон В. З., Морозов Е. М. Механика упругопластического разрушения. Москва: Наука, 1974. 416 с.
108. Патент № 116732 Україна, МПК E21B 17/07. Амортизатор позовжньо-крутильних коливань бурильної колони. Витязь О. Ю., Мойсишин В. М., Борисевич Б. Д. № u201601389; заяв. 16.02.2016; опубл. 12.06.2017. Бюл. № 11.
109. Патент № 60117 Україна, МПК7 E21B17/07. Гідронавантажувач долота. Яремійчук Р. С., Шандровський Т. Р., Фем'як Я. М., Витязь О. Ю., Олійник Д. В., Шандровський П. Т. № u 2003020899; заявл. 03.02.2003; опубл. 15.09.2003. Бюл. №9.
110. Патент № 83660 Україна, МПК E21B 4/00 E21B 17/07. Спосіб створення осьового навантаження на долото та пристрій для його здійснення. Крижанівський Є. І., Івасів В. М., Шандровський Т. Р., Витязь О. Ю. № 200511143; заяв. 24.11.2005; опубл. 11.08.2008. Бюл. №15
111. Патент № 86535 Україна, МПК E21B 4/00. Спосіб обертового буріння похилоскерованих і горизонтальних ділянок свердловин. Крижанівський Є. І., Витязь О. Ю., Якимечко Я. Я., Фем'як Я. М. № u 2013 03184; заявл. 15.03.2013; опубл. 10.01.2014. Бюл. №1.
112. Патент № 96870 Україна, МПК E21B 4/20. Компоновка низу бурильної колони (КНБК) для обертового буріння похилоскерованих та горизонтальних свердловин. Крижанівський Є. І., Витязь О. Ю., Фем'як Я. М., Якимечко Я. Я., Витязь А. О. № u 2014 08540; заявл. 28.07.2014; опубл. 25.02. 2015. Бюл. №4.
113. Патент Російської Федерації № 2006563 від 29.02.1988, МПК5 E21B10/00
114. Патент РФ № 2006563 від 29.02.1988, МПК5 E21B10/00.
115. Поліник М. М., Ясюк В. М., Яремійчук Р. С. Колтюбінг в нафтогазовидобуванні. Львів: Центр Європи, 2014. 336 с.
116. Порошин В. Б. Буксбаум В. Б., Дружинин П. С. Методика прогнозування довговечності колонни гнбких труб на основе результатів лабораторних и стендових испытаний. *Вестник ЮУрГУ. Серия „Математика. Механика. Физика”*. 2014. Т. 6, №3. С. 72–77.

117. Про схвалення Енергетичної стратегії України на період до 2035 року „Безпека, енергоефективність, конкурентоспроможність”: Розпорядження Кабінету міністрів України від 18 серпня 2017 року № 605-р. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/605-2017-%D1%80#Text>.
118. Раджабов С. А. Определение динамических нагрузок, возникающих при подъеме буровой колонны, с учетом внешней характеристики привода. *Известия вузов. Серия „Нефть и газ”*. 1978, № 5. С. 11–15.
119. Рачкевич Р. В. Розвиток наукових основ забезпечення працездатності колон бурових і насосно-компресорних труб на ділянках свердловин із геометричними недосконалостями. автореф. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук: спец. 05.05.12. Івано-Франківськ, 2018. 34 с.
120. Рекомендации. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости при циклическом нагружении в жидких коррозионных средах: Р 54–292–90 / В. В. Панасюк, О. Н. Романив, Г. Н. Никифорчин, И. Н. Дмытрах и др. Москва: ВНИИНМАШ, 1990. 38 с.
121. Розенфельд И. Л., Жигалова К. А. Ускоренные методы коррозионных испытаний металлов. Москва: Металлургия, 1966. 346 с.
122. Сароян А. Е. Теория и практика работы буровой колонны. Москва: Недра, 1990. 263 с.
123. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. Москва: Недра, 1979. 392 с.
124. Симонов В. В., Юнин Е. К. Влияние колебательных процессов на работу бурового инструмента. Москва: Недра, 1977. 216 с.
125. Сиротюк А. М., Витязь О. Ю. Корозійно-втомна пошкоджувальність тривало експлуатованих гнучких труб колтюбінгових установок. Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: 6-а міжн. наук.-техн. конф., 25–26 жовт. 2018 р.: тези доповідей. Львів: КІНПАТРИ ЛТД. 2018. С. 72–73.



126. Сиротюк А. М., Витязь О. Ю. Проблема корозійно-механічної пошкоджуваності тривало експлуатованих гнучких труб колтбінгових установок. Колтбінг. ГРП. Бурові сервіси. Інвестиції: IV міжн. конф., 01–02 черв. 2017 р.: тези доповідей. К.: НКЦ Ньюфолк, 2017.
127. Сиротюк А. М., Витязь О. Ю., Барна Р. А., Тирлич В. В. Методика дослідження поверхневої пошкоджуваності елементів гнучких труб колтбінгових установок. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2017. № 2 (63). С. 51–58.
128. Сиротюк А., Витязь О., Зяя Я. Корозійно-втомна пошкоджуваність гнучких труб колтбінгових установок: методи та підходи до оцінювання. *Mining of Mineral Deposits*. 2017. Vol. 11, Is. 4. P. 43–50.
129. Спивак А. И., Попов А. Н. Разрушение горных пород при бурении скважин. Москва: Недра. 1994. 261 с.
130. Тирлич В. В., Даляк Т. М., Витязь О. Ю., Перепічка В. В. Дослідження напружено-деформованого стану в бурильній трубі, що містить тріщину. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2011. № 4 (41). С. 52–56.
131. Томашев Н. Д., Жук П. Н., Титов В. А., Веденева М. А. Лабораторные работы по коррозии и защите металлов. Москва: Metallurgy, 1971. 280 с.
132. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. Механические испытания. Конструкционная прочность: в 2 т. Москва: Машиностроение, 1974. Т. 2. 368 с.
133. Харченко Є. В. Динамічні процеси бурових установок. Львів: Світ, 1991. 176 с.
134. Хегай В. К. Управление динамикой бурильной колонны в направленных скважинах: автореф. дисс. на соиск. уч. степени д-ра техн. наук: спец. 25.00.15. Ухта, 2005. 45 с.
135. Хузина Л. Б., Любимова С. В. Технично-технологическое решение для снижения коэффициента трения бурильной колонны о стенки скважины при бурении скважин с горизонтальным участком. *Нефтегазовое дело*. 2012. № 2. С. 194–203.
136. Хузина Л. Б., Фаткуллин Р. Х., Шайхутдинова А. Ф., Фахрутдинов Ш. Х., Еромасов А. В. Промысловые испытания компоновки низа бурильной колонны с усиленной динамической нагрузкой на долото. *Территория „НЕФТЕГАЗ”*. 2016. № 12. С. 20–24.

137. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения. Москва: Наука, 1974. 640 с.
138. Чернов Б. А. Исследование замковых резьбовых соединений бурильных труб и турбобуров и разработка рекомендаций по повышению их эффективности в глубоком бурении: дисс. на соиск. на соиск. уч. степени д-ра техн. наук: спец. 05.05.12. Ивано-Франковск, 1999. 298 с.
139. Чудик І. І. Вплив ексцентричного розташування бурильної колони у стовбурі свердловини на його промивання. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2008. № 1(26). С. 44–48.
140. Чудик І. І. Про затрати гідравлічної потужності на промивання свердловини. *Нафтогазова енергетика*. 2007. № 4(5). С. 54–59.
141. Щербій Р. Б. Підвищення ефективності роботи шарошкових доліт на основі експериментальних досліджень процесу буріння. Дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: 05.15.10. Івано-Франківськ, 2014. 289 с.
142. Юнин Е. К., Хегай В. К. Динамика глубокого бурения. Москва: Недра, 2004. 285 с.
143. Юнин Е. К., Хегай В. К. К проблеме низкочастотных продольных колебаний бурильной колонны. *Известия вузов. Серия „Нефть и газ”*. 2003. №4. С. 32–40.
144. Юртаев В. Г. Динамика буровых установок. Москва: Недра, 1987. 155 с.
145. Akid R., Miller K. J. The effect of solution pH on the initiation and growth of short fatigue cracks. *Fracture behaviour and design of materials and structures: 8 th European Conf. on Fracture (ECF-8), 1–5 Oct., 1990: Turin (Italy): proceedings*. UK: EMAS Publishing, 1990. P. 1403–1411.
146. ASTM E1737–96. Standard test method for J-integral characterization of fracture toughness. American Society for Testing and Materials, 1996.
147. ASTM E1820–08. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. American Society for Testing and Materials International West Conshohocken, PA. 2008.
148. ASTM E1820–13e1, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, ASTM International, 2014.

149. Becker T. E., Azar J. J., Okrajni S. S. Correlations of Mud Rheological Properties with Cuttings Transport Performance in Directional Drilling. SPE paper 19535 presented at 1989 SPE Fall Meeting, San Antonio. P. 8–11.
150. Belkacem L., Abdelbaki N., Otegui J., Gaceb M., Bettayeb M. Using a superficially treated 2024 aluminum alloy drill pipe to delay failure during dynamic loading. *Engineering Failure Analysis*. 2019. Vol. 104. P. 261–273.
151. Belugina E. A., Popov S. I., Khudyakova N. A. Nonuniformity of distribution of residual microstrains during cyclic deformation. *Strength of Materials*. 1982. Vol. 14. P. 895–898.
152. Bertini L., Conti P. Fatigue crack growth behaviour of four structural steels in air and in a geothermal fluid environment. *International Journal of Fatigue*. 1992. Vol. 14. N 2. P. 75–83.
153. Brondel D., Edwards R, Hayman A, Hill D, Mehta S and Semerad T Corrosion in the Oil Industry. *Oilfield Review*. 1994. Vol. 6, No. 2. P. 4–18.
154. BS 7448–1, Fracture Mechanics Toughness Tests. Part 1: Method for Determination of  $K_{IC}$  critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, British Standard Institution, 1991.
155. BS 7448–4, Fracture Mechanics Toughness Tests. Part 4: Method for Determination of Fracture Resistance Curves and Initiation Values for Stable Crack Extension in Metallic Materials, British Standard Institution, 1997.
156. Chudyk I., Vytyaz O., Hrymaniuk V., Pastukh A. Influence of Eccentrically Located Drilling String in the Well Bore Over Cleaning Capabilities of a Wellbore. *Petroleum Science and Engineering*. 2017. Vol. 2, № 1. P. 10–16.
157. Coiled Tubing Technical Data. GT–100. Global Tubing, 2009.
158. Daring D.W., Radzimovsky E.Y. Effect of dynamic bit forces on bit bearing life. *Society of Petroleum Engineers journal*. 1965. XII. P. 272–276.
159. Del Carmen Perez J., Lopez J., Martinez A., Solis U., Deolarte C. Evolution of coiled tubing industry in offshore Mexico over the last decade. *Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition*. 2014. P. 13–25.

160. Diyashev I., Lishchuk V., Aker G., Bustos O., Prakash L. Successful horizontal drilling in Western Siberia: use of appropriate, cost-effective technology solutions to increase well productivity, IADC/SPE Drilling Conference. 2004.
161. Dmytrakh I. M., Panasyuk V. V. Determination and prediction of corrosion fatigue cracks nucleation from surface of the semicircular notches. Fracture from Defects: 12 th European Conf. on Fracture (ECF-12), 14–18 Sept., 1998: Sheffield (UK): proceedings. Sheffield (UK): EMAS Publishing, 1998. P. 1187–1192.
162. Dmytrakh I. M., Syrotyuk A. M. Hrabovs'kyi R. S. Surface cracking of steels in the process of cyclic deformation in aqueous media. *Materials Science*. 2003. Vol. 39, Is. 4. P. 524–532.
163. Environment Assisted Fatigue / Ed. P. M. Scott, R. A. Cottis. London (UK): Published by Mechanical Engineering Publications Ltd., 1988. EGF Publication № 7.
164. Ernst H. A., Paris P. C., Landes J. D. Estimations on J-integral and tearing modulus T from a single specimen test record. Fracture Mechanics: Thirteenth Conference. ASTM STP 743. 1981. P. 476–502.
165. Fangpo L., Yonggang L., Xihu W., Caihong L. Failure analysis of J127mm IEU G105 drill pipe wash out. *Engineering Failure Analysis*. 2011. Vol. 18, Is. 7. P. 1867–1872.
166. Ghiasi H. Evaluation of microstructural effects on mechanical properties of CT80 grade coiled tubing steel. *Scientia Iranica*. 2018. Vol. 25, Is. 4. P. 2155–2161.
167. Harris D. O. Stress Intensity Factor for Hollow Circumferentially Notched Round Bars. *Journal of basic engineering*. 1967. Vol. 89, Is. 1. P. 49–54.
168. Heinzle H. Drilling, a high precision technology – current challenges and possible ways forward. *Swiss Bulletin for Applied Geology*. 2016. Vol. 21, Is. 1. P. S91–S98.
169. Jiahao Zheng. Fatigue Estimation of Drill-string and Drill-pipe Threaded Connection Subjected to Random Loadings. A thesis submitted to the School of Graduate Studies in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Engineering Department of Engineering and Applied Science. Memorial University of Newfoundland. 2015.

170. Joyce J. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. *Engineering Fracture Mechanics*. 2012. Vol. 85. P. 1–46.
171. Joyce J. A., Link R. E. Application of two parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures. *Engineering Fracture Mechanics*. 1997. Vol. 57. Is. 4. P. 431–446.
172. Khalid A., Molero N., Hassan G., Lovie E., Khan R. S. A. Coiled tubing gas lift: An innovative solution for reviving dead wells in southern Pakistan. International Petroleum Technology Conference 2020 (IPTC 2020). doi:10.2523/19930
173. Kirk M. T., Dodds R. H. J and CTOD estimation equations for shallow cracks in single edge notch bend specimens. *Journal of Testing and Evaluation*. 1993. Vol. 21. P. 228–238.
174. Kryzhanivs'kyi E. I., Nykyforchyn H. M. Specific features of hydrogen-induced corrosion degradation of steels of gas and oil pipelines and oil storage reservoirs. *Materials Science*. 2011. Vol. 47, Is. 2. P. 127–136.
175. Lei Q., Li Y., Li T. Technical status and development direction of workover operation of PetroChina. *Petroleum Exploration and Development*. 2020. Vol. 47, Is. 1. P. 161–170.
176. Li F. Investigation on impact absorbed energy index of drill pipe. *Engineering Failure Analysis*. 2020. Vol. 118. doi:10.1016/j.engfailanal.2020.104823
177. Lim E. Y. et al. Approximate Influence Functions for Part-Circumferential Interior Surface Cracks in Pipes. ASTM STP 791. P. I-281–I-296.
178. Liu Y., Li F., Xu X, Yang B., Lu C. Simulation technology in failure analysis of drill pipe. SREE Conference on Engineering Modelling and Simulation (CEMS 2011). *Procedia Engineering*. 2011. Vol. 12. P. 236–241.
179. Liu Z., Zheng A., Diaz O., Hauglund L. A Novel Fatigue Assessment of CT with Defects Based on Magnetic Flux Leakage. Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition: SPE/ICoTA conference: proceedings, 24–25 March 2015. Woodlands, Texas (USA). Woodlands (USA): SPE/ICoTA, 2015. SPE-173664-MS. 9 p.

180. Lu S., Feng Y., Luo F., Qin C., Wang X. Failure analysis of IEU drill pipe wash out. *International Journal of Fatigue*. 2005. Vol. 27. P. 1360–1365.
181. Luo S. Wu S. Effect of stress distribution on the tool joint failure of internal and external upset drill pipes. *Materials and Design*. 2013. Vol. 52. P. 308–314.
182. MacArthur J., Shearer C, Crabtree A and Nelson R. Coiled Tubing NDT Inspection, Experience and Results. Offshore Europe Conference, Aberdeen, September, 7–9, 1999.
183. Macdonald K. A. Failure analysis of drillstring and bottom hole assembly components. *Engineering Failure Analysis*. 1994. Vol. 1, Is. 2. P. 91–117.
184. Macdonald K. A., Bjune J. V. Failure analysis of drillstrings. *Engineering Failure Analysis*. 2007. Vol. 14, Is. 8. P. 1641–1666.
185. Macdonald K. A., Deans W.F.. Stress analysis of drillstring threaded connections using the finite element method. *Engineering Failure Analysis*. 1995. Vol. 2, Is. 1. P. 1–30.
186. Marcus P. On some fundamental factors in the effect of alloying elements on passivation of alloys. *Corrosion Science*. 1994. Vol. 36, Is. 12. P. 2155–2158.
187. Masayuki K. Elastic-plastic fracture resistance of carbon steel for cyclic load (prediction of J-R curve assuming fatigue crack growth). *Engineering Fracture Mechanics*. 2018. Vol. 204. P. 306–318.
188. Mejbahul Sarker, B. Eng., M. Eng. Modeling and Simulation of Vibration in Deviated Wells. A Thesis submitted to the School of Graduate Studies in partial fulfillment of the requirement for the degree of Doctor of Philosophy. Memorial University of Newfoundland, Canada. 2017.
189. Mettu S. R., Forman R. G. Analysis of Circumferential Cracks in Circular Cylinders using the Weight Function Method. ASTM STP 1189. 1993. P. 417–440.
190. Miller K. J., Akid R. The application of microstructural fracture mechanics to various metal surface states. *Materials Science*. 1997. Vol. 33, Is. 1. P. 1–20.
191. Moisyshyn V., Borysevych B., Vytyaz O., Gavryliv Y. Development of the mathematical models of the integral drilling indices based on the dimensional analysis. *AGH Drilling, Oil, Gas Quarterly*. 2014. Vol. 31, № 3. P. 431–441.

192. Moisyshyn V., Vytyaz O., Borysevych B., Gavryliv Yu. Construction of mathematical models of integral indexes of the boring drilling on the basis of analysis of dimensions: Abstract Book. XXV Scientific and Technical Conference Drilling-Oil & Gas AGH 2014. Krakow. 11–13 June 2014. S. 43.
193. Moradi S., Ranjbar K. Experimental and computational failure analysis of drillstrings. *Engineering Failure Analysis*. 2009. Vol. 16, Is. 3. P. 923–933.
194. Mueller-Hoeppe D. S., Wriggers P., Loehnert S. Crack face contact for a hexahedral-based XFEM formulation. *Computational Mechanics*. 2012. Vol. 49, Is. 6. P. 725–734.
195. Murthy G. V. S., Das G., Das S. K., Parveen N., Singh S. R. Hardbanding failure in a heavy weight drill pipe. *Engineering Failure Analysis*. 2011. Vol. 18. P. 1395–1402.
196. Nasr-El-Din H., Metcalf A. Workovers in Sour Environments: How Do We Avoid Coiled Tubing (CT) Failures? *SPE Production & Operations*. 2008. Vol. 23, Is. 02. P. 112–118.
197. Padron T., Luft B., Kee E., Tipton S. Fatigue Life of Coiled Tubing With External Mechanical Damage. Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition: SPE/ICoTA conference: proceedings, 20–21 March 2007. Woodlands, Texas (USA). Woodlands (USA): SPE/ICoTA, 2007. SPE-107113-MS. 16 p.
198. Panasyuk V. V. Strain criteria in fracture mechanics. *Soviet Materials Science*. 1986. Vol. 22, Is. 1. P. 1–13.
199. Panasyuk V. V., Ratych L. V., Dmytrakh I. N. Testing machine for study of the kinetics of fatigue cracking in pure-bending specimens. *Soviet Materials Science*. 1979. Vol. 14, Is. 5. P. 511–514.
200. Paris P. O., Gomez M. P, Anderson W. E. A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineering*. 1961. Vol. 13, № 1. P. 9–14.
201. Paris P., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws. *Trans. ASME, Journal of Basic Engineering*. 1963. Vol. 15, №4. P. 528–534.
202. Patil P. A., Teodoriu C. A comparative review of modelling and controlling torsional vibrations and experimentation using laboratory setups. *Journal of Petroleum Science and Engineering*. 2013. Vol. 112. P. 227–238.

