

Техніка і технології

УДК 622.274

РУЙНУВАННЯ ГІРСЬКИХ ПОРІД ПРИ БУРІННІ СВЕРДЛОВИН З ВИКОРИСТАННЯМ КАВІТАЦІЙНО-ПУЛЬСАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ

В.Р.Возний, Я.М.Фем'як, Р.С.Яремійчук

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 42331,
e-mail: oveo.ku@rambler.ru

Розглянуто проблему щодо підвищення руйнування гірських порід при бурінні свердловин на нафту і газ за допомогою використання пульсуючого для кавітації пристрою, його впливу на стан порід. На основі експериментальних досліджень розглянуті також перспективи, переваги і обмеження при застосуванні пульсатора.

Рассмотрена проблема относительно повышения разрушения горных пород при бурении скважин на нефть и газ с помощью использования кавитационно-пульсирующего устройства, его влияния на состояние пород. На основе экспериментальных исследований рассмотрены также перспективы, преимущества и ограничения при применении пульсатора.

In the article a problem is considered in relation to the increase of destruction of mountain breeds at well-drilling on oil and gas by the use of cavitation-pulsating device that his influences on the state of breeds. On the basis of experimental researches considered also prospect, advantage and limitation at application of pulsator.

I. Постановка проблеми. Враховуючи дефіцит вуглеводнів, який сьогодні спостерігається в паливно-енергетичному комплексі України, національною програмою “Нафта і газ України” передбачено розширити об’єми буріння і зменшити терміни будівництва свердловин. Буріння свердловин складається з низки технологічних операцій різних за своєю тривалістю та енерговитратами. Одні з цих операцій є відносно стабільними і залежать, в основному, від кваліфікації персоналу: інші – від техніко-технологічних методів руйнування гірських порід під вибою свердловин. Особлива увага приділяється пошукам більш раціонального розподілу енергії, яка витрачається на механічне руйнування гірської породи. Тому пошук ефективних технологій руйнування гірських порід під час буріння свердловин є сьогодні актуальним не тільки в Україні, але й у провідних нафтогазовидобувних країнах світу.

II. Аналіз останніх досліджень і публікацій. Вивченню впливу нових конструктивних параметрів породоруйнівних інструментів на ефективність руйнування порід і закономірностей їх динамічної взаємодії з породою присвячено низку досліджень вітчизняних і зарубіжних науковців. Найбільш відомі серед них

належать Ю.Ф. Алексєєву, Б.В. Байдюку, В.І. Векеріку, Р.М. Ейгелесу, М.А. Колеснікову, М.Р. Мавлютову, А.М. Попову, А.І. Співаку, Л.А. Шрейнеру та іншим. Ними доведено, що саме фізико-механічне бачення свердловинних процесів призводить до виявлення єдиної наукової основи, яка враховує вплив геологічного розрізу і навколишнього середовища на функціонування бурових процесів. Особливість цього підходу полягає в тому, що в ньому предметом розгляду є елементарні акти процесів руйнування порід озброєнням сучасних бурових доліт, які виявлені на основі узагальнення теоретичних і лабораторних досліджень, а також співставлення їх з промисловими даними. Результати досліджень одночасно служать як для обґрунтування технології використання існуючої сьогодні бурової техніки, так і для створення нової техніки і технологій з визначенням програм їх випробування і відпрацювання в практиці буріння свердловин.

Наприклад, в роботі Б.В. Байдюка [1] узагальнено фізико-механічну оцінку процесів поглиблення вибою свердловини. З усіх можливих способів поглиблення свердловини найбільш поширеним є механічне руйнування вибою шляхом впорядкованого покриття його буровим долотом та видалення зруйнованої і

передзруйнованої породи струменем промивальної рідини. Магістральні тріщини необхідні для роз'єднання відразу великих об'ємів зруйнованої породи. Задача полягає в тому, щоб направлена енергія витрачалася лише на утворення за допомогою цих тріщин нової поверхні. При одиничному акті руйнування породи на утворення тріщини витрачається лише 8-12% підведеної енергії. Для повного досягнення тріщиною кінцевої глибини (із частковим деформуванням зрізаного конуса) необхідно 10-12% і для сколювання консолі – 6-8% загальної енергії. Решта 68-76% енергії витрачається на роздавлювання зрізаного конуса, пружну деформацію породи і сколюючих частинок, тертя на поверхнях тощо. Максимальну частину підведеної енергії складає енергія пружної деформації породи, яка практично не приймає участі в утворенні об'єму руйнування.