203. Perry K. Microhole Coiled Tubing Drilling: A Low Cost Reservoir Access Technology. *Journal of Energy Resources Technology*. 2009. Vol. 131, Is. 1. P. 013104.
204. Pinka J. A., Vytyaz O. Effect of fracture pressures on the selection of depths for casing setting in Slovakia. *Mining of Mineral Deposits*. 2016. Vol. 10, Is. 4. P. 37–43.
205. Raju I. S., Newman J. C. Stress-Intensity Factors for Circumferential Surface Cracks in Pipes and Rods. ASTM STP 905. 1986. P. 789–805.
206. Rapold K. Drilling vibration measurements defect bit stick – slip. *Oil and Gas journal*. 1993. Vol. 91, № 9. P. 66–70.
207. Rice J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notched and cracks. *Journal of Applied Mechanics*. 1968. Vol. 35, Ser E. P. 287–298.
208. Ronald Vighetto, Mattheiu Naegel, Emmanuel Pradie. Total drills extended reach record in Tierra del Fuego. *Oil and Gas journal*. 1999. May. P. 51–56.
209. Shaohu L., Hui X., Feng G., Qifeng J., Jiwei W., Ting Y. Coiled tubing failure analysis and ultimate bearing capacity under multi-group load. *Engineering Failure Analysis*. 2017. Vol. 79. P. 803–811.
210. Shih C. F., German M. D. Requirements for a one parameter characterization of crack tip fields by the HRR singularity. *International Journal of Fracture*. 1981. Vol. V. Is. 17. P. 27–43.
211. Singh I., Saraf A., Pathak A. R., Bandyopadhyay B. et. all. Best practices for using coiled tubing to assist plug-and-perf multistagefracturing operations in hp/ht wells. Proceedings of Offshore Technology Conference, 2020. OTC 2020; Houston; United States; 4 May 2020 . Vol. 2020-May, 2020.
212. Sliwa T., Nowosiad T., Vytyaz O., Sapinska-Sliwa A. Study on the efficiency of deep borehole heat exchangers. *Socar Proceedings*. 2016. Vol. 2. P. 29–42.
213. Syrotyuk A., Vytyaz O., Leshchak R., Ziaja J. Corrosion resistance of steel for coiled tubing units. *E3S Web of Conferences*. 2021. Article number 010184.



214. Tada E., Noda K., Kumai S., Tsuru T. Analysis of the polarization current responded to cyclic strain during corrosion fatigue of iron. *Journal of the Japan Institute of Metals*. 1997. Vol. 64, № 11. P. 1249–1254.
215. Tafreshi A., Dover W. D. Stress analysis of drillstring threaded connections using the finite element method. *International Journal of Fatigue*. 1993. Vol. 15, Is. 5. P. 429–438.
216. Tipton S., Carlson G., Sorem J. Fatigue Integrity Analysis of Rotating Coiled Tubing. Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition: SPE/ICoTA conference: proceedings, 04–05 April 2006. Woodlands, Texas (USA). Woodlands (USA): SPE/ICoTA, 2006. SPE-1000068-MS. 7 p.
217. Tsyryl'nyk O. T., Nykyforchyn H. M., Petryna D. Y., Hredil' M. I., Dz'oba I. M. Hydrogen degradation of steels in gas mains after long periods of operation. *Materials Science*. 2007. Vol. 43, Is. 5. P. 708–717.
218. Vandiver J. K., Nicholson J., Shyu R. J. Case Studies of the Banding Vibration and Whirling Motion of Drill Collars. *SPE Drilling Engineering*. 1990. Vol. 5, № 4. - P. 282–290.
219. Vasil'ev V. V., Gol'braikh L. S., Zykin P. G., Rapoport L. D., Fakhrutdinov I. Kh. Determination of the plastic characteristics of materials with a tendency to local strain development. *Strength of Materials*. 1981. Vol. 13. P. 1497–1500.
220. VoltaLab 40 (PGZ301 & VoltaMaster 4). Dynamic Electrochemical Laboratory. Instruction. Radiometer Analytical, 2009. 126 p.
221. Vytyaz O. Prediction of conditions of longterm operated drill pipes failure. *AGH Drilling, Oil, Gas Quarterly*. 2017. Vol. 34, № 1. P. 15–26.
222. Vytyaz O. Y., Femyak Y. M., Ovetskiy S. O., Fomin S. S. Physical methods of extraction of natural gas hydrates from the Black Sea bottom: тези доп. міжнар. наук.-тех. конф. (Івано-Франківськ, 7–11 жовтня 2013 р.). Івано-Франківськ: ІФНТУНГ, 2013. С. 23–25.
223. Vytyaz O. Y., Hrabovsky R. S., Artym V. I., & Tyrlych V. V. Effect of geometry of internal crack-like defects on assessing trouble-free operation of long-term

- operated pipes of drill string. *Metallofizika i Noveishie Tekhnologii*. 2020. Vol. 42, Is. 12. P. 1715–1527.
224. Vytyaz O. Y., Hrabowski R. S. Prediction of conditions of long-term operated drill pipes failure. New knowledge in the Area of Drilling, Production, Transport and Storage of Hydrocarbons: Materials of XVIII International Conference (9–11 November 2016). Podbanske, High Tatras, Slovakia. 2016. P. 106–109.
225. Vytyaz O., Chudyk I., Mykhailiuk V. Study of the effects of drilling string eccentricity in the borehole on the quality of its cleaning. New developments in mining engineering 2015: Theoretical and practical solutions of mineral resources mining. 2015. P. 591–595.
226. Vytyaz O., Chudyk I., Mykhailuk V. Influence of eccentric drill string placement in the borehole on its flushing: Abstract Book. XXVI Scientific and Technical Conference Drilling-Oil & Gas AGH 2015, Krakow 10–12 June 2015. S. 42.
227. Vytyaz O., Hrabovskyi R., Bezaniuk Ya. Assessment of danger of long-term operated-coiled tubing failure. *Abstracts of the 2nd International scientific and practical conference. Editorial EDULCP*. Buenos Aires, Argentina. 2021. P. 159–170.
228. Wainstein J., Perez Ipiña J. Ductile instability analysis of HSLA coiled tubing. 11th International Congress on Metallurgy & Materials SAM/CONAMET 2011. *Procedia Materials Science*. 2012. № 1. P. 297–304.
229. Wainstein J., Perez Ipiña J. The  $S_{pb}$  method used to estimate crack extension for coiled tubings fracture toughness tests. *Engineering Fracture Mechanics*. 2017. Vol. 178. P. 362–374.
230. Wainstein J., Perez Ipiña J. Fracture Toughness of HSLA Coiled Tubing Used in Oil Wells Operations. *Journal of Pressure Vessel Technology*. 2012. Vol. 134, Is. 1. 011403 (9 pages).
231. Wang R., Zang Y., Zhang R., Bu Y., Li H. Drillstring failure analysis and its prevention in northeast Sichuan, China. *Engineering Failure Analysis*. 2011. Vol. 18, Is. 4. P. 1233–1241.

232. Wasylyk A., Sherry A. Evolution of plasticity in relation to ductile tearing in 304(l) stainless steel. Proceedings of the ASME 2010 Pressure Vessels & Piping Division / K-PVP Conference PVP2010 July 18–22, 2010, Bellevue, Washington, USA. P. 1–6.
233. Xiao W., Zhang Y., Zhong Y. Annulus whirling motion analysis of the rotary drill string by the action of hydrodynamic pressure and friction force. Proc. of DETC 2003. Chicago, Illinois. USA. 2003.
234. Xiao-hua Zhu, Bo Li. Numerical simulation of dynamic buckling response considering lateral vibration behaviors in drillstring. *Journal of Petroleum Science and Engineering*. 2019. Vol. 173. P. 770–780
235. Yarema S. Y. Methodology of determining the characteristics of the resistance to crack development (crack resistance) of materials in cyclic loading. *Soviet Materials Science*. 1982. Vol. 17, Is. 4. P. 371–380.
236. Zamani S. M., Hassanzadeh-Tabrizi S. A., Sharifi H. Failure analysis of drill pipe: A review. *Engineering Failure Analysis*. 2016. Vol. 59. P. 605–623.
237. ZEISS EVO Family. Product Information. Version 5.2. Carl Zeiss Microscopy GmbH, 2015. 34 p.
238. Zhou L., Jiang B., Li M. et al. Microstructure Control of Non-quenched and Tempered CT80 Grade Coiled Tubing Steel. *Acta Metall. Sin. (Engl. Lett.)*. 2014. Vol. 27. P. 464–468.
239. Zhu X. Dong L., Tong H. Failure analysis and solution studies on drill pipe thread gluing at the exit side of horizontal directional drilling. *Engineering Failure Analysis*. 2013. Vol. 33. P. 251–264.
240. Zhu X. K., Leis B. N., Joyce J. A. Experimental estimation of J-R curve from Joad-CMOD records for SE (B) specimens. *J. ASTM Int*. 2007. Vol. 5. JAI101532.
241. Zhu X., Liu S., Tong H., Huang X., Li J. Experimental and numerical study of drill pipe erosion wear in gas drilling. *Engineering Failure Analysis*. 2012. Vol. 26. P. 370–380.

## **ДОДАТОК А**

### **Список публікацій за темою дисертації**

## Монографії

1. Бондаренко В. І., **Витязь О. Ю.**, Зоценко М. Л. Газогідрати. Гідратоутворення та основи розробки газових гідратів: монографія. Дніпропетровськ: „Літограф”, 2015. 219 с.
2. Макаренко В. Д., Чигарьов В. В., Чеботар І. М., **Витязь О. Ю.** Морські бурові платформи. Монографія. Том 1. Київ: РВВ НУБіП України. 2020. 420 с.

## Наукові фахові видання

3. Kryzhanivskyi E. I., Hrabovskyy R. S., & **Vytyaz' O. Y.** Influence of the geometry of corrosion-fatigue cracks on the residual service life of objects intended for long-term operation. *Materials Science*. 2019. Vol. 54, Is. 5. P. 647–655.  
DOI: <https://doi.org/10.1007/s11003-019-00229-8>. (Scopus)
4. **Vytyaz O. Y.**, Hrabovskyy R. S., Artym V. I., & Tyrlych V. V. Effect of geometry of internal crack-like defects on assessing trouble-free operation of long-term operated pipes of drill string. *Metallofizika i Noveishie Tekhnologii*. 2020. Vol. 42, Is. 12. P. 1715–1527. DOI: <https://doi.org/10.15407/mfint.42.12.1715> . (Scopus)
5. Syrotyuk A., **Vytyaz O.**, & Ziaja J. Damage to flexible pipes of coiled tubing equipment due to corrosion and fatigue: Methods and approaches for evaluation. *Mining of Mineral Deposits*. 2017. Vol. 11, Is. 4. P. 96–103.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/mining11.04.096>. (Scopus)
6. Pinka J. A., & **Vytyaz O.** Effect of fracture pressures on the selection of depths for casing setting in Slovakia. *Mining of Mineral Deposits*. 2016. Vol. 10, Is. 4. P. 37–43.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/mining10.04.037>. (Scopus)
7. Syrotyuk A., **Vytyaz O.**, Leshchak R., & Ziaja J. Corrosion resistance of steel for coiled tubing units. *E3S Web of Conferences*. 2021. Article number 010184.  
DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202123001018>. (Scopus)
8. **Vytyaz O.**, Chudyk I., & Mykhailiuk V. Study of the effects of drilling string eccentricity in the borehole on the quality of its cleaning: *New Developments in Mining*

*Engineering 2015: Theoretical and Practical Solutions of Mineral Resources Mining*, 2015. P. 591–595. DOI: <https://doi.org/10.1201/b19901-102>.(Scopus)

9. Крижанівський Є. І., Чудик І. І., **Витязь О. Ю.**, Дерді О. І. Енергетичні витрати на обертання неорієнтованих КНБК у процесі буріння свердловини. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2010. №2 (35). С. 36–40. (Наукове фахове видання України).

10. Тирлич В. В., Даляк Т. М., **Витязь О. Ю.**, Перепічка В. В. Дослідження напружено-деформованого стану в бурильній трубі, що містить тріщину. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2011. №4 (41). С. 52–56. (Наукове фахове видання України).

11. Овецький С. О., **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Галик Я. П. Визначення основних напрямків дослідження можливості видобування донних гідратів. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2012. №2 (43). С. 7–14. (Наукове фахове видання України).

12. **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Овецький С. О. Класифікація способів видобування метану з газогідратних покладів дна Чорного моря. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2014. №1 (50). С. 13–23. (Наукове фахове видання України).

13. Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. До питання оцінки параметрів руйнування бурильних колон за результатами експериментально-розрахункових досліджень. *Прикарпатський вісник НТШ. Число*. 2016. №1 (33). С. 11–25. (Наукове фахове видання України).

14. Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Оцінка умов руйнування тривало експлуатованих труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. *Міжвузівський збірник наукових праць „Наукові нотатки”*. 2016. №56. С. 96–107. (Наукове фахове видання України).

15. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Експрес-оцінювання умов руйнування елементів експлуатованих труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. *Вісник НТУ „ХПІ”, Серія: Нові рішення в сучасних технологіях*. Харків: НТУ „ХПІ”, 2017. № 7 (1229). С. 30–38. (Наукове фахове видання України).

<https://doi.org/10.20998/10.20998/2413-4295.2017.07.05> (Copernicus International).

16. Мойсишин В. М., **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Масьовський А. І., Жовнірук Р. А. Статистичний аналіз результатів стендових експериментальних досліджень зміни осьового навантаження при бурінні долотами різних типів. *Прикарпатський вісник НТШ. Число.* 2017. №1. С. 179–194. (Наукове фахове видання України).

17. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С., Тирлич В. В. Вплив тривалості експлуатації на результати оцінювання умов руйнування труб бурильних колон під час спуско-підймальних операцій. *Нафтогазова енергетика.* 2017. №1(27). С. 7–14. (Наукове фахове видання України).

18. Сиротюк А. М., **Витязь О. Ю.**, Барна Р. А., Тирлич В. В. Методика дослідження поверхневої пошкоджуваності елементів гнучких труб колтюбінгових установок. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.* 2017. №2(63). С. 51–58. (Наукове фахове видання України).

19. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С., Тирлич В. В., Артим В. І. Оцінка впливу динамічних навантажень на умови руйнування труб бурильних колон під час спуско-підймальних операцій. *Науковий вісник ІФНТУНГ.* 2018. №1 (44). С. 25–34. (Наукове фахове видання України).

20. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Оцінка характеристик опору поширення корозійно-втомних тріщин тривалоексплуатованого металу бурильних труб. *Прикарпатський вісник НТШ. Число.* 2020. №1(59). С. 111–122. (Наукове фахове видання України).

21. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С., Артим В. І., Тирлич В. В., Грабовська Н. Р. Чисельно-експериментальна оцінка умов руйнування тривало експлуатованих бурильних труб. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.* 2020. № 2 (75). С. 88–97. (Наукове фахове видання України).

22. Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Оцінювання та прогнозування роботоздатності тривало експлуатованих труб бурильних колон. *Науковий вісник ІФНТУНГ.* 2020. №2 (49). С. 7–17. (Наукове фахове видання України).

23. Moisyshyn V., Borysevych B., **Vytyaz O.**, Gavryliv Y. Development of the mathematical models of the integral drilling indices based on the dimensional analysis. *AGH Drilling, Oil, Gas Quarterly*. 2014. Vol.31. №3. pp. 431-441.

24. Chudyk I., **Vytyaz O.**, Hrymaniuk V., Pastukh A. Influence of Eccentrically Located Drilling String in the Well Bore Over Cleaning Capabilities of a Wellbore. *Petroleum Science and Engineering*. Vol. 2, № 1, 2017, pp.10-16.

25. **Vytyaz O.** Prediction of conditions of longterm operated drill pipes failure. *AGH Drilling, Oil, Gas Quarterly*. 2017. Vol.34, №1. pp.15-26.

### Опубліковані праці апробаційного характеру

26. Крижанівський С. І., Чудик І. І., **Витязь О. Ю.**, Дерді О. І. Енергетичні витрати на обертання неорієнтованих КНБК під час буріння свердловин. *East meets West: тези доповідей Міжнар. наук.-техн. конф., 8–9 квітня 2010 р. Краків (Польща): АГН. 2010. С. 23–25.*

27. **Витязь О. Ю.**, Векерик В. І. Моделювання динамічності роботи долота під час заглибленні вибою на стенді. *Нафтогазова енергетика-2011: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., 10–14 жовтня 2011 р. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. 2011. С. 17.*

28. **Vytyaz O. Y.**, Femyak Y. M., Ovetskiy S. O., Fomin S. S. Physical methods of extraction of natural gas hydrates from the Black Sea bottom. *Нафтогазова енергетика-2013: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., 7–11 жовтня 2013 р. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. 2013. С. 23–25.*

29. Moisyshyn V., **Vytyaz O.**, Borysevych B., Gavryliv Yu. Construction of mathematical models of integral indexes of the boring drilling on the basis of analysis of dimensions. *Drilling-Oil\_Gas AGH 2014: Abstract Book. XXV Scientific and Technical Conference, 11-13 June 2014. Krakow, Poland: АГН. 2014. Р. 43.*

30. **Витязь О. Ю.**, Михайлюк В. В., Воловецький В. Б. Рух промивальної рідини у горизонтальній свердловині з ексцентрично розміщеною колоною гнучких труб. *Нафтогазова освіта та наука: стан та перспективи: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. 2014. С. 145–147.*



31. **Vytyaz O.**, Chudyk I., Mykhailuk V. Influence of eccentric drill string placement in the borehole on its flushing. *Drilling-Oil\_Gas AGH 2015: Abstract Book. XXVI Scientific and Technical Conference, 10-12 June 2015. Krakow, Poland: AGH. 2014. P. 42.*

32. Мойсишин В. М., **Витязь О. Ю.** Багатофакторна емпірична модель моментоемності роботи шарошкових доліт. *Перспективні напрями наукових досліджень – 2015: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф., 17–22 жовтня 2015. м. Братислава, Словаччина. в 2 т. Т. 2. К.: „Центр навчальної літератури”. 2015. С. 136–138.*

33. **Витязь О. Ю.**, Векерик В. І., Мойсишин В. М. Моделювання впливу низу бурильної колони на роботу шарошкового долота в стендових умовах. *Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації постачання нафти і газу: матеріали Міжнар. наук.-техн. конф. ПМ-2016., 16–20 травня 2016 р., Івано-Франківськ. 2016. С. 348–349.*

34. **Витязь О. Ю.**, Фем’як Я. М., Якимечко Я. Я., Худін М. В. Удосконалення способу обертового буріння похило-скерованих і горизонтальних ділянок свердловини. *Aktualne Zagadnienia Energetyki, Budownictwa i Inżynierii Środowiska: collection of conference materials: 26-28 stycznia 2016 r., Koszalin (Polska): Oradea University Press, Romania. 2016. P. 113–118.*

35. **Vytyaz O.**, Hrabowski R. Prediction of conditions of long-term operated drill pipes failure: *New knowledge in the Area of Drilling, Production, Transport and Storage of Hydrocarbons: materials of XVIII conference, 9-11 November 2016. Podbanske, High Tatras, Slovakia. 2016. P. 106–109.*

36. **Витязь О. Ю.**, Тирлич В. В. Вплив деградації властивостей сталей на оцінку умов руйнування труб бурильних колон при спуско-підіймальних операціях. „*Нафтогазова енергетика 2017*”: матеріали Шостої Міжнар. наук.-техн. конф., 15–19 травня 2017. Івано-Франківськ, 2017. С. 170–172.

37. **Витязь О. Ю.**, Грабовський Р. С. Методологія оцінки параметрів руйнування гнучких труб за результатами експериментальних досліджень.

„Сучасні методики, інновації та досвід практичного застосування у сфері технічних наук”: збірник праць Міжнар. наук.-техн. конф., 27–28 грудня 2017 р., м. Радом, Республіка Польща. С. 68–71.

38. Векерик В. І., **Витязь О. Ю.**, Мойсишин В. М. Моделювання роботи долота і бурильного інструменту на стенді. *The Archive of RS Global Publishing. WORLD Science. №7(23). 2017. Р. 31–40.*

39. Сиротюк А. М., **Витязь О. Ю.** Проблема корозійно-механічної пошкоджуваності тривало експлуатованих гнучких труб колтюбінгових установок. *Колтюбінг. ГРП. Бурові сервіси. Інвестиції: тези доповідей IV міжн. конф., 01–02 черв. 2017 р., К.: НКЦ Ньюфолк, 2017.*

40. Сиротюк А. М., **Витязь О. Ю.** Корозійно-втомна пошкоджуваність тривало експлуатованих гнучких труб колтюбінгових установок. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: 6–а міжн. наук.-техн. конф., 25–26 жовт. 2018 р.: тези доповідей. Львів: КІНПАТРІ ЛТД, 2018. С. 72–73.*

41. **Vytyaz O.**, Hrabovskyi R., Bezaniuk Ya. Assessment of danger of long-term operated coiled tubing failure. *Achievements and prospects of modern scientific research: Abstracts of the 2nd International scientific and practical conference, January 11-13, 2021. Editorial EDULCP, Buenos Aires, Argentina. 2021. P. 159–170.*

### **Патенти на корисну модель**

42. *Спосіб обертового буріння похилоскерованих і горизонтальних ділянок свердловин: пат. №86535 Україна, МПК E21B 4/00. № у 2013 03184; заявл. 15.03.2013; опубл. 10.01.2014. Бюл. №1. Автори: Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Якимечко Я. Я., Фем'як Я. М.*

43. *Компоновка низу бурильної колони (КНБК) для обертового буріння похилоскерованих та горизонтальних свердловин: пат. №96870 Україна, МПК E21B 4/20. № у 2014 08540; заявл. 28.07.2014; опубл. 25.02. 2015. Бюл. №4. Автори: Крижанівський Є. І., **Витязь О. Ю.**, Фем'як Я. М., Якимечко Я. Я., Витязь А. О.*

44. *Гідронавантажувач долота*: пат. № 60117 Україна, МПК7 E21B17/07.. № u 2003020899; заявл. 03.02.2003; опубл. 15.09.2003. Бюл. №9. Автори: Яремійчук Р. С., Шандровський Т. Р., Фем'як Я. М., **Витязь О. Ю.**, Олійник Д. В., Шандровський П. Т.

45. *Спосіб створення осевого навантаження на долото та пристрій для його здійснення*: пат. № 83660 Україна, МПК E21B 4/00 E21B 17/07.. № 200511143; заяв. 24.11.2005; опубл. 11.08.2008. Бюл. №15. Автори: Крижанівський Є. І., Івасів В. М., Шандровський Т. Р., **Витязь О. Ю.**

46. *Амортизатор позовжньо-крутильних коливань бурильної колони*: пат. № 116732 Україна, МПК E21B 17/07.. № u201601389; заяв. 16.02.2016; опубл. 12.06.2017. Бюл. № 11. Автори: **Витязь О. Ю.**, Мойсишин В. М., Борисевич Б. Д.

**ДОДАТОК Б**

**Протоколи механічних випробувань на статичний розтяг  
проб бурильних та гнучких труб**



ПАТ «Івано-Франківський арматурний завод»

Центральна заводська лабораторія

## Протокол № 1/01

від 09.11.2015 р.

складений про результати механічних випробувань на статичний розтяг проб колтюбінгової труби (діаметр 31,75 мм, товщина стінки 3,18 мм), представлених Інститутом нафтогазової інженерії Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.

**1. Умови випробування.**

Випробування здійснено на розривній машині УММ-50, № 1718, свідоцтво метрологічної повірки № 1181 М, чинне до 31.07.2016 р. на зірцях згідно додатку 2 рис. 2 ГОСТ 10006-80.

**2. Результати механічних випробувань на статичний розтяг по ГОСТ 10006-80. (зірці клеймо 1-10)**

Сталь	№	Межа міцності	Межа плинності	Відносне видовження	Відносне звуження	Результати огляду
	з/п	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	
QT 800	1	860,4	775,5	5,5	41,5	Розрив на розрахунковій довжині, дефектів у зоні руйнування не виявлено
	2	864,5	780,5	5,6	38,0	
	3	862,0	772,0	4,7	38,5	
	4	857,5	777,0	6,0	42,0	
	5	866,1	772,5	5,8	42,5	
	6	863,4	771,5	5,2	40,5	
	7	855,4	777,0	5,5	39,5	
	8	870,0	766,5	5,5	38,5	
	9	862,5	770,5	5,8	42,5	
	10	860,5	776,5	5,4	41,5	
<b>Середнє значення</b>		<b>862,2</b>	<b>774,0</b>	<b>5,5</b>	<b>40,5</b>	

Виконавець

Представник ІНГІ ІФНТУНГ

Керівник контролю, заст. нач. ЦЗЛ

Директор з якості

Ференц В.І.

Витязь О.Ю.

Ференц В.І.

Вишиванюк Ю.М.





ПАТ «Івано-Франківський арматурний завод»

Центральна заводська лабораторія

**Протокол № 1/02**

від 09.11.2015 р.

складений про результати механічних випробувань на статичний розтяг проб колтюбінгової труби (діаметр 38,1 мм, товщина стінки 3,4 мм), представлених Інститутом нафтогазової інженерії Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.

**1. Умови випробування.**

Випробування здійснено на розривній машині УММ-50, № 1718, свідоцтво метрологічної повірки № 1181 М, чинне до 31.07.2016 р. на збірках згідно додатку 2 рис. 2 ГОСТ 10006-80.

**2. Результати механічних випробувань на статичний розтяг по ГОСТ 10006-80. (збірці клеймо 11-20)**

Сталь	№	Межа міцності	Межа плинності	Відносне видовження	Відносне звуження	Результати огляду
	з/п	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	
QT 800	11	763,4	642,5	6,5	42,6	Розрив на розрахунковій довжині, дефектів у зоні руйнування не виявлено
	12	774,5	630,4	7,6	38,4	
	13	780,5	645,5	8,2	40,5	
	14	781,6	645,8	10,0	39,0	
	15	776,3	647,3	7,0	45,2	
	16	770,5	638,5	8,0	41,5	
	17	781	639,0	7,5	39,0	
	18	781,2	640,5	10,0	43,5	
	19	772,1	644,6	8,0	45,7	
	20	773,7	643,0	7,5	43,0	
Середнє значення		775,5	641,7	8,0	41,8	

Виконавець

Представник ІНГІ ІФНТУНГ

Керівник контролю, заст. нач. ЦЗЛ

Директор з якості

Ференц В.І.

Витязь О.Ю.

Ференц В.І.

Вишиванюк Ю.М.





ПАТ «Івано-Франківський арматурний завод»

Центральна заводська лабораторія

### Протокол № 2/01

від 26.04.2016 р.

складений про результати механічних випробувань на статичний розтяг проб бурильної труби 127×8 мм групи міцності «Л» із значною внутрішньою корозією, представлених Інститутом нафтогазової інженерії Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.

#### 1. Умови випробування.

Випробування здійснено на розривній машині УММ-50, № 1718, свідоцтво метрологічної повірки № 1181 М, чинне до 31.07.2016 р. на взірцях згідно додатку 2 рис. 2 ГОСТ 10006-80.

#### 2. Результати механічних випробувань на статичний розтяг по ГОСТ 10006-80. (взірці клеймо 1-10)

Сталь	№	Межа міцності	Межа плинності	Відносне видовження	Відносне звуження	Результати огляду
	з/п	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	
36Г2С	1	782,5	605,0	11,9	26,2	Значна корозія внутрішньої поверхні труби
	2	792,0	607,5	13,7	24,7	
	3	798,4	603,5	12,7	29,0	
	4	794,0	608,0	12,9	24,7	
	5	796,1	602,0	11,5	24,5	
	6	791,4	601,5	12,8	22,9	
	7	786,0	610,0	12,3	23,7	
	8	784,3	604,5	12,4	30,2	
	9	786,5	605,0	12,7	32,4	
	10	788,8	603,0	12,1	31,7	
Середнє значення		790,0	605,0	12,5	27,0	

Виконавець

Представник ІНГІ ІФНТУНГ

Керівник контролю, заст. нач. ЦЗЛ

Директор з якості

Ференц В.І.

Витязь О.Ю.

Ференц В.І.

Вишиванюк Ю.М.





ПАТ «Івано-Франківський арматурний завод»

Центральна заводська лабораторія

## Протокол № 2/02

від 26.04.2016 р.

складений про результати механічних випробувань на статичний розтяг проб бурильної труби 127×10 мм групи міцності "К" із значною внутрішньою корозією, представлених Інститутом нафтогазової інженерії Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.

**1. Умови випробування.**

Випробування здійснено на розривній машині УММ-50, № 1718, свідоцтво метрологічної повірки № 1181 М, чинне до 31.07.2016 р. на взірцях згідно додатку 2 рис. 2 ГОСТ 10006-80.

**2. Результати механічних випробувань на статичний розтяг по ГОСТ 10006-80. (взірці клеймо 11-20)**

Сталь	№	Межа міцності	Межа плинності	Відносне видовження	Відносне звуження	Результати огляду
	з/п	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	
45	11	680,0	464,5	11,5	34,2	Значна корозія внутрішньої поверхні труби
	12	694,5	463,0	13,4	35,8	
	13	685,0	460,5	14,0	38,0	
	14	693,0	469,0	10,9	32,9	
	15	690,5	462,0	11,6	33,9	
	16	682,5	460,5	11,5	33,8	
	17	679,5	459,0	11,4	33,6	
	18	681,0	461,0	11,5	33,7	
	19	682,5	463,5	12,4	35,4	
	20	681,5	462,0	11,8	33,7	
<b>Середнє значення</b>		<b>685,0</b>	<b>462,5</b>	<b>12,0</b>	<b>34,5</b>	

Виконавець

Ференц В.І.

Представник ІНГІ ІФНТУНГ

Витязь О.Ю.

Керівник контролю, заст. нач. ЦЗЛ

Ференц В.І.

Директор з якості

Вишиванюк Ю.М.







ПАТ «Івано-Франківський арматурний завод»

Центральна заводська лабораторія

## Протокол № 2/04

від 26.04.2016 р.

складений про результати механічних випробувань на статичний розтяг проб муфти бурильного замка ЗУ-155 із внутрішньою корозією, представлених інститутом нафтогазової інженерії Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.

### 1. Умови випробування.

Випробування здійснено на розривній машині УММ-50, № 1718, свідоцтво метрологічної повірки № 1181 М, чинне до 31.07.2016 р. на зірцях згідно додатку 2 рис. 2 ГОСТ 10006-80.

### 2. Результати механічних випробувань на статичний розтяг по ГОСТ 10006-80. (зірці клеймо 31-40)

Сталь	№	Межа міцності	Межа плинності	Відносне видовження	Відносне звуження	Результати огляду
	з/п	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	
40ХН	31	875,4	736,2	10,0	48,0	Корозія внутрішньої поверхні муфти
	32	885,1	736,5	10,5	41,0	
	33	878	734,7	9,5	46,0	
	34	885,4	734,7	10,2	44,5	
	35	884,7	734,4	10,0	47,5	
	36	877,2	736,2	10,0	39,5	
	37	876,4	735,0	9,5	46,0	
	38	882	735,2	10,0	50,0	
	39	882,4	736,3	10,2	46,2	
	40	884,2	735,2	10,0	49,0	
<b>Середнє значення</b>		<b>881,1</b>	<b>735,4</b>	<b>10,0</b>	<b>45,8</b>	

Виконавець

Ференц В.І.

Представник ІНГІ ІФНТУНГ

Витязь О.Ю.

Керівник контролю, заст. нач. ЦЗЛ

Ференц В.І.

Директор з якості

Вишиванюк Ю.М.



**ДОДАТОК В**  
**Акт промислових випробувань**

**“ЗАТВЕРДЖУЮ”**

Виконавчий директор

ТОВ «Бурова компанія «Горизонти»

  
 \_\_\_\_\_ **І. В. Гук**  
 « 20 » \_\_\_\_\_ 2016 р.

### АКТ

#### промислових (функціональних) випробувань експериментального взірця амортизатора поздовжніх і крутильних коливань АППК-178

Робоча група в складі:

голови – Гук І.В. – виконавчого директора ТОВ «Бурова компанія «Горизонти»;  
та членів робочої групи:

- Витязь О. Ю., директор Інституту нафтогазової інженерії Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу;
- Веклин С. Б., директор ПП «Промпостач»;
- Новосельський М. Й., буровий майстер ТОВ «Бурова компанія «Горизонти»,

провела промислові (функціональні) випробування експериментального взірця амортизатора поздовжніх та крутильних коливань згідно затвердженої програми та методики випробувань.

На випробування представлений амортизатор поздовжніх та крутильних коливань АППК-178 (діаметр 178 мм) розроблений в Інституті нафтогазової інженерії ІФНТУНГ (розробники – Мойсишин В.М., Витязь О.Ю., Борисевич Б.Д.) та виготовлений на ПП «Промпостач» (директор – Веклин С.Б.).

Мета випробувань амортизатора АППК-178:

- перевірка функціональності експериментального взірця в промислових умовах (при бурінні свердловини);
- визначення впливу амортизатора на зміну механічної швидкості та проходки на долото;
- визначення зміни рівня вібрації бурильної колони при встановленні в компоновку низу бурильної колони амортизатора.

Випробування проводились на Колодницькому газовому родовищі (Стрийський район Львівської області) при бурінні свердловини Колодницька-3 в інтервалі 625 – 1135 м представленої алевролітами та аргелітами.

Режими буріння: осьове навантаження 20-40 кН, швидкість обертання 60 – 90 об/хв, витрати промивальної рідини 30 л/с.

Параметри бурового розчину:

$$\rho = 1100 \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}, \quad T = 30 - 40 \text{ с}, \quad V = 4 - 6 \frac{\text{см}^3}{30 \text{ хв}},$$

$$K = 1,0 \text{ мм}, \quad \text{СНЗ} \frac{1}{10} = \frac{20}{30} \text{ дПа}, \quad \text{рН} = 9 - 10$$

Компоновка низу бурильної колони: долото PDC (200,025 мм), АППК-178, ОБТС 165 - 9,4 м, КЛС 200, ОБТС 165 - 47м, ТБТ 114 – 94 м.

Результати випробувань:

1. При огляді і перевірці амортизатора АППК178 після добвання (510 м) встановлено, що амортизатор повністю працездатний, знос корпусу відсутній, порожнина не розгерметизована, амортизатор зберігає осьову та крутильну податливості.
2. Включення в компоновку амортизатора значно зменшує низькочастотні та високочастотні коливання верхньої частини бурильної колони.
3. Співставлення даних хронометражу довбань з амортизатором та без нього по зміні механічної швидкості буріння в залежності від осьового навантаження (рисунок 1), при постійній частоті обертання долота (68 об/хв.) показує, що включення в компоновку амортизатора призводить до збільшення механічної швидкості буріння до 12 %.

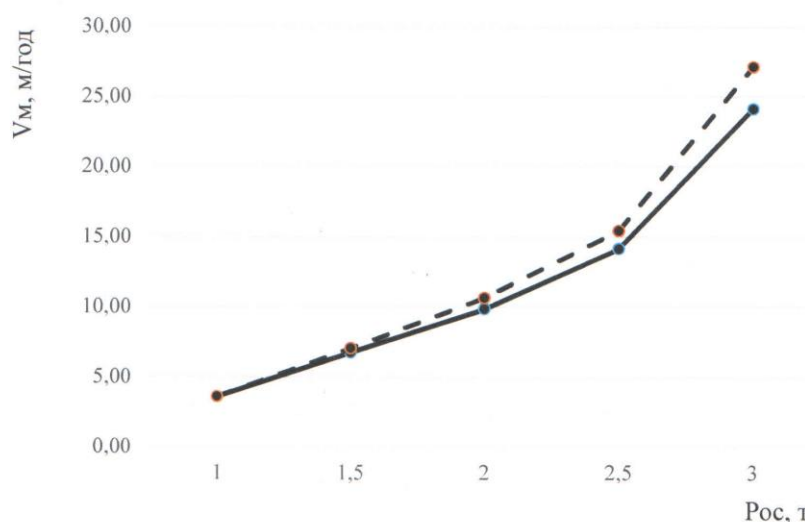


Рисунок 1 – Зміна механічної швидкості буріння від осьового навантаження.

( — - без амортизатора; - - - - з амортизатором )

## Висновки та пропозиції:

1. Амортизатор поздовжніх та крутильних коливань АППК-178 включений в компоновку при бурінні свердловини Колодницька-3 значно зменшує поздовжні та крутильні коливання бурильної колони.
2. Амортизатор АППК178 під час промислових випробувань підтвердив функціональність та відповідність технічному завданні та паспорту.
3. По результатах випробувань провести доробку конструкторської документації бурового амортизатора АППК178, виготовити дослідну партію та провести експлуатаційні випробування.

20.10.2016 р.

Голова робочої групи  Гук І. В.Члени групи  Витязь О. Ю. Веклин С.Б. Новосельський М. Й.

## **ДОДАТОК Г**

**Керівний документ, розроблений в рамках виконання дисертаційної роботи**

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу

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

**“ЗАТВЕРДЖЕНО”**

Виконавчий директор

ТОВ «Бурова компанія «Горизонти»

 **І. В. Гук**

« 17 »  2020 р.

## МЕТОДИКА

### ПРОГНОЗУВАННЯ БЕЗПЕКИ ТА УМОВ РУЙНУВАННЯ ЕКСПЛУАТОВАНИХ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК

**“ПОГОДЖЕНО”**

Проректор з наукової роботи  
Івано-Франківського національного  
технічного університету нафти і газу

 **І. І. Чудик**  
« 15 »  2020 р.

**“ПОГОДЖЕНО”**

Заступник директора з наукової роботи  
Фізико-механічного інституту  
ім. Г. В. Карпенка НАН України

 **М. С. Хома**  
« 15 »  2020 р.

м. Івано-Франківськ, 2020

**1. РОЗРОБЛЕНО:**

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу  
Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України

**РОЗРОБНИКИ:**

**Мойсишин В. М.**, доктор технічних наук, професор

**Сиротюк А.М.**, доктор технічних наук, с.н.с.

**Витязь О.Ю.**, кандидат технічних наук, доцент

**Гук В. І.**, інженер-технолог ТОВ «Бурова компанія «Горизонти»

**2. ПРИЙНЯТО ТА НАДАНО ЧИННОСТІ:**

Виконавчий директор

ТОВ «Бурова компанія «Горизонти»



І. В. Гук



## ЗМІСТ

ВСТУП .....	330
1. ЗАГАЛЬНІ ПОЛОЖЕННЯ.....	331
2. АНАЛІЗ ТА КЛАСИФІКАЦІЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ПОШКОД- ЖЕНЬ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК .....	332
3. КОМПЛЕКСНА ОЦІНКА УТВОРЕННЯ ТА РОЗВИТКУ КОРОЗІЙ- НО-ВТОМНИХ ТРІЩИН ПО ТОВЩИНІ СТІНКИ ГНУЧКОЇ ТРУБИ.....	334
3.1 Методики корозійних та електрохімічних випробувань за дії ко- розивно-активних середовищ .....	334
3.2 Методика для вивчення поширення тріщин у сталях ГТ в експлуатаційних умовах.....	336
4. ПРИКЛАД ОЦІНЮВАННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ВПЛИВУ КORO- ЗИВНИХ СЕРЕДОВИЩ НА ГНУЧКИХ ТРУБ .....	343
4.1 Закономірності та стадійність корозійно-втомного тріщиноутво- рення на циклічно деформованих поверхнях ГТ.....	343
4.2 Особливості корозійної та електрохімічної поведінки сталі ГТ з врахуванням експлуатаційних чинників .....	345
4.3 Скінченно-елементна модель перерізу ГТ з дефектом на внутрішній поверхні .....	356
4.4 Критерії оцінювання роботоздатності та довговічності ГТ кол- тюрінгових установок за підходами механіки руйнування.....	362
5 ПРОЦЕДУРА ПРОВЕДЕННЯ ЕКСПЕРТИЗ ДЛЯ ОЦІНКИ ТЕХНІЧ- НОГО СТАНУ ТА РЕКОМЕНДАЦІЇ ЩОДО ОБҐРУНТУВАННЯ БЕЗПЕЧНОГО ТЕРМІНУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛ- ТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК.....	364
6. ВИМОГИ БЕЗПЕКИ ТА КВАЛІФІКАЦІЇ ПЕРСОНАЛУ .....	366
БІБЛІОГРАФІЯ .....	367

## ВСТУП

Однією із основних сучасних тенденцій світової газової та нафтової індустрії є підвищення ефективності видобутку вуглеводневої сировини, а також стимулювання розробки покладів із важковидобувними та виснаженими запасами [117, 159, 168, 172, 175, 211]. На сьогодні відомі різні способи та технології збільшення ефективності газонафтовидобутку, зокрема, вплив на пластові поклади, застосування нових технологій буріння свердловин, застосування сучасного устаткування для капітального ремонту та відновлення свердловин, тощо.