III. Виділення невирішених частин загальної проблеми. Сучасний процес руйнування породи буровим долотом з енергетичної точки зору є вкрай неефективним. Знизити енергетичні витрати можна лише тоді, коли будуть створені умови для одночасного руйнування ядра і розділюючої консолі, тобто коли відбудеться зменшення модуля пружності породи в зоні руйнування, зменшення деформацій, а також ефективного відриву частинок породи в межах утворених тріщин.

Перспективним на даний час можна вважати метод кавітаційно-імпульсного руйнування гірських порід. За останні роки в Україні та Росії опубліковано низку робіт з використанням пульсаційно-хвильових технологій при бурінні свердловин [2-6]. Суть таких способів збудження різноманітних за величиною ударних імпульсів і коливань тиску у широкому діапазоні частот полягає в тому, що на основі утворення газової фази в рідинних системах за допомогою спеціального пристрою-кавітатора (пульсатора) на вибої і в привибійній зоні свердловини послідовно створюються численні пухирці різних розмірів, заповнені газом або повітрям. Ці пухирці, потрапивши в зону високого тиску, лускають з виникненням ударних імпульсів тиску різної амплітуди і широкого спектру гармонік коливань тиску в привибійній зоні свердловини.

Невирішеними на даний момент залишаються питання щодо можливості оцінки характеру пульсацій та практичного їх впливу на дослідні взірці гірських порід.

IV. Постановка задачі. Одним з основних завдань є експериментальні дослідження робочих характеристик кавітаційно-пульсаційних пристроїв та можливість їх використання в практичних цілях для руйнування гірської породи при спорудженні свердловини. Очевидно, що змінюючи геометричні параметри кавітаторів можна добитися збільшення або зменшення інтенсивності кавітаційно-пульсаційних потоків.

V. Основний матеріал дослідження.

Нами (2002–2007 рр.) в Івано-Франківському національному технічному університеті нафти і газу розроблено гідродинамічний пульсатор та експериментальну установку, конструкції яких та принципи роботи описано у роботах [7-9]. З метою перевірки можливостей використання кавітаційної пульсації було виготовлено три трилопатеві долота з встановленням в них пульсаторів. Відпрацювання доліт при бурінні свідчить, що проходка на долото у співставних умовах зросла в 3–4 рази, а механічна швидкість буріння в 2,2 рази. Подальші промислові випробування свідчать, що внутрішня поверхня вихрової камери пульсатора руйнується під впливом енергії лускаючих пухирців, тому перед нами стоїть проблема збільшення стійкості цих камер.

Експериментальні дослідження ефекту створення пульсаційного потоку проводилися в тампонажному управлінні ВАТ “Укрнафта” (м. Долина) з використанням насосного агрегату типу 4АН-700 та американської станції контролю гідророзриву пластів фірми “Kenworth” за схемою, яку зображено на рис. 1.

В процесі досліджень проводилися заміри тисків на вході в пульсатор та після пульсатора в автономному режимі через американські датчики високих тисків типу “Viatran Model 5093 BPG AW200”, зняті значення показників яких через кожні 2 с записувалися на комп'ютер станції контролю. Тиск на вході в пульсатор регулювався агрегатом, виходячи з врахування його робочих можливостей, а тиск в середині установки дросельною засувкою, яку вмонтовано на викидній лінії. Замір та запис показів датчиків тиску проводився при послідовній зміні тиску на вході за різних режимів роботи насосного агрегату (від 3 до 12 МПа), а також при переході з відкритої до наполовину закритої дросельної засувки.

Експериментальними дослідженнями встановлено (див. рис. 2), що при проходженні робочої рідини через пульсатор формується пульсуючий потік з амплітудою до 3 МПа та частотою від 1 до 20 Гц в сторону зменшення тиску. У випадку створення протитиску в 2 МПа, що відповідає глибині свердловини 200 м, частота коливань тисків коливалась від 12 до 24 Гц.