Тут, особливе місце посідають „колтюбінгові” (Coiled Tubing) технології, які ґрунтуються на застосуванні гнучких труб (ГТ). Ці технології відзначаються високою економічною ефективністю, перебувають у стані неперервного розвитку та вдосконалення [159, 168, 172, 175, 211] і для координації цих зусиль існує відповідна міжнародна асоціація (Intervention & Coiled Tubing Association (ICoTA): <http://www.icota.com>).

Колтюбінгові технології застосовуються для широкого спектру операцій: буріння горизонтальних і похило-спрямованих свердловин, очищення стовбура свердловини, промивка від відкладень парафіну, витіснення бурового розчину (БР), видалення рідини зі свердловини, фрезерування відкладень корозійних солей, кислотна обробка привибійної зони пласта, розширення стовбура свердловини, перфораційні операції, цементування під тиском, боротьба з піском, закачування інгібіторів і розчинників, використання ГТ як експлуатаційної колони, застосування цих труб при механізованій експлуатації свердловин, дослідження свердловин, глушіння свердловин, очищення ГТ і трубопроводів, прокладка викидних ліній, закачування пластових вод та підтримання пластового тиску, тощо.

## 1. ЗАГАЛЬНІ ПОЛОЖЕННЯ

1.1. Мета методичних рекомендацій – обґрунтувати та визначити процедуру прогнозування безпечної експлуатації, залишкової довговічності та умов руйнування експлуатованих ГТ колтбінгових установок за результатами їх технічного діагностування.

1.2. Область застосування методичних рекомендацій – ГТ колтбінгових установок.

1.3. Методологічною основою рекомендацій є механіка руйнування і міцності матеріалів та елементів конструкцій, що зазнають циклічних навантажень та експлуатуються у водних корозивних середовищах.

1.4. Зародженням початкової поверхневої корозійно-втомної тріщини вважається досягнення нею загального (пітинг + тріщина) лінійного розміру порядку  $a_0 = 100 \pm 10$  мкм [128, 22].

1.5. Для проведення експериментальних досліджень необхідно оцінити умови експлуатації (амплітуда і частота зміни тиску газу) ГТ та встановити склад корозивно-активного середовища.

1.6. Для прогнозування безпечної експлуатації, залишкової довговічності ГТ необхідно використати дані технічного діагностування, дані експериментальних досліджень (пункт 1.5) та провести відповідні розрахунки використовуючи методику описану у розділах 3 та 4.

1.7. Для оцінки умов руйнування необхідно визначити критичні параметри тріщиностійкості експлуатованих ГТ згідно запропонованої методики.

## 2. АНАЛІЗ ТА КЛАСИФІКАЦІЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ПОШКОДЖЕНЬ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК

Основним елементом всього комплексу устаткування є зварна ГТ з високо-міцної низьколегованої сталі довжиною 3...9 км (і більше), намотана на барабан. Слід відзначити, що в технологічному устаткуванні ГТ працюють у пружно-пластичній області деформування, а це зумовлює особливі вимоги до якості ГТ, і, отже, до характеристик матеріалу труб та технології виробництва. Попри це, у результаті тривалої експлуатації можливе локальне руйнування труб, що спричинить аварійну ситуацію [126, 196, 203].

Згідно статистичних даних [179, 197, 209, 216] 32% виявлених дефектів ГТ зумовлені механічними пошкодженнями, що виникають під час експлуатації, 13% – корозійно-втомні пошкодження, 18% – пошкодження зумовлені кислотною корозією, 9% – сірководневою корозією, 10% – пошкодження зумовлені помилками обслуговуючого персоналу, 8% – дефекти виробництва, 4% – ерозійні пошкодження, 2% – корозія при зберіганні, 2% – дефекти зварювання, 1% – втомне руйнування, 1% – інше.

Найбільш загальні загрози цілісності ГТ викликають пошкодження [179, 197, 209, 216] під час звичайних робіт на буровому майданчику. На поверхнях ГТ з'являються механічні дефекти – подряпини, сліди абразивного зношування, зазубрини, борозни тощо. Зафіксовано і інші експлуатаційні дефекти, наприклад: пошкодження, зумовлені інжектором (поперечні пошкодження, або поздовжні борозни, зроблені захоплюючим пристроєм (інжектором), під час СПО, за неправильної експлуатації інжектора, неузгодженого позиціонуванням блоків захоплення інжектора або за присутності сторонніх предметів між блоками захоплення і ГТ); зміна товщини стінки ГТ (розтяг та потоншення ГТ, під час виконання різноманітних робіт); здуття (локальне розширення ГТ під дією високого тиску технологічних рідин); ерозія (зношування внутрішніх стінок ГТ потоком рідин).

Корозійні дефекти [153] виникають внаслідок контакту ГТ з корозивно-активними робочими середовищами, зокрема: рідинами для кислотної обробки, технологічними рідинами, ґрунтовими водами, сірководнем ( $H_2S$ ), вуглекислим газом ( $CO_2$ ) тощо.

Пошкодження та дефекти ідентифікують під час періодичних інспекцій ГТ [182] методами неруйнівного контролю. Тут вимірюють зовнішній діаметр, овальність і товщину стінок труб, перевіряють зварні шви, виявляють зовнішні подряпини, борозни і тріщини, внутрішні та зовнішні корозійні пошкодження тощо.

Для запобігання виникненню аварійних ситуацій у галузі розроблено систему організації робіт з ГТ. У більшості таких систем їх ресурс визначають певною кількістю згинів на направляючій дузі, барабані, а також відстежуючи робочі параметри (розтягуюче зусилля, внутрішній тиск тощо). Галузеві стандарти встановлюють граничні розміри зовнішніх пошкоджень, допустимих для проведення робіт на ГТ і у більшості випадків їх визначають у відсотках від номінальної товщини стінки. ГТ виводять з експлуатації, коли втрати матеріалу перевищують 10% від товщини стінки труби.

### 3. КОМПЛЕКСНА ОЦІНКА УТВОРЕННЯ ТА РОЗВИТКУ КОРОЗІЙНО-ВТОМНИХ ТРИЩИН ПО ТОВЩИНІ СТІНКИ ГНУЧКОЇ ТРУБИ

#### 3.1 Методики корозійних та електрохімічних випробувань за дії корозивно-активних середовищ

**Корозійні дослідження.** Зразки для випробувань на загальну корозію вирізають з ГТ  $\varnothing 38,1 \times 2,77$  мм за однією технологією, що дає можливість врахувати особливості їх виготовлення. Вони мають однакову форму та розміри, їх шліфують (до шорсткості  $R_a = 0,63$  мкм), знежирюють ацетоном, висушують та витримують в ексикаторі 2 год.

Корозивне середовище вибирають у залежності від умов експлуатації, для прикладу дослідували вплив:

- I – кислотного розчину, рецепт 1 (низький вміст HCl + комплекс добавок);
- II – кислотного розчину, рецепт 2 (13 mass % HCl + комплекс добавок);
- III – водного розчину NS4, що моделює підземні води в умовах нейтральних ґрунтів (0,122 г/л KCl; 0,483 г/л NaHCO<sub>3</sub>; 0,137 г/л CaCl<sub>2</sub>; 0,131 г/л MgCl<sub>2</sub>);
- IV – пластової води + ПАР;
- V – конденсату з Яблунівського нафтогазоконденсатного родовища.

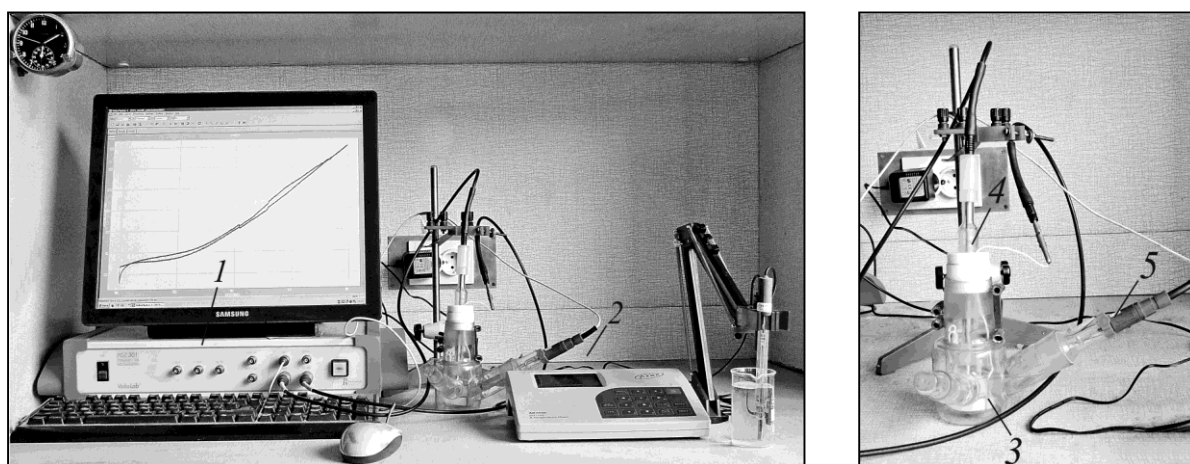
Зразки повністю занурюють у корозивне середовище і для відтворення реальних експлуатаційних умов витримують в термостаті за температури 70°C.

Швидкість корозії  $K_m$  визначають гравіметричним методом після експозиції у корозивному середовищі за природної аерації та усунення продуктів корозії. Для зважування використовують аналітичну вагу з похибкою  $\pm 0,0001$  г. Швидкість корозії обчислюють використовуючи формулу:

$$K_m = \frac{\Delta m}{S \cdot t} \left[ \frac{\text{г}}{\text{см}^2 \cdot \text{ГОД}} \right], \quad (3.1)$$

де  $\Delta m$ , г – зміна маси зразка після експозиції в корозивному середовищі та усунення продуктів корозії;  $S$ , см<sup>2</sup> – площа поверхні зразка;  $t$ , год – тривалість експозиції. Для визначення характеру корозійних пошкоджень застосовують сканівний електронний мікроскоп EVO-40XUP (Zeiss).

**Поляризаційні випробування.** Зразки для випробувань ГТ  $\varnothing 38,1 \times 2,77$  мм готують до випробувань, за тією ж технологією, що і для корозійних випробувань.



*а*

*б*

- 1 – динамічна електрохімічна лабораторія VoltaLab40; 2 – рН-метр;  
 3 – робочий електрод; 4 – допоміжний платиновий електрод;  
 5 – електрод порівняння

Рисунок 3.1 – Лабораторний комплекс для електрохімічних досліджень *а)* та універсальна електрохімічна комірка *б)*

Поляризаційні випробування виконують за допомогою динамічної електрохімічної лабораторії VoltaLab40 (рис. 3.1) [16]. При цьому використовують стандартну триелектродну схему вимірювань: робочий електрод – зразки зі сталі QT-800; електрод порівняння – насичений хлорсрібний; допоміжний – платиновий. Швидкість розгортки потенціалу поляризації, для всіх випадків, становила 1 мВ/с, з катодної області в анодну в діапазоні  $-1000 \dots +1000$  мВ. Потенціал корозії, густину струму корозії та константи Тафеля катодної та анодної реакцій визначають з прямолінійних ділянок поляризаційних кривих за стандартними методиками [16].

Ваговий показник швидкості корозії  $K_j$  перераховують з густини струму корозії [121, 131]

$$K_j = \frac{j_{\text{соп}} \cdot k \cdot A}{n \cdot F}, \quad (3.2)$$

де  $j_{\text{соп}}$  – густина струму корозії, А/см<sup>2</sup>;

$k$  – коефіцієнт ( $k = 1$ , якщо час випробувань виражений у секундах, а площа – в см<sup>2</sup>);  $A$  – атомна маса металу (для сталі  $A = 56$ );  $n$  – ступінь окиснення металу (для заліза  $n = 3$ );  $F$  – стала Фарадея.

*Дослідження мікроструктури та елементний аналіз поверхні зразків.* Дослідження рекомендовано виконувати у Центрі колективного користування науковими приладами „Центр електронної мікроскопії та рентгенівського мікроаналізу”, що діє при Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України ([https://www.ipm.lviv.ua/collective\\_use\\_center.php](https://www.ipm.lviv.ua/collective_use_center.php)) за допомогою сучасного скануючого електронного мікроскопу EVO 40XVP із системою мікроаналізу INCA Energy.

### **3.2 Методика для вивчення поширення тріщин у сталях ГТ в експлуатаційних умовах**

*Методика оцінки поверхневого тріщиноутворення на елементах ГТ.* Базові фізико-механічні дослідження зародження та розвитку корозійно-втомних тріщин виконують на балкових зразках, у середній частині яких приварені сегменти (рис. 3.2) вирізані з ГТ. Такий вибір конфігурації зразка зумовлений врахуванням технології виготовлення елемента ГТ.

Всі випробовування виконують при кімнатній температурі і постійних умовах циклічного навантаження: форма циклу – синусоїдальна; частота навантаження  $f = 0,1$  Гц; коефіцієнт асиметрії циклу  $R = 0$ .



Окрім того, для локалізації зародження тріщини, за спеціально розробленою методикою (рис. 3.3) створюють концентратор, який моделює корозивне пошкодження типу пітинг. Для цього на гладкій полірованій поверхні зразка висвердлюють ямку глибиною 0,1 мм.

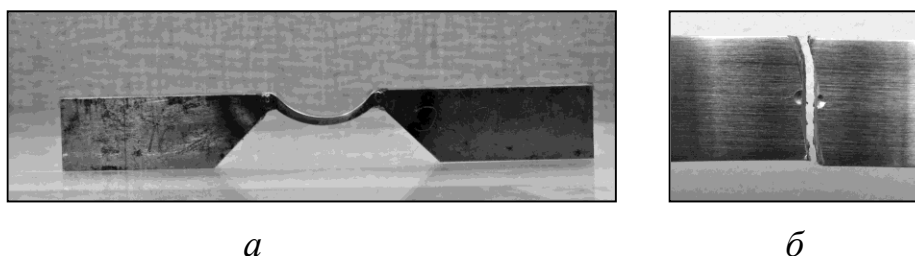


Рисунок 3.2 – Загальний вигляд зразка (а) для дослідження зародження та розвитку поверхневих тріщиноподібних дефектів за циклічних навантажень та його поверхня (б) після руйнування від концентратора напружень, що моделює який моделює корозивне пошкодження типу пітинг на внутрішній поверхні ГТ

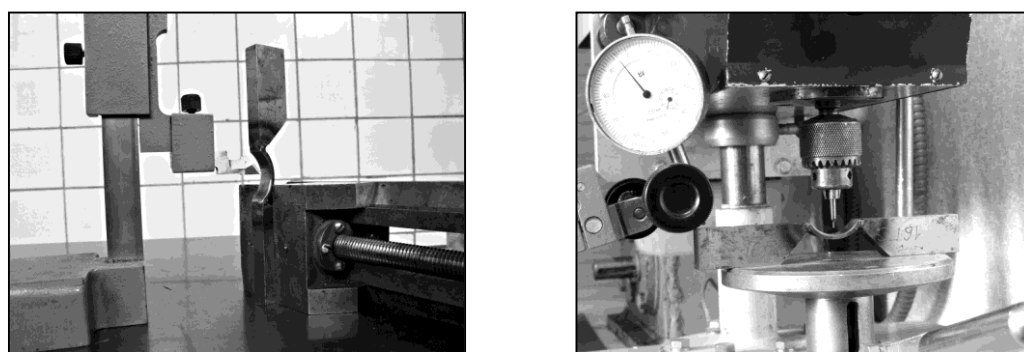


Рисунок 3.3 – Виготовлення концентратора, який моделює корозивне пошкодження типу пітинг

Крім того, проводяться натурні лабораторні випробування ГТ. Досліджують опір поширенню тріщин у ГТ від модельного (рис. 3.4, 3.5) поверхневого концентратора напружень.

Методологічною особливістю є одночасне врахування фізико-механічних та фізико-хімічних процесів (рис. 3.6), що спричиняють корозійно-механічну пошкоджуваність та тріщиноутворення в конструкційних сталях. Такий підхід показав

свою ефективність та фізичну обґрунтованість при визначенні стандартних характеристик корозійної тріщиностійкості конструкційних сталей [19].



Рисунок 3.4 – Приклад корозійно-втомного руйнування ГТ<sup>1</sup>

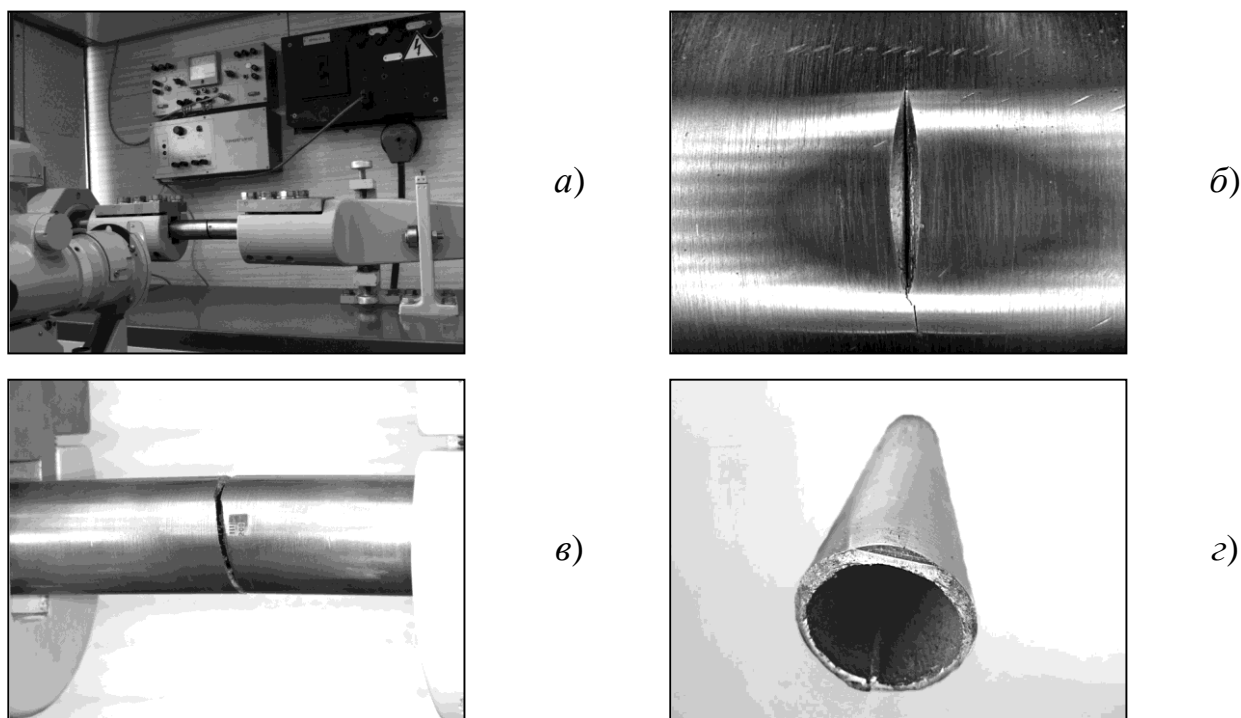


Рисунок 3.5 – Натурні лабораторні випробування ГТ:

- a)* загальний вигляд установки для випробування на консольний згин;
- б)* тріщина, що розвивається від концентратора напружень; *в)* зруйнована ГТ;
- г)* загальний вигляд поверхні зламу ГТ

Тому під час кожного випробування необхідно контролювати та реєструвати (рис. 3.6) такі параметри [20]: максимальне напруження циклу навантаження  $\sigma_{\max}$  ;

<sup>1</sup> Зразки зруйнованих елементів ГТ надано приватною буровою компанією, що співпрацює Івано-Франківським національним технічним університетом нафти і газу.

коефіцієнт асиметрії  $R$  та частоту навантаження  $f$ ; кількість циклів навантаження  $N$ ; довжину поверхневих тріщин  $a$ ; електродний потенціал досліджуваної поверхні  $E_s$ ; рН середовища; зображення досліджуваної поверхні.

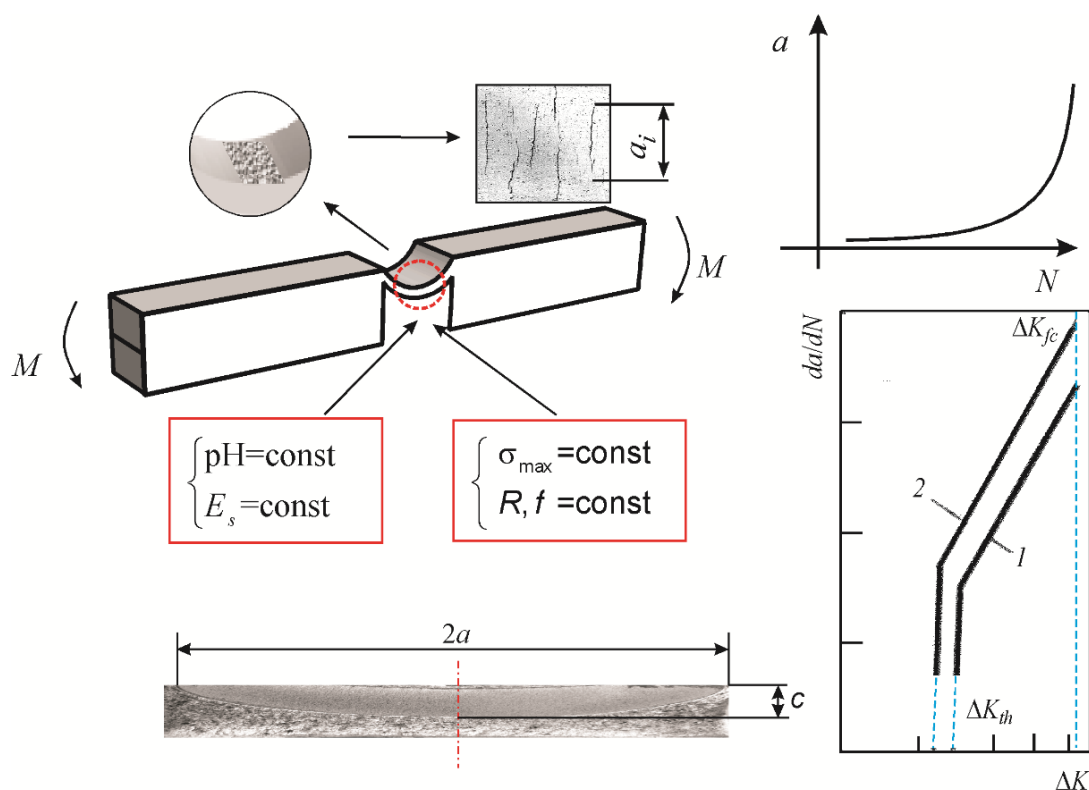


Рисунок 3.6 – Схематичне представлення параметрів, що контролювались під час корозійно-втомного дослідження

Це дає змогу достатньо повно охарактеризувати досліджувану систему „матеріал–середовище” як з фізико-механічної, так і з фізико-хімічної сторони, і побудувати на цій основі адекватну модельну схему та встановити критерій поверхневого тріщиноутворення за циклічного деформування досліджуваних матеріалів ГТ в експлуатаційних умовах.

Зразки випробовують [128, 127] до повного руйнування (рис. 3.7) з подальшим аналізом поверхонь зламів. Стадія початкового корозійного пошкодження поверхні та зародження тріщиноподібних дефектів, а також стадія розвитку поверхневих тріщиноподібних дефектів вивчається за допомогою методу пластичних реплік [145, 161]. Реплікаційним матеріалом служить целюлозоацетатна плівка (марка G255 виробництва фірми AGAR SCIENTIFIC, Велика Британія) товщиною

35 мкм. Дана плівка є легко розчинною в ацетоні. Методика виконання цього дослідження полягає в наступному. Досліджувану поверхню перед експериментом ретельно зачищають та шліфують до стану ювенільності. Після цього змочують її ацетоном високої очистки і на ще вологу поверхню накладають реплікаційну плівку певного розміру, внаслідок чого плівка приклеюється до поверхні. Через 5...7 хв. плівка відстає від поверхні, зберігаючи на собі детальний відбиток досліджуваної поверхні. Одержані під час дослідження відбитки аналізують за допомогою спеціальної системи [38], що складається з мікроскопа, фотоапарата та персонального комп'ютера з відповідним програмним забезпеченням.

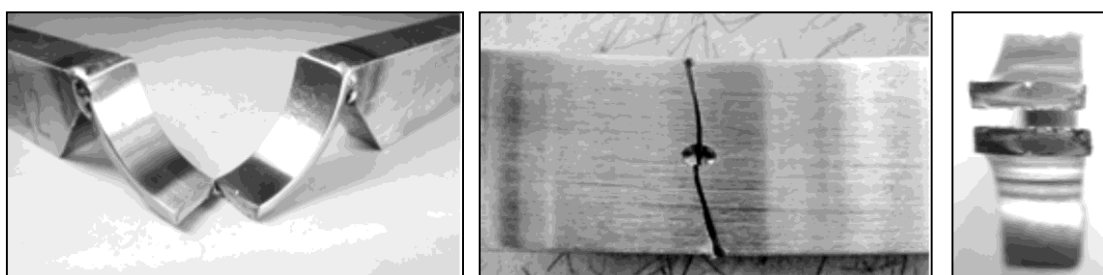


Рисунок 3.7 – Загальний вигляд зразка після випробувань

Дана система дозволяє фіксувати зображення досліджуваної поверхні в електронному варіанті (рис. 3.8), а також вимірювати лінійні розміри, площу та розташування існуючих на поверхні корозійних пошкоджень та тріщиноподібних дефектів. Точність вимірювання лінійних розмірів складає  $\pm 10$  мкм. Це дало змогу детально, якісно і кількісно дослідити кінетику зародження та розвитку поверхневих тріщиноподібних дефектів, у заданих умовах випробовування.

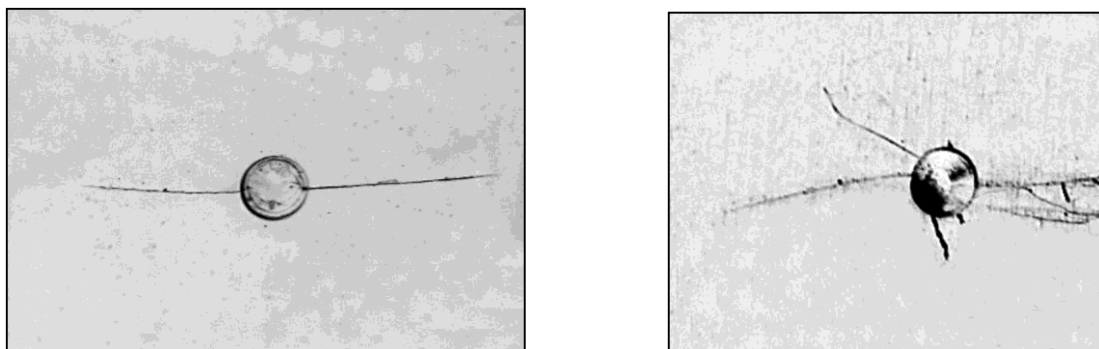


Рисунок 3.8 – Характерні приклади мікропошкоджуваності та зародження тріщин на циклічно деформованій поверхні ГТ

Крім цього, збережені в комп'ютері зображення поверхні руйнування, що відповідають різним стадіям досліджуваних процесів, можуть бути використані як зразки при ідентифікації умов руйнування реальних елементів ГТ в експлуатаційних умовах.

**Методика визначення характеристик циклічної корозійної тріщиностійкості конструкційних сталей ГТ.** У сучасній інженерній практиці характеристики тріщиностійкості конструкційних сталей [82, 83, 120] широко використовують для оцінювання фізико-механічного стану та залишкового ресурсу конструкційних елементів у заданих експлуатаційних умовах [28, 87]. Методологічні підходи, методика експериментальних досліджень, та дослідне устаткування описано у монографії [38].

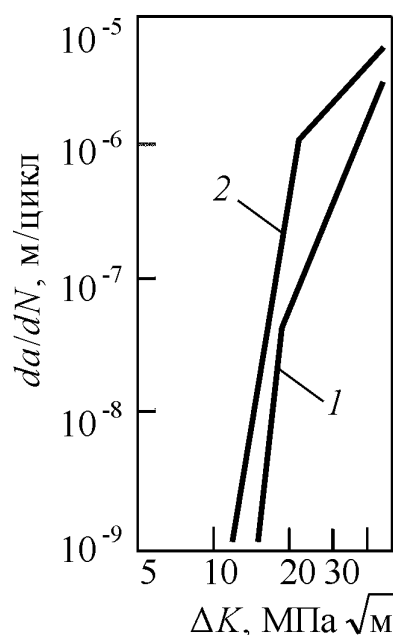


Рисунок 3.9 – Приклад подання діаграм циклічної тріщиностійкості конструкційних матеріалів прямолінійними ділянками у подвійній логарифмічній системі координат для сталі 20 під час випробувань у повітрі (криві 1) та корозивному середовищі (криві 2) [38]

Однією з найважливіших характеристик опору матеріалу поширенню в ньому втомної тріщини є діаграма циклічної тріщиностійкості матеріалу, тобто

залежність швидкості росту тріщини  $da/dN$  від КІН  $K_I$  або  $\Delta K_I$  [38, 30]. Такі діаграми розміщені між двома граничними значеннями: нижнім пороговим значенням  $\Delta K_{th}$ , яке відповідає значенню  $\Delta K_I$ , за якого не відбувається ріст корозійно-втомної тріщини, і верхнім  $\Delta K_{fc}$ , яке відповідає значенню  $\Delta K_I$ , коли настає неконтрольований катастрофічний ріст тріщини.

Для використання діаграм циклічної тріщиностійкості матеріалу в розрахунках залишкової довговічності дефектних елементів конструкцій їх описують аналітично [200, 201]. Для опису діаграми циклічної тріщиностійкості, застосовують найбільш поширений в інженерній практиці підхід, який базується на використанні степеневі залежності типу Паріса [200, 201]

$$da/dN = C_i \cdot (\Delta K)^{n_i}, \quad (3.3)$$

де  $C$  і  $n$  – константи системи „матеріал–середовище”, які залежать від хімічного складу і структури матеріалу, умов випробувань та хімічного складу середовища;  $i$  – порядковий номер ділянки;  $\Delta K_I = K_{max} - K_{min}$  – розмах КІН у циклі навантаження;  $K_{max}$  і  $K_{min}$  – відповідно найбільше і найменше значення КІН у циклі навантаження. На загал, рівняння (3.3) описує другу (середньо амплітудну) ділянку діаграми, однак воно може бути використано і для опису як першої (низькоамплітудної) так третьої (високоамплітудної) ділянок діаграми. Такий підхід є виправданим, оскільки діаграми циклічної тріщиностійкості багатьох матеріалів при випробовуваннях у корозивному середовищі не мають класичної S-подібної форми, властивої для випробувань в інертних середовищах [19]. Тому для цих випадків доцільно описувати кожну ділянку діаграми степеневою залежністю типу Паріса, як це показано на рис. 3.9.

## 4. ПРИКЛАД ОЦІНЮВАННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ВПЛИВУ КОРОЗИВНИХ СЕРЕДОВИЩ НА ГНУЧКИХ ТРУБ

### 4.1 Закономірності та стадійність корозійно-втомного тріщиноутворення на циклічно деформованих поверхнях ГТ

Зародженням початкової поверхневої корозійно-втомної тріщини вважається досягнення нею загального (пітинг + тріщина) лінійного розміру порядку  $a_0 = 100 \pm 10$  мкм.

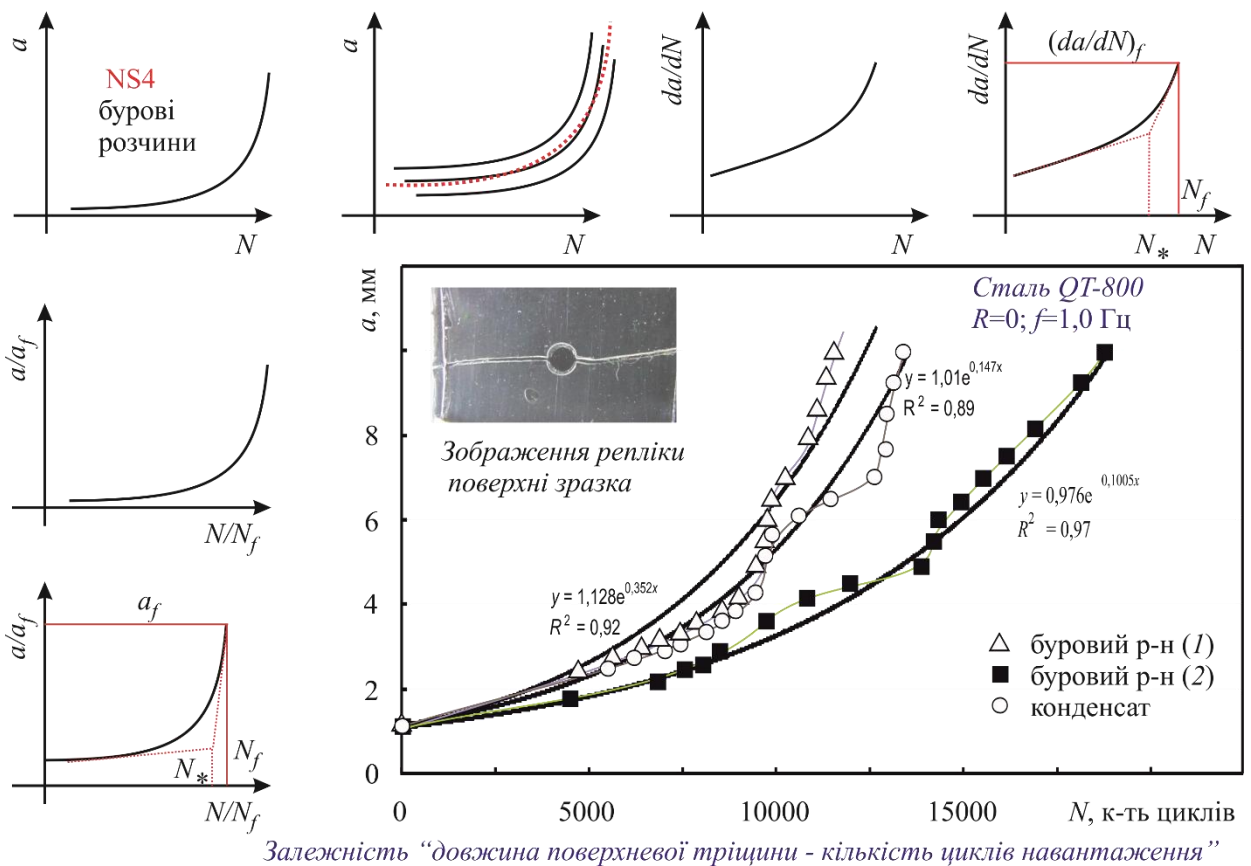


Рисунок 4.1 – Кінетика розвитку поверхневих корозійно-втомних тріщин та схема аналізу вихідних даних

Кінетика розвитку поверхневих корозійно-втомних тріщин аналізується на основі залежностей „довжина тріщини  $a$  – кількість циклів навантаження  $N$ ”, які будують за результатами випробувань у повітрі та середовищах різного складу (рис. 4.1).

Під час випробувань реєструється зображення циклічно-деформованих поверхонь зразків. Сумісний аналіз цих даних разом із результатами досліджень викладеними вище, дозволяє ідентифікувати такі стадії поверхневого корозійно-втомного руйнування сталі QT-800: зародження початкових тріщин, їх розвиток та коалесценцію, що призводить до утворення макротріщини (рис. 4.2).

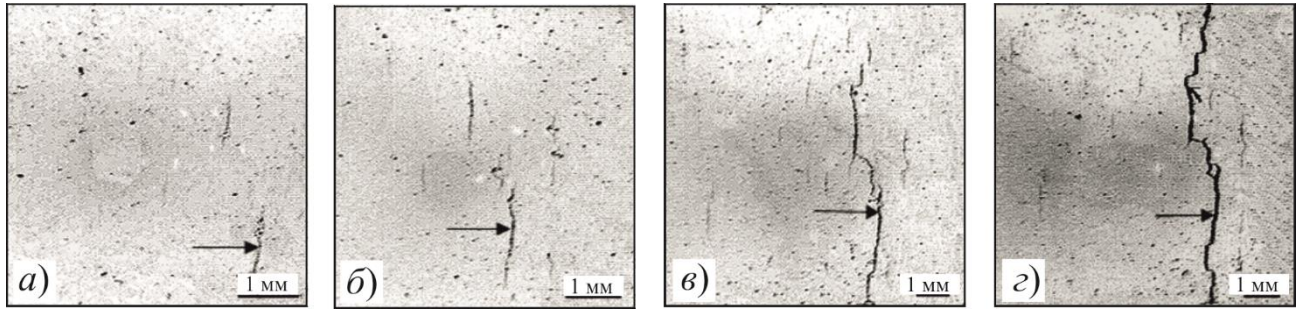


Рисунок 4.2 – Стадійність поверхневого корозійно-втомного руйнування у сталі QT-800: зародження *a)*, *б)*; ріст та злиття тріщин *в)* і утворення макротріщини *г)*

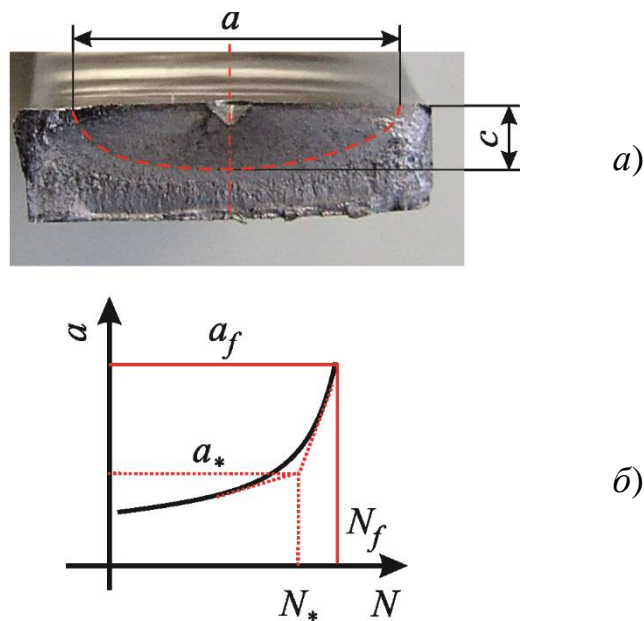


Рисунок 4.3 – Форма утворених поверхневих корозійно-втомних макротріщин на циклічно деформованих поверхнях сталі QT-800



Результати проведених експериментальних досліджень показали, що для всіх випадків випробувань утворені на циклічно деформованій поверхні макротріщини мають форму близьку до півеліптичної зі співвідношенням півосей у момент руйнування  $c/a \approx 0,539$  (рис. 4.3а).

Критичним ( $a_f$ ) вважали такий розмір довжини поверхневої тріщини  $a$  за якого її глибина  $c$  рівна товщині зразка (рис. 4.3а). Відповідно, кількість циклів навантаження за якого досягається значення  $a_f$  позначається  $N_f$  (рис. 4.3б).

Результати випробувань у розглянутих середовищах наведено у табл. 4.1.

Таблиця 4.1 – Критичні розміри дефектів за випробувань у модельному та робочих середовищах

Випробувальне середовище	$a_f$ , мм	$N_f$ , к-ть циклів	$(c/a)_f$
Повітря	9,4	22 417	0,621
NS4 (рН3)	10,0	18 930	0,545
NS4 (рН6,7)	9,6	19 970	0,583
NS4 (рН9)	10,0	18 685	0,539
БР (1)	10,0	19 960	0,525
БР (2)	10,0	16 458	0,494
конденсат	10,0	18 257	0,512

## 4.2 Особливості корозійної та електрохімічної поведінки сталі ГТ з врахуванням експлуатаційних чинників

**Корозійні випробування.** За результатами досліджень загальної корозії у п'яти робочих розчинах (див. підрозділ 3.1) встановлено, що швидкість корозії в кислих розчинах (I, II) суттєво вища ніж у нейтральних (III, IV та V). Для зручності аналізу, результати корозійних досліджень подано окремо для кислих та нейтральних робочих розчинів.

Найвищу швидкість корозії (рис. 4.4) спостерігали у розчині II у складі якого 13 mass % HCl, це найагресивніший розчин серед досліджених. Тут спостерігали зростання швидкості корозії в часі до 288 год експозиції, після чого швидкість корозії незначно зменшилась. Такий екстремальний характер зміни швидкості корозії зумовлений кількома чинниками. Корозійний процес – явище поверхневе, розчиняється поверхня сталі. При розрахунку швидкості корозії береться до уваги первинна площа поверхні, тому за умови надзвичайно активного робочого середовища (13 mass % HCl та температура 70°C) площа активної поверхні зростатиме за рахунок збільшення рельєфності поверхні (рис. 4.5) під час експозиції у агресивному середовищі (рис. 4.4). Після 288 год швидкість дещо зменшується за рахунок виснаження розчину (зменшення частки вільних корозійно активних компонентів розчину) та зменшення площі активної поверхні внаслідок розчинення сталі в агресивному робочому середовищі, що підтверджується значною втратою маси досліджуваного зразка (рис. 4.4, 4.5).

Швидкість корозії сталі у розчині I є значно нижчою порівняно з розчином II, що зумовлено нижчою агресивністю даного робочого середовища в експлуатаційних умовах. Однак, корозійний процес протікає активніше порівняно з нейтральними робочими середовищами, і демонструє стійке зростання швидкості в часі експозиції від 24 до 576 год, що зумовлено, як і в попередньому випадку, зростанням площі активної поверхні зразка в часі експерименту. Тут, як і в попередньому випадку, спостерігається як загальна корозія, що відображається значною втратою маси матеріалу в часі, так і значна локалізація корозійного процесу (утворюються глибокі корозійні пошкодження поверхні зразків типу макропітингів та корозійних виразок). Однак у цьому випадку локальна корозія більш явно виражена порівняно з попереднім, що зумовлено меншою активністю робочого середовища, а відповідно і меншою інтенсивністю загальної корозії.

У розчині № III спостерігали (рис. 4.6, 4.7) класичне зменшення швидкості корозії впродовж експозиції, що зумовлено зменшенням активної поверхні в часі за рахунок формування на поверхні сталі пасивних оксидних та гідроксидних плівок. Тут швидкість

корозії є вищою порівняно зі стандартними умовами експерименту, що зумовлено підвищеною температурою середовища (70°C).

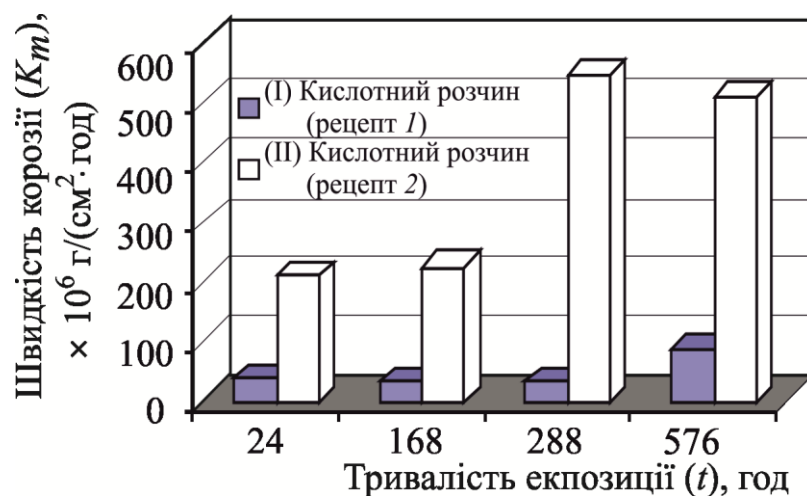


Рисунок 4.4 – Швидкість корозії сталі QT–800 залежно від часу витримки в кислих (I, II) корозивно-активних середовищах

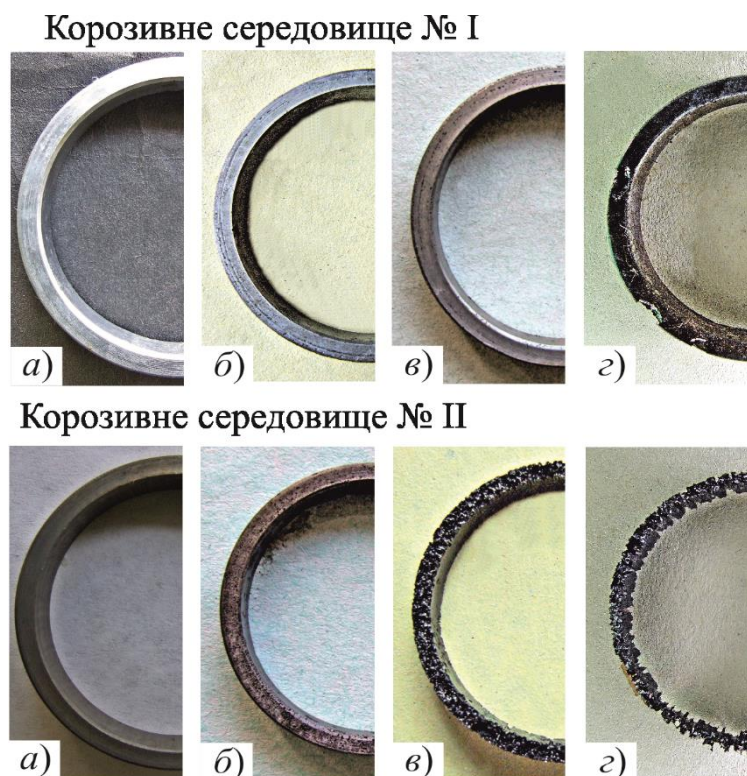


Рисунок 4.5 – Поверхня зразків після витримки в кислих розчинах (I, II) впродовж 24 год (а), 168 год (б), 288 год (в) і 576 год (г)

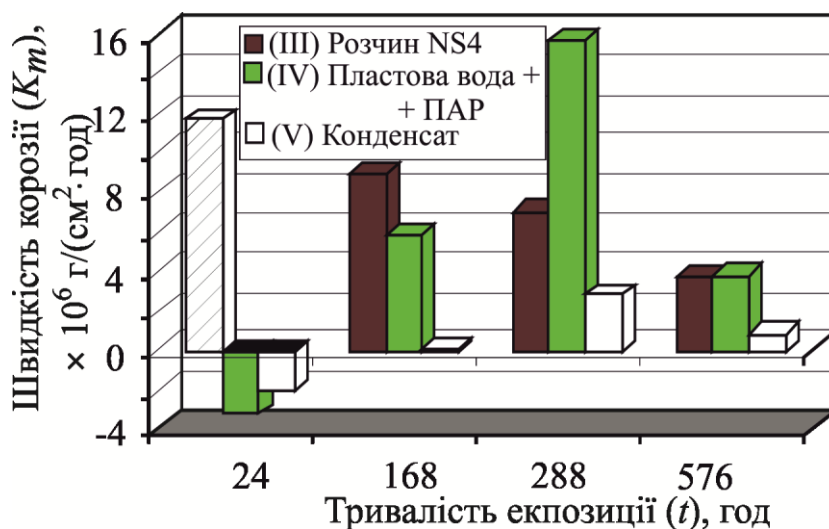
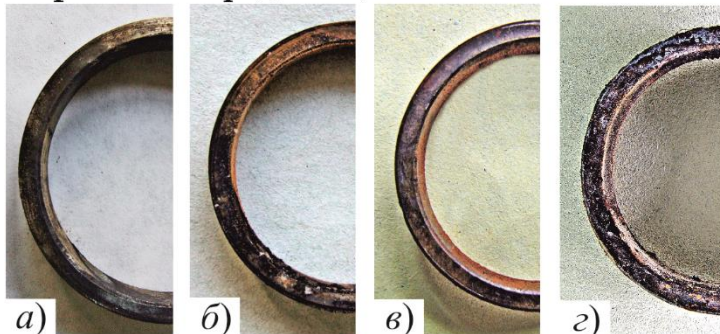


Рисунок 4.6 – Швидкість корозії сталі QT–800 залежно від часу витримки в нейтральних (III, IV та V) корозивно-активних середовищах

У середовищі № IV присутні ПАР, що впливає на корозію сталі (рис. 4.6, 4.7) у робочому середовищі. Впродовж перших 24 год на її поверхні утворюються бар'єрні плівки, що відображається умовно від'ємним показником швидкості корозії. Швидкість корозії визначали гравіметричним методом, тому маса зразків після витримки 24 год у робочому середовищі більша порівняно з початковою, внаслідок осадження на поверхні матеріалу ПАР і формуванням бар'єрної плівки. Вона утруднює доступ корозивно-активних компонентів середовища до поверхні матеріалу. Зі збільшенням експозиції за підвищеної температури відбувається поступове руйнування бар'єрних плівок. Після експозиції 288 год швидкість корозії є вищою порівняно навіть з NS4 (середовище № III) після 24 год. Це зумовлено більшою корозійною активністю середовища порівняно з NS4, і досить значною пористістю утвореної бар'єрної плівки за температури 70°C, що пришвидшує корозію. Після експозиції 576 год швидкості корозії досліджуваного матеріалу в середовищах № III та IV, у NS4 та в пластовій воді, відповідно, практично вирівнюються, що пояснюється втратою бар'єрних властивостей утвореної плівки.

## Корозивне середовище № III



## Корозивне середовище № IV



## Корозивне середовище № V

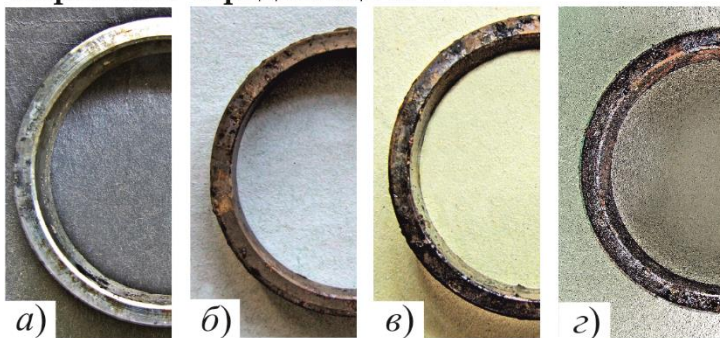


Рисунок 4.7 – Поверхня зразків після витримки в нейтральних (III, IV та V) корозивно-активних середовищах впродовж 24 год (a), 168 (б), 288 (в) та 576 год (z)

Корозійні процеси у конденсаті з Яблунівського нафтогазоконденсатного родовища (розчин № V) мають подібні тенденції зміни швидкості корозійного процесу (рис. 4.6, 4.7) як і у розчині № IV. Імовірно такий характер зміни швидкості корозії зумовлений тими ж причинами, що й у попередньому випадку, однак дане середовище є менш корозійно активне, що спричиняє зменшення показників швидкості корозії в 4–6 разів.

**Електрохімічні випробування.** Для забезпечення коректного визначення основних електрохімічних показників з потенціодинамічних поляризаційних кривих попередньо встановлено стаціонарні потенціали корозії досліджуваного матеріалу в робочих розчинах. Стаціонарні потенціали корозії  $E_{st}$  подані в табл. 4.2 визначалися з хронограм представлених на рис. 4.8. З поданих хронограм видно, що стаціонарний потенціал корозії встановлюється впродовж 900–1000 с для всіх досліджуваних випадків.

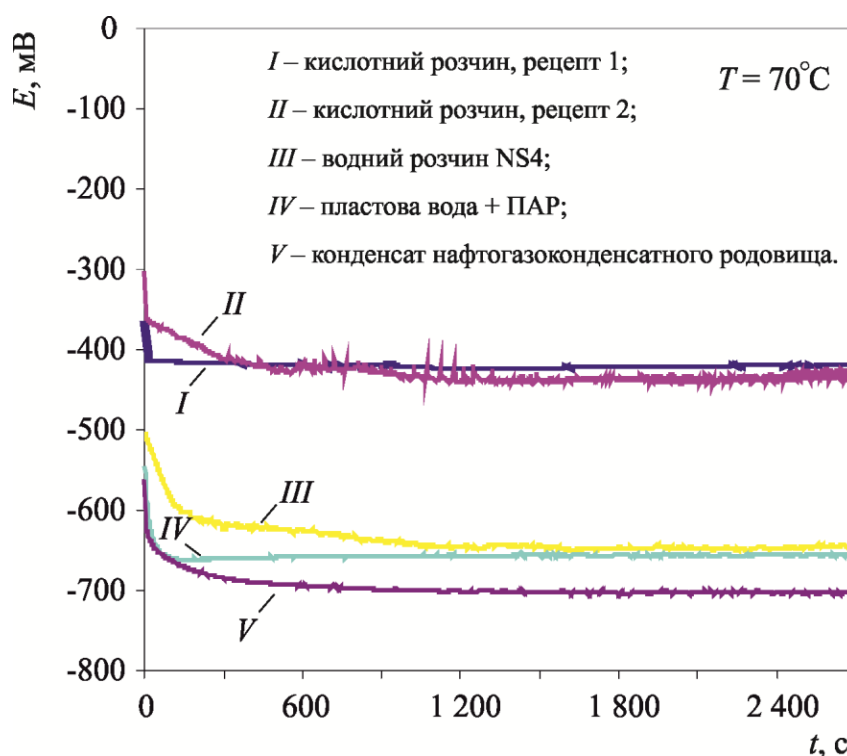


Рисунок 4.8 – Хронограми встановлення стаціонарних потенціалів корозії в досліджуваних системах матеріал–середовище

Потенціодинамічні поляризаційні криві представлені на рис. 4.9 одержано за наступних умов проведення експерименту. Експеримент проводився з використанням термостатованої електрохімічної комірки, за температури робочого середовища  $70^{\circ}\text{C}$ , що відповідає експлуатаційним умовам. Діапазон розгортки потенціалу становив  $-1000\dots1000$  мВ, швидкість розгортки 1 мВ/с. Розгортка потенціалу здійснювалася з катодної області в анодну, що забезпечувало формування ювенільної поверхні досліджуваного матеріалу в області потенціалу корозії на поляризаційній кривій. Із одержаних потенціодинамічних поляризаційних кривих визначалися наступні електрохімічні показники: потенціал корозії, струм корозії, катодний та анодний Тафелівські коефіцієнти (табл. 4.2).

Враховуючи умови проведення експерименту з визначення миттєвої швидкості корозії з потенціодинамічних поляризаційних кривих показник  $K_j$  перерахований зі струмів корозії  $j_{corr}$  можна вважати швидкістю корозії в початковий момент контакту робочого середовища з поверхнею труби.

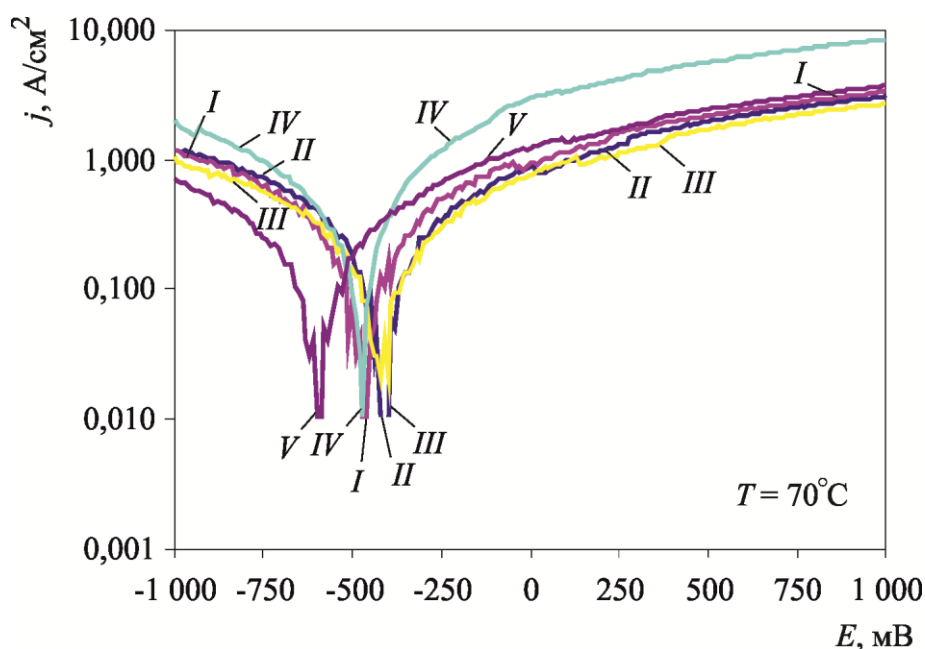


Рисунок 4.9 – Потенціодинамічні поляризаційні криві досліджуваних систем матеріал–середовище

Таблиця 4.2 – Основні електрохімічні показники, визначені з хронограм встановлення стаціонарного потенціалу корозії та потенціодинамічних поляризаційних кривих

Середовище (див. підрозділ 2.1)	$E_{st}$ , мВ	$E_{corr}$ , мВ	$i_{corr}$ , А/м <sup>2</sup>	$-b_k$ , мВ	$b_a$ , мВ
I	-426	-442	0,045818	65,42	200,65
II	-444	-480	0,025107	64,40	111,24
III	-651	-448	0,044162	98,26	212,76
IV	-662	-492	0,087441	114,20	157,71
V	-705	-601	0,026631	110,43	120,25

Кислі робочі розчини (13%-й HCl і робочий кислотний розчин) володіють високою активністю, що призводить до протікання корозійного процесу високої інтенсивності на поверхні сталі. Враховуючи те, що корозійний процес є поверхневим явищем та його високу інтенсивність в експлуатаційних умовах очевидним є факт значної зміни рельєфу поверхні зразка (рис. 4.4, 4.6, табл. 4.2, 4.3) за тривалої експозиції його в робочому середовищі в сторону збільшення ефективної поверхні, на якій відбувається корозійний процес, що зумовлює суттєву відмінність показників миттєвої швидкості корозії та усередненого її значення впродовж перших 24 годин експозиції.

За умови тривалішої експозиції досліджуваної сталі в кислих робочих середовищах (рис. 4.4, 4.5, табл. 4.2, 4.3) показник усередненої швидкості корозії продовжує зростати, що зумовлено збільшенням ефективної площі поверхні зразка, яка кородує. Для 13%-го розчину HCl за найдовшого часу експозиції (576 год) спостерігається деяке пониження швидкості корозійного процесу, що зумовлено значної втратою маси матеріалу (до 75%), а відповідно і його об'єму, що веде до зменшення площі поверхні контакту матеріал – середовище, і, як наслідок ефективної площі поверхні протікання корозійного процесу.



Таблиця 4.3 – Порівняння показників швидкості корозії визначених двома способами електрохімічних досліджень

Середовище (див. підрозділ 2.1)	$K_m \times 10^{-9}$ , г/(см <sup>2</sup> ·с)	$K_j \times 10^{-9}$ , г/(см <sup>2</sup> ·с)	$j_{\text{согг}} \times 10^{-7}$ , А/см <sup>2</sup>	П, мм/рік	$K \times 10^{-4}$ , г/(см <sup>2</sup> )
I	9,7232	0,485738	25,107	0,3982	8,4009
II	59,1511	0,886427	45,818	2,4226	51,1065
III	3,2435	0,854389	44,162	0,1328	2,8023
IV	-0,8875	1,691695	87,441	-0,0363	-0,7668
V	-0,5668	0,515222	26,631	-0,0240	-0,5070

Стосовно нейтральних розчинів (рис. 4.6, 4.7, табл. 4.2, 4.3), то тут теж спостерігається відхилення між показниками швидкості корозії визначеними з експериментальних даних одержаних з експериментів на загальну корозію та з потенціодинамічних поляризаційних кривих. Як було пояснено вище, швидкість корозії, визначена з потенціодинамічних поляризаційних кривих є миттєвою і визначається для ювенільної поверхні зразка в початковий момент контакту сталь – середовище. Отже для розчину NS4 миттєва швидкість корозії є майже в 4 рази нижчою від усередненої швидкості корозії на базі 24 год. Це зумовлено тим, що за 24 год в заданих модельних експлуатаційних умовах відбувається пришвидшення корозії за рахунок накопичення на поверхні сталі пористих продуктів корозії, та, як наслідок, локалізації корозії. На більш тривалих термінах експозиції усереднена швидкість корозії поступово знижується.

У робочих „пластовій воді + ПАР” та „Яблунівському газоконденсаті” (рис. 4.6, 4.7, табл. 4.2, 4.3) є присутні плівкоутворюючі агенти. На незначних термінах експозиції (24 год) утворені плівки на поверхні зразка володіють певними захисними властивостями, тому спостерігається формально від’ємний показник швидкості корозії (маса зразків після експозиції в робочому розчині зростає за рахунок утворен-

ня поверхневих захисних плівок), однак на триваліших термінах експозиції відбувається руйнування утворених поверхневих плівок у заданих модельних умовах експлуатації і протікає процес загальної корозії у нейтральних середовищах.

Враховуючи вище сказане, стандартний підхід порівняння миттєвої швидкості корозії з усередненою швидкістю корозії на найменшій часовій базі експозиції (24 год) для досліджуваних систем „матеріал – середовище” не є достатньо інформативним. Для досліджуваних систем „матеріал – середовище” у заданих модельних експлуатаційних умовах доцільним є суміщення двох вище вказаних характеристик (табл. 4.2, 4.3) для більш точного визначення кінетики зміни швидкості корозії від початкового моменту контакту матеріалу з середовищем (миттєва швидкість корозії) до найбільшого часу експозиції (576 год).

Для зручності представлення, графіки зміни швидкості корозії в часі подано окремо для кислих (рис. 4.10) та нейтральних (рис. 4.11) робочих розчинів.

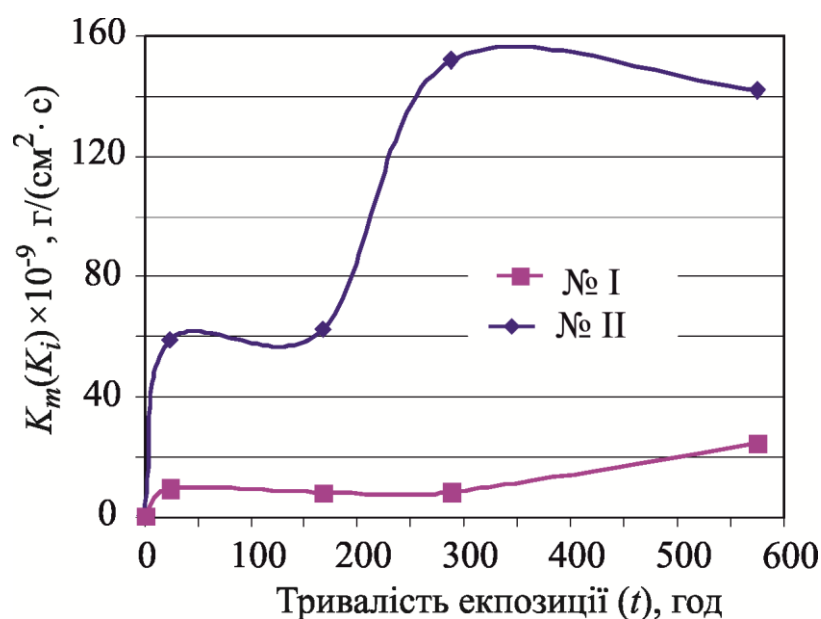


Рисунок 4.10 – Зміна швидкості корозії досліджуваного матеріалу в часі в кислих робочих середовищах

З наведених графічних результатів можна зробити наступні висновки. У кислих робочих розчинах (рис. 4.10) корозійний процес протікає значно активніше, ніж у нейтральних (рис. 4.11). На незначних часах експозиції після початку процесу

(до 24 год) у 13%-му розчині HCl спостерігається значне зростання швидкості корозії майже у 60 разів порівняно з початковим значенням.

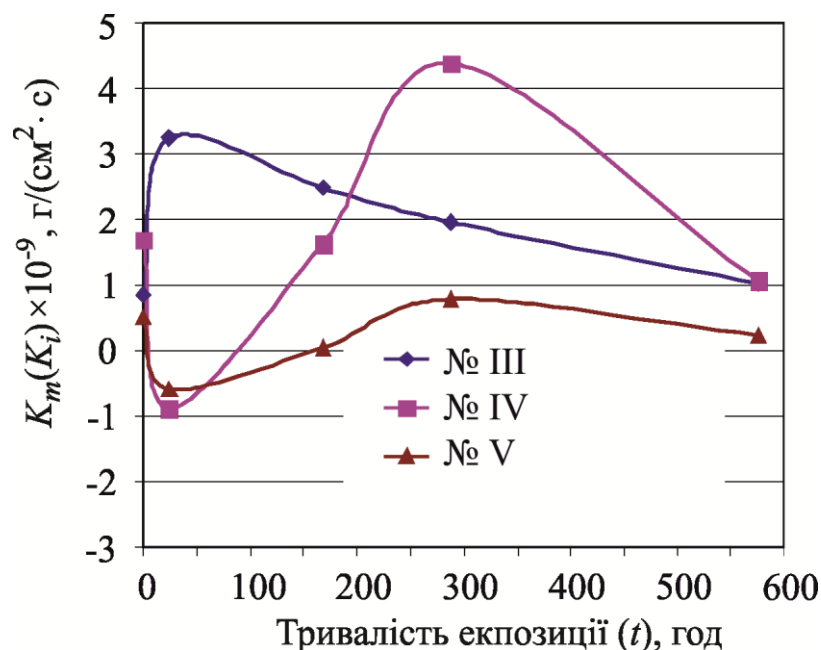


Рисунок 4.11 – Зміна швидкості корозії досліджуваного матеріалу в часі в нейтральних робочих середовищах

Аналогічна картина спостерігається і в робочому кислотному розчині, однак з меншою інтенсивністю (зростання швидкості корозії у 20 разів). Далі на обох кривих спостерігається плато (швидкість корозії практично незмінна). Для 13%-го розчину HCl протяжність плато становить близько 150 год експозиції, для кислотного робочого розчину цей час є більшим і становить близько 270 год. Далі спостерігається чергове зростання швидкості корозії, воно є більш значним у агресивнішому 13%-му розчині HCl, після чого тут спостерігається деякий спад швидкості процесу зумовлений зменшенням площі контакту матеріал – середовище. Для кислотного робочого розчину такий спад не досягається оскільки він є менш агресивний, а відповідно і корозійні втрати матеріалу по масі і по об'єму є меншими і необхідна для цього явища умова зменшення площі контакту матеріал – середовище не досягається.

Із графічних даних для нейтральних робочих розчинів (рис. 4.11) видно, що для розчину NS4 на невеликих часах експозиції як і для двох попередніх робочих розчинів спостерігається суттєве зростання швидкості корозії порівняно з початковим значенням, однак процес протікає менш інтенсивно ніж у згаданих вище кислих середовищах (зростання швидкості менше ніж в 4 рази).

З кривих кінетики зміни швидкості корозії в двох нейтральних середовищах з плівкоутворюючими агентами в складі можна орієнтовно встановити стадію формування плівки досягнення мінімального від'ємного значення швидкості корозії відносно початкового значення, час втрати плівкою захисних бар'єрних властивостей (досягнення нульового значення швидкості корозії), час повного руйнування раніше утвореної бар'єрної плівки (досягнення початкового значення швидкості корозії на тривалих термінах експозиції). Отже для „пластової води + ПАР” та для „Яблунівського газоконденсату” час формування бар'єрної плівки становить близько 24 год (мінімальне значення швидкості корозії). Втрата плівкою захисних бар'єрних властивостей виникає через 90 год після початку експозиції для „пластової води + ПАР”, і через 150 год відповідно для „Яблунівського газоконденсату”. Повне руйнування плівки відбувається після експозиції близько 170 год у „пластовій воді + ПАР” та після 250 год експозиції у „Яблунівському газоконденсаті”. Після чого спостерігається процес подібний до корозії у NS4, однак у пластовій воді з домішками ПАР він проходить інтенсивніше (максимальне значення швидкості корозії є вищим порівняно з NS4 у 1,5 рази), а у Яблунівському газоконденсаті корозія протікає із значно меншою інтенсивністю (максимальне значення швидкості корозії є меншим ніж у розчині NS4 у 3,5 рази).

### **4.3 Скінченно-елементна модель перерізу ГТ з дефектом на внутрішній поверхні**

Метод скінченних елементів (МСЕ) є поширеним числовим методом розв'язування задач з визначення КІН у тілах з тріщинами та визначення напружено-

деформованого стану (НДС) в околі тріщиноподібних дефектів [33]. Суть МСЕ при визначенні КІН в тілах полягає в створенні геометричної моделі з певними фізико-механічними характеристиками, розбитті її на скінченні елементи зі згущенням їх до вершини тріщини та визначенні розподілу деформацій і напружень на продовженні тріщини через аналіз зміщення вузлів в елементах, які оточують вершину тріщини.

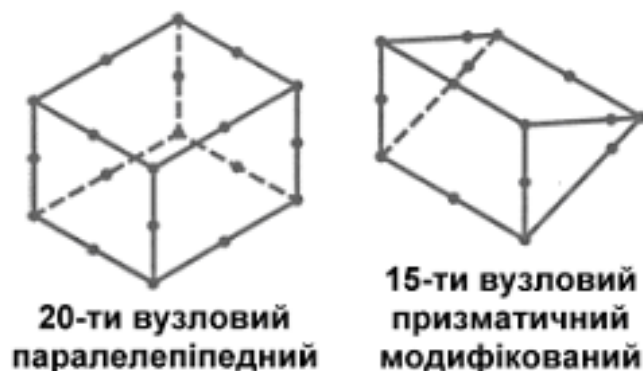


Рисунок 4.12 – Скінченні елементи, використані при побудові тривимірної моделі зразка

Для побудови такої моделі МСЕ використали (рис. 4.12) 20-ти вузлові паралелепіпедні, а також 15-ти вузлові призматичні тривимірні елементи. Загальна кількість тривимірних елементів в моделі становила близько  $42 \cdot 10^3$ .

Для матеріалу моделі задавали модуль Юнга  $E=210$  ГПа [34] та коефіцієнт Пуассона  $\mu=0,3$  [34]. Ці характеристики відповідають характеристикам сталі QT–800 тип 4. Статичне навантаження модельної ГТ (рис. 4.13) за умови такої деформації здійснювали за схемою консольного згину розподіленим зусиллям в 1 Н по внутрішній стінці труби при частково защемленій зовнішній частині стінки.

Для створення об'єму біля вершини тріщини окрім звичайних тривимірних 20-ти вузлових призматичних ізопараметричних елементів використали спеціальні 15-ти вузлові елементи, які відображали сингулярність напружень у вершині тріщини. З цих елементів, якими оточували фронт тріщини, а також зі звичайних елементів, якими оточували множину спеціальних елементів будували циліндричний фрагмент діаметром 100 мкм (рис. 4.14a). Його основою є полігон з 16-ма вершинами, а віссю є

лінія фронту тріщини. У напрямку від осі циліндра до його стінки розмір елементів плавно збільшували. Необхідно зазначити, що в цьому напрямку, створювали 5 колових шарів елементів (включаючи спеціальні елементи), а по фронту тріщини створювали 8 шарів. Таким чином фрагмент, що містить вершину тріщини і налічує 640 призматичних елементів, з яких 128 є спеціальні 15-ти вузлові, а 512 є класичні 20-ти вузлові. Далі, для зручної інтеграції субмоделі у загальну повну модель тіла з тріщиною, циліндричний фрагмент добудовували звичайними елементами до форми куба з розміром ребра 400 мкм (рис. 4.14б).

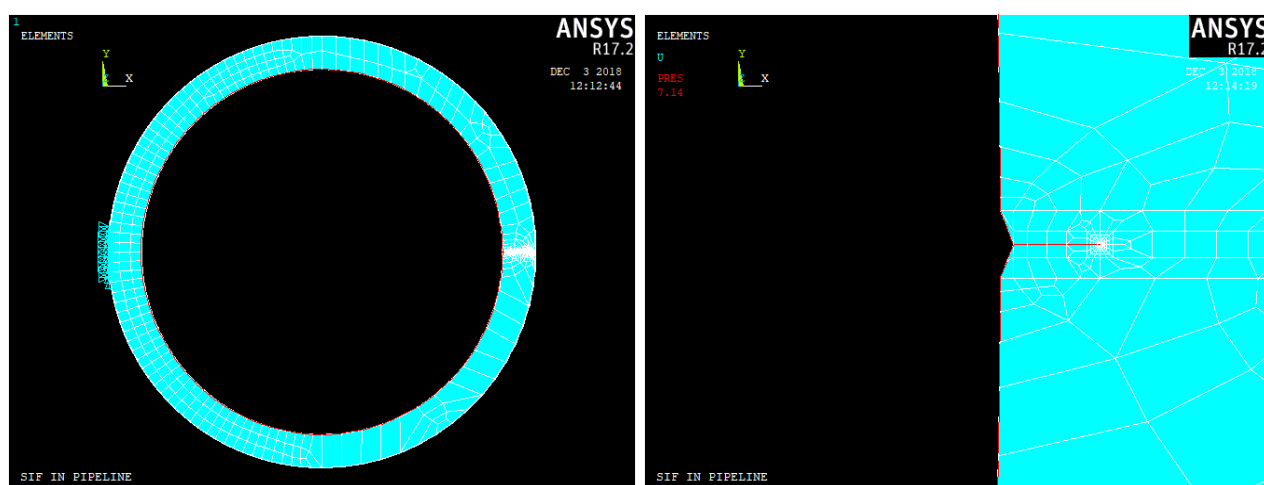


Рисунок 4.13 – Схема навантаження ГТ (а) при частковому защемленні зовнішньої частини стінки, з врахуванням власної ваги та напружень від тиску в середині ГТ; розвиток тріщини (б) з внутрішньої поверхні ГТ від модельного корозійного пітинга за наведеною схемою навантаження

Процедура визначення КІН  $K$  у запропонованій субмоделі передбачала знаходження переміщень вузлів (№1...4) у спеціальних елементах, що прилягають до площини і фронту тріщини і мають розмір  $c = 12,5$  мкм (рис. 4.15). Для цих вузлів  $\theta_1 = \theta_3 = -\pi$ ,  $\theta_2 = \theta_4 = \pi$ ,  $r_1 = r_2 = 0,25c$  та  $r_3 = r_4 = c$ . Значення  $K$  визначали зі зміщень зазначених вузлів по осі  $y$ . Таким чином розрахунковий вираз набуває вигляду

$$K^{(1)} = -\frac{G(v_1 - C_y)}{1 - \mu} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.1)$$

$$K^{(2)} = \frac{G(v_2 - C_y)}{1 - \mu} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.2)$$

$$K^{(3)} = -\frac{G(v_3 - C_y)}{2(1 - \mu)} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.3)$$

$$K^{(4)} = \frac{G(v_4 - C_y)}{2(1 - \mu)} \sqrt{\frac{2\pi}{c}}, \quad (4.4)$$

для вузлів №1, 2, 3 та 4 відповідно. В цих виразах  $C_y$  – це зміщення твердого тіла вздовж напрямку осі  $y$ , яке не впливає на концентрацію напружень перед вершиною тріщини, і яке слід віднімати від сумарного переміщення  $v$ . Для усунення впливу зміщення твердого тіла і збільшення точності визначення  $K$ , застосували процедури усереднення та екстраполяції для виведення остаточної формули. Спочатку слід встановити середні значення  $K$  для вузлів 1 і 2 (розташованих на відстані  $0,25c$ ) та вузлів 3 та 4 (розташованих на відстані  $c$ ). Таким чином,

$$K^{(1,2)} = \frac{1}{2}(K^{(1)} + K^{(2)}) = \frac{2G}{1 - \mu} \sqrt{\frac{\pi}{2c}} (v_2 - v_1), \quad (4.5)$$

$$K^{(3,4)} = \frac{1}{2}(K^{(3)} + K^{(4)}) = \frac{G}{2(1 - \mu)} \sqrt{\frac{\pi}{2c}} (v_4 - v_3). \quad (4.6)$$

Остаточний вираз для  $K$  може бути отриманий лінійною екстраполяцією відносно  $\sqrt{r}$ . Зі схеми поданої на рис. 4.15 випливає

$$\frac{\sqrt{0,25c}}{\sqrt{c}} = \frac{K^{(1,2)} - K}{K^{(3,4)} - K}. \quad (4.7)$$

Тоді,

$$K = 2K^{(1,2)} - K^{(3,4)}. \quad (4.8)$$

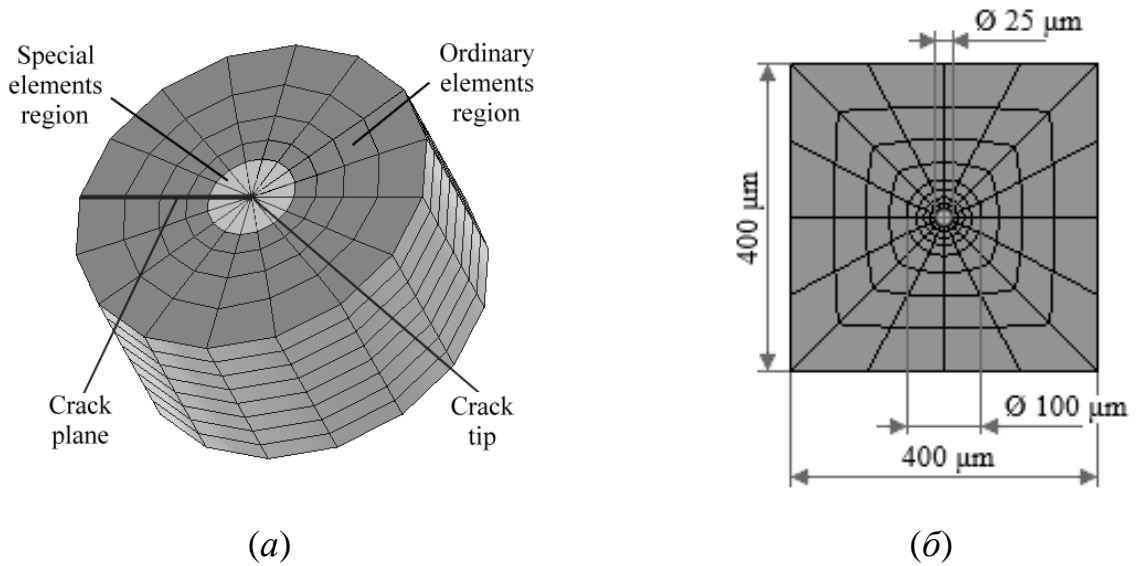


Рисунок 4.14 – фрагмент *a*) та фронтальний вигляд цілісної субмоделі околу вершини тріщини *б*)

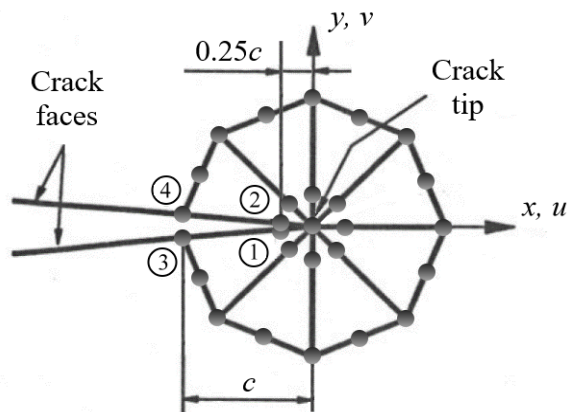


Рисунок 4.15 – Схема вибору вузлів для визначення КІН  $K$  через розкриття берегів тріщини

У кінцевому випадку отримуємо

$$K = \frac{G}{2(1-\mu)} \sqrt{\frac{\pi}{2c}} [(4v_2 - v_4) - (4v_1 - v_3)], \quad (4.9)$$

де  $v_1 \dots v_4$  – зсуви вузлів з відповідними номерами.



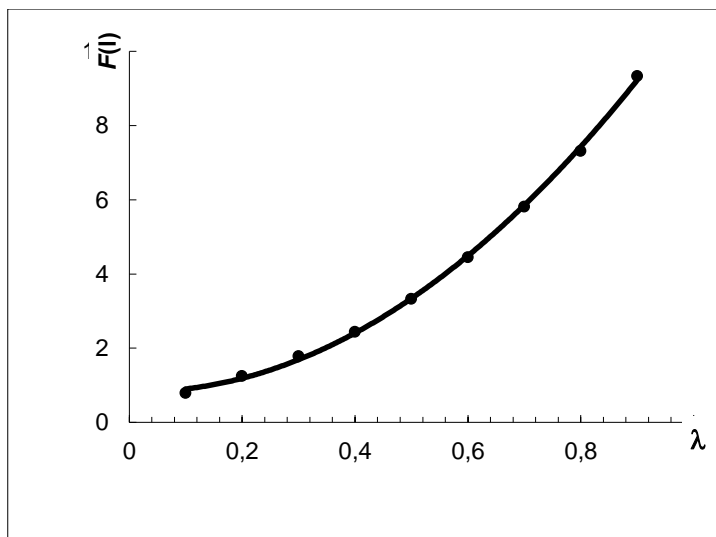


Рисунок 4.16 – Залежність відносних величин КІН у вершині тріщини від її довжини

Загальновідомо, що за нормального відриву фронт тріщини є увігнутий в напрямку поширення тріщини. Це спричинено різним рівнем розкриття тріщини, яке збільшується від вільних поверхонь тіла до центру її фронту. Така ситуація добре відтворюється переміщеннями елементів субмоделі. З таких міркувань обчислювати КІН  $K$  є сенс в площині між 4-м та 5-м шарами спеціальних елементів, тобто по центру фронту тріщини.

У результаті побудови скінченно-елементної моделі перерізу труби з дефектом на внутрішній поверхні ГТ з урахуванням впливу експлуатаційних навантажень та агресивного робочого середовища отримано залежність (рис. 4.16) відносних величин КІН у вершині тріщини  $F(\lambda)$  від її довжини  $\lambda$ .

Зі збільшенням КІН у вершині тріщини зростатиме і довжина тріщини, яка розвиватиметься від поверхневого дефекта – корозійного пітинга на внутрішній поверхні ГТ, крізь всю товщину стінки труби до виходу на зовнішню її поверхню. З наближенням до зовнішньої стінки КІН зростатиме швидше і прямуватиме до безмежності. Поширення тріщини завершується утворенням наскрізного пошкодження типу „свищ”.

#### 4.4 Критерії оцінювання роботоздатності та довговічності ГТ колтюбінгових установок за підходами механіки руйнування

При розробці інженерних підходів до оцінки корозійно-втомного поверхневого тріщиноутворення трубних сталей необхідні певні спрощення та схематизація процесів, що розглядаються.

Виходячи з припущення, що у розглянутих випадках на циклічно деформованій поверхні матеріалу домінуючим є електрохімічне розчинення сталі, що інтенсифікується прикладеним напруженням  $\Delta\sigma$ , в роботі на основі одержаних експериментальних даних запропоновано наступне узагальнене емпіричне співвідношення для прогнозування довжини  $a$  поверхневої корозійно-втомної тріщини в трубних сталях, яке є функцією амплітуди прикладених циклічних напружень  $\Delta\sigma$ , константи  $A_0$  електрохімічного розчинення поверхні зразка для заданої системи „матеріал–середовище”, величини корозійного струму  $I_{corr}$  та кількості циклів втомного навантажування  $N$ :

$$a = A_0 \cdot (\Delta\sigma)^{\alpha_1} \cdot (I_{corr})^{\alpha_2} \cdot N^{\alpha_3}, \quad (4.10)$$

де  $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$  – деякі сталі величини, що характеризують систему „матеріал–середовище” та умови випробувань.

На основі співвідношення (4.10) запропоновано наступну формулу для визначення періоду  $N_0$  утворення на циклічно деформованій поверхні корозійно-втомної макротріщини довжиною  $a_0$ :

$$N_0 = \left[ \frac{a_0}{A_0 \cdot (\Delta\sigma)^{\alpha_1} \cdot (I_{corr})^{\alpha_2}} \right]^{\frac{1}{\alpha_3}}. \quad (4.11)$$

Порівняння (рис. 4.17) експериментальних та розрахункових значень довжин поверхневої тріщини  $a$  від кількості циклів навантаження  $N$ , за випробувань у середовищах з різним рН, показало їх задовільне співпадіння.

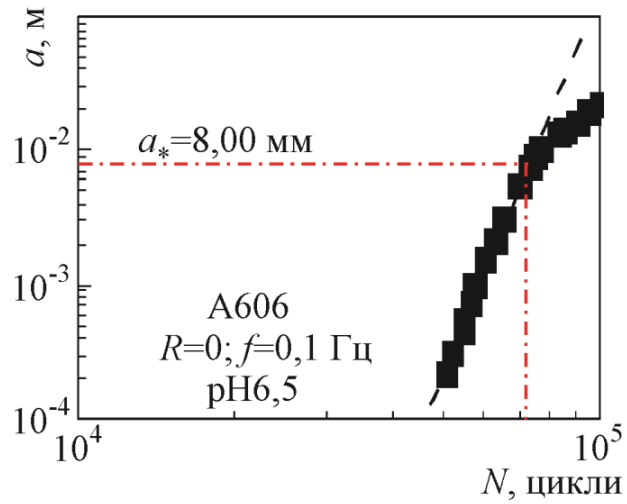


Рисунок 4.17 – Порівняння експериментальних (точки) та розрахункових (лінії) значень (за формулою (4.11)) довжини поверхневої тріщини  $a$  від кількості циклів навантаження

Отримані результати є свідченням достовірності розробленого підходу до прогнозування зародження корозійно-втомних тріщиноподібних дефектів з циклічно деформованої поверхні ГТ.

## **5 ПРОЦЕДУРА ПРОВЕДЕННЯ ЕКСПЕРТИЗ ДЛЯ ОЦІНКИ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ТА РЕКОМЕНДАЦІЇ ЩОДО ОБҐРУНТУВАННЯ БЕЗПЕЧНОГО ТЕРМІНУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ГНУЧКИХ ТРУБ КОЛТЮБІНГОВИХ УСТАНОВОК**

Безпечний термін експлуатації ГТ обумовлюють багато чинників, зокрема: величина втомних навантажень; зміна діаметра чи овальності труб; розміри пошкоджень (корозійних, механічних чи корозійно-механічних); дефекти зварних швів, структури тощо.

Всі види технічної діагностики здійснюються у лабораторних умовах методами неруйнівного контролю та візуально. В автоматичному режимі електромагнітним способом визначають зміни геометричних параметрів труби (потовщення, потоншення ділянки труби), наявність пошкоджень чи дефектів. Після цього здійснюють візуальний огляд з використанням мікрометричного інструменту та ультразвукових дефектоскопів для точнішого визначення глибини дефектів. Така перевірка не гарантує виявлення всіх дефектів.

Після завершення ремонтних робіт ГТ опресовують тиском 35 МПа. Тиск опресування та час витримки під тиском може уточнюватися.

Діючі нормативні документи обмежують лише глибину виявлених дефектів (втрати матеріалу не можуть перевищувати 10% товщини стінки труби) незалежно від геометричних розмірів дефекту, впливу робочих середовищ та параметрів навантаження. Запропоновано певні зміни до процедури проведення експертиз для оцінки технічного стану (на етапі технічної діагностики) та рекомендації щодо обґрунтування безпечного терміну експлуатації ГТ колтюрінгових установок.

Визначаючи ділянки ГТ з дефектами слід враховувати кількість циклів її згину на направляючій дузі, барабані, а також з врахуванням робочих параметрів (розтягуюче зусилля, внутрішній тиск, тощо). Встановити положення пошкодженої ділянки відносно гирла свердловини (місця тривалого контакту з агресивними робочими середовищами); довжину підозрілої ділянки ГТ. За можливості зафіксувати зовнішній вигляд підозрілих ділянок (сфотографувати, зафільмувати).

Якщо немає змоги сфотографувати та описати стан поверхні ГТ (наприклад, вказати глибину пошкоджень, величину спрацювання, овальність, наявність борозенок тощо). Наскільки це можливо, дати кількісну оцінку в описі, включаючи довжину дефекту, ширину, глибину та їх орієнтацію). У декількох місцях цієї зони визначити товщину стінки ГТ, а також глибини дефектів використовуючи калібрований ультразвуковий товщиномір та мікрометри-глибиноміри. Для аналізу стану ГТ уражених корозією взяти з поверхонь проби продукти корозії. Ретельно очистити та проаналізувати стан уражених ділянок.

Сукупний аналіз цих даних уможливить обґрунтування продовження безпечного терміну експлуатації ГТ колтюбінгових установок.

## **6. ВИМОГИ БЕЗПЕКИ ТА КВАЛІФІКАЦІЇ ПЕРСОНАЛУ**

6.1. Роботи з діагностичного обстеження виконують фахівці, атестовані згідно з НПАОП 0.00-6.14-97 „Порядок сертифікації персоналу з неруйнівного контролю”.

6.2. НПАОП 11.1-1.01-08 Правила безпеки в нафтогазодобувній промисловості України

6.3. Експериментальні випробування здійснюються в лабораторіях, що відповідають вимогам згідно з ДСТУ ISO/IEC 17025-2001 „Загальні вимоги до компетентності випробувальних та калібрувальних лабораторій”.

## БІБЛІОГРАФІЯ

1. Про схвалення Енергетичної стратегії України на період до 2035 року „Безпека, енергоефективність, конкурентоспроможність”: Розпорядження Кабінету міністрів України від 18 серпня 2017 року № 605-р. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/605-2017-%D1%80#Text>.
2. Del Carmen Perez J., Lopez J., Martinez A., Solis U., Deolarte C. Evolution of coiled tubing industry in offshore Mexico over the last decade. *Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition*. 2014. P. 13–25.
3. Heinzle H. Drilling, a high precision technology – current challenges and possible ways forward. *Swiss Bulletin for Applied Geology*. 2016. Vol. 21, Is. 1. P. S91–S98.
4. Khalid A., Molero N., Hassan G., Lovie E., Khan R. S. A. Coiled tubing gas lift: An innovative solution for reviving dead wells in southern Pakistan. International Petroleum Technology Conference 2020 (IPTC 2020). doi:10.2523/19930.
5. Lei Q., Li Y., Li T. Technical status and development direction of workover operation of PetroChina. *Petroleum Exploration and Development*. 2020. Vol. 47, Is. 1. P. 161–170.
6. Singh I., Saraf A., Pathak A. R., Bandyopadhyay B. et. all. Best practices for using coiled tubing to assist plug-and-perf multistagefracturing operations in hp/ht wells. Proceedings of Offshore Technology Conference, 2020. OTC 2020; Houston; United States; 4 May 2020 . Vol. 2020-May, 2020.
7. Сиротюк А. М., Витязь О. Ю. Проблема корозійно-механічної пошкоджуваності тривало експлуатованих гнучких труб колтубінгових установок. Колтубінг. ГРП. Бурові сервіси. Інвестиції: IV міжн. конф., 01–02 черв. 2017 р.: тези доповідей. К.: НКЦ Ньюфолк, 2017.
8. Nasr-El-Din H., Metcalf A. Workovers in Sour Environments: How Do We Avoid Coiled Tubing (CT) Failures? *SPE Production & Operations*. 2008. Vol. 23, Is. 02. P. 112–118.

9. Perry K. Microhole Coiled Tubing Drilling: A Low Cost Reservoir Access Technology. *Journal of Energy Resources Technology*. 2009. Vol. 131, Is. 1. P. 013104.
10. Liu Z., Zheng A., Diaz O., Hauglund L. A Novel Fatigue Assessment of CT with Defects Based on Magnetic Flux Leakage. Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition: SPE/ICoTA conference: proceedings, 24–25 March 2015. Woodlands, Texas (USA). Woodlands (USA): SPE/ICoTA, 2015. SPE-173664-MS. 9p.
11. Padron T., Luft B., Kee E., Tipton S. Fatigue Life of Coiled Tubing With External Mechanical Damage. Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition: SPE/ICoTA conference: proceedings, 20–21 March 2007. Woodlands, Texas (USA). Woodlands (USA): SPE/ICoTA, 2007. SPE-107113-MS. 16 p.
12. Shaohu L., Hui X., Feng G., Qifeng J., Jiwei W., Ting Y. Coiled tubing failure analysis and ultimate bearing capacity under multi-group load. *Engineering Failure Analysis*. 2017. Vol. 79. P. 803–811.
13. Tipton S., Carlson G., Sorem J. Fatigue Integrity Analysis of Rotating Coiled Tubing. Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition: SPE/ICoTA conference: proceedings, 04–05 April 2006. Woodlands, Texas (USA). Woodlands (USA): SPE/ICoTA, 2006. SPE-1000068-MS. 7 p.
14. Brondel D., Edwards R, Hayman A, Hill D, Mehta S and Semerad T Corrosion in the Oil Industry. *Oilfield Review*. 1994. Vol. 6, No. 2. P. 4–18.
15. MacArthur J., Shearer C, Crabtree A and Nelson R. Coiled Tubing NDT Inspection, Experience and Results. Offshore Europe Conference, Aberdeen, September, 7–9, 1999.
16. VoltaLab 40 (PGZ301 & VoltaMaster 4). Dynamic Electrochemical Laboratory. Instruction. Radiometer Analytical, 2009. 126 p.
17. Розенфельд И. Л., Жигалова К. А. Ускоренные методы коррозионных испытаний металлов. М.: Metallurgy, 1966. 346 с.
18. Томашев Н. Д., Жук П. Н., Титов В. А., Веденева М. А. Лабораторные работы по коррозии и защите металлов. Москва: Metallurgy, 1971. 280 с.



19. Дмитрах І. М., Панасюк В. В. Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень. Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, 1999. 342 с.
20. Дмитрах І., Сиротюк А., Грабовський Р. Деякі особливості зміни електрохімічного стану металічної поверхні при її циклічному деформуванні. Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів (Корозія–2000): у 2-х т. 2000. Спец. вип. № 1. Т. 1. С. 54–58.
21. Сиротюк А., Витязь О., Зяя Я. Корозійно-втомна пошкоджуваність гнучких труб колтубінгових установок: методи та підходи до оцінювання. *Mining of Mineral Deposits*. 2017. Vol. 11, Is. 4. P. 43–50.
22. Сиротюк А. М., Витязь О. Ю., Барна Р. А., Тирлич В. В. Методика дослідження поверхневої пошкоджуваності елементів гнучких труб колтубінгових установок. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2017. № 2 (63). С. 51–58.
23. Akid R., Miller K. J. The effect of solution pH on the initiation and growth of short fatigue cracks. *Fracture behaviour and design of materials and structures: 8 th European Conf. on Fracture (ECF–8), 1–5 Oct., 1990: Turin (Italy): proceedings*. UK: EMAS Publishing, 1990. P. 1403–1411.
24. Dmytrakh I. M., Panasyuk V. V. Determination and prediction of corrosion fatigue cracks nucleation from surface of the semicircular notches. *Fracture from Defects: 12 th European Conf. on Fracture (ECF–12), 14–18 Sept., 1998: Sheffield (UK): proceedings*. Sheffield (UK): EMAS Publishing, 1998. P. 1187–1192.
25. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении: РД 50–345–82. М.: Изд-во стандартов, 1983. 96 с.
26. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Расчетно-экспериментальные методы оценки сопротивления усталости сварных соединений: РД 40–551–85. М.: Изд-во стандартов, 1986. 52 с.

27. Рекомендации. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости при циклическом нагружении в жидких коррозионных средах: Р 54–292–90 / В. В. Панасюк, О. Н. Романив, Г. Н. Никифорчин, И. Н. Дмитрах и др. М.: ВНИИНМАШ, 1990. 38 с.

28. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довідн. посіб. / за заг. ред. В. В. Панасюка / [І. М. Дмитрах, Л. Тот, О. Л. Білий, А. М. Сиротюк; під ред. І. М. Дмитраха]; Львів : СПОЛОМ, 2012. Том 13: Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень. 316 с.

29. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довідн. посібник / під заг. ред. В. В. Панасюка / [І. М. Дмитрах, А. Б. Вайнман, М. Г. Стащук, Л. Тот; під ред. І. М. Дмитраха]; Київ: ВД „Академперіодика”, 2005. Том 7: Надійність та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування. / 378 с.

30. Панасюк В. В., Ратыч Л. В., Дмитрах И. Н. Определение циклической трещиностойкости конструкционных материалов в коррозионной среде. Доклады Академии Наук СССР. 1983. Т. 269, № 1. С. 109–112.

31. Paris P. O., Gomez M. P, Anderson W. E. A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineering*. 1961. Vol. 13, № 1. P. 9–14.

32. Paris P., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws. *Trans. ASME, Journal of Basic Engineering*. 1963. Vol. 15, №4. P. 528–534.

33. Mueller-Hoeppe D. S., Wriggers P., Loehnert S. Crack face contact for a hexahedral-based XFEM formulation. *Computational Mechanics*. 2012. Vol. 49, Is. 6. P. 725–734.

34. Coiled Tubing Technical Data. GT–100. Global Tubing, 2009.

**Додаток Д**  
**Акт впровадження результатів дисертаційної роботи**  
**у навчальний процес ІФНТУНГ**



МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
**ІВАНО-ФРАНКІВСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ  
 УНІВЕРСИТЕТ НАФТИ І ГАЗУ**

вул. Карпатська, 15, м. Івано-Франківськ, 76019, тел./факс (0342) 54-71-39, тел. (0342) 54-72-66  
 E-mail: admin@nung.edu.ua, код ЄДРПОУ 02070855

**ЗАТВЕРДЖУЮ**

Проректор з наукової роботи  
 проф. Чудик І.І.



«21» січня 2021 р.

**АКТ**

впровадження у навчальний процес результатів дисертаційної роботи  
 Витязя О.Ю. «Розвиток наукових основ оцінки роботоздатності колон  
 бурильних та гнучких труб».

У результаті виконання дисертаційної роботи к.т.н., доцент Витязь Олег Юлійович отримав наукові та прикладні результати, які впроваджено у навчальний процес Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу для підготовки фахівців освітньо-кваліфікаційного рівня магістр за спеціальностями 184 «Гірництво», 185 «Нафтогазова інженерія та технології» при вивченні дисциплін «Новітні технології буріння та ремонту свердловин» та «Колтюбінгові технології при спорудженні свердловин», а також при виконанні магістерських робіт за освітньо-професійною програмою «Буріння нафтових і газових свердловин».

Заступник директора  
 Інституту нафтогазової  
 інженерії, к.т.н., доцент

С. О. Овецький

Завідувач кафедри  
 буріння свердловин, д.т.н., доцент

Я. М. Фем'як