Дослідження проводилися в чотири етапи. В якості робочої рідини було використано глинистий буровий розчин з такими параметрами: $\rho = 1200 \text{ кг/м}^3$; $UB = 7 \text{ см}^3/30 \text{ хв.}$; $pH = 8$; $CH_3.1/10 = 98/134 \text{ дПа}$; $K = 1 \text{ мм}$. На першому етапі на дно експериментальної установки встановили взірець гірської породи – пісковик на віддалі 25 мм від вихідного перерізу насадки пульсатора. Прокачування робочої рідини через кавітатор-пульсатор здійснювали протягом 20 хв за робочого тиску 5-6 МПа. Після зупинки процесу було виявлено на поверхні пісковика ерозійну лунку з об'ємом 4 см^3 (див. рис. 3).

Аналогічні дослідження проведено зі зразками мармуру, вапняку і доломіту. Відстань від виходу потоку з робочої камери до контакту з поверхнею при дослідженні взірців пісковика і



1 – насосний агрегат 4АН-700; 2 – нагнітальна лінія; 3 – експериментальна установка; 4 – викидна лінія; 5 – давач тиску типу "Viatran Model 5093 BPG AW200"

Рисунок 1 – Технологічна схема обв'язки обладнання при експериментальних дослідженнях пульсатора

3 протитиском 2 МПа

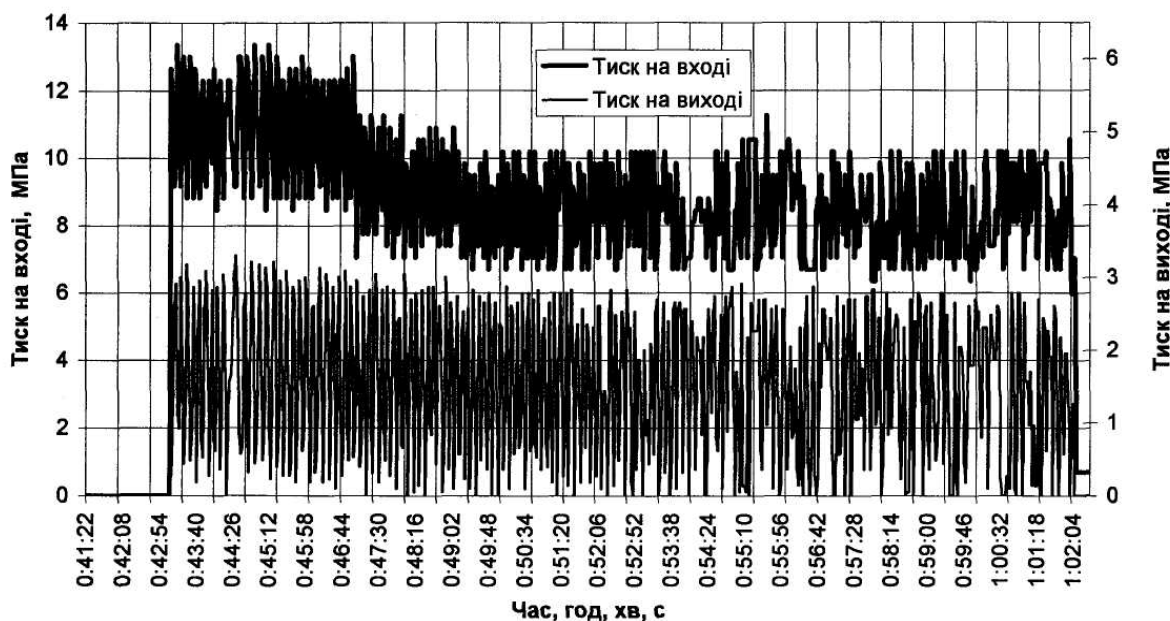


Рисунок 2 – Графічна інтерпретація результатів дослідження роботи пульсатора з діаметром насадки 14 мм на глинистій промивальній рідині

Таблиця 1 – Результати досліджень руйнування різних видів порід у кавітаційно-пульсуючому потоці

Тип гірської породи	Твердість, МН/м ²	Час дії, хв	Відстань від поверхні до насадки, мм	Тиск агрегату, МПа	Об'єм лунки, см ³
Пісковик	1337	20	25	5 – 6	4
Мармур	1504	20	25	5 – 6	2
Вапняк	839	15	30	4 – 5	1,5
Доломіт	783	15	30	4 – 5	2,5

мармuru складала 25 мм, а при дослідженні вапняку і доломіту 30 мм. Час взаємодії потоку рідини з взірцями пісковика і мармuru склав

20 хв, а з взірцями вапняку і доломіту склав 15 хв. Основні результати досліджень представлено у табл. 1.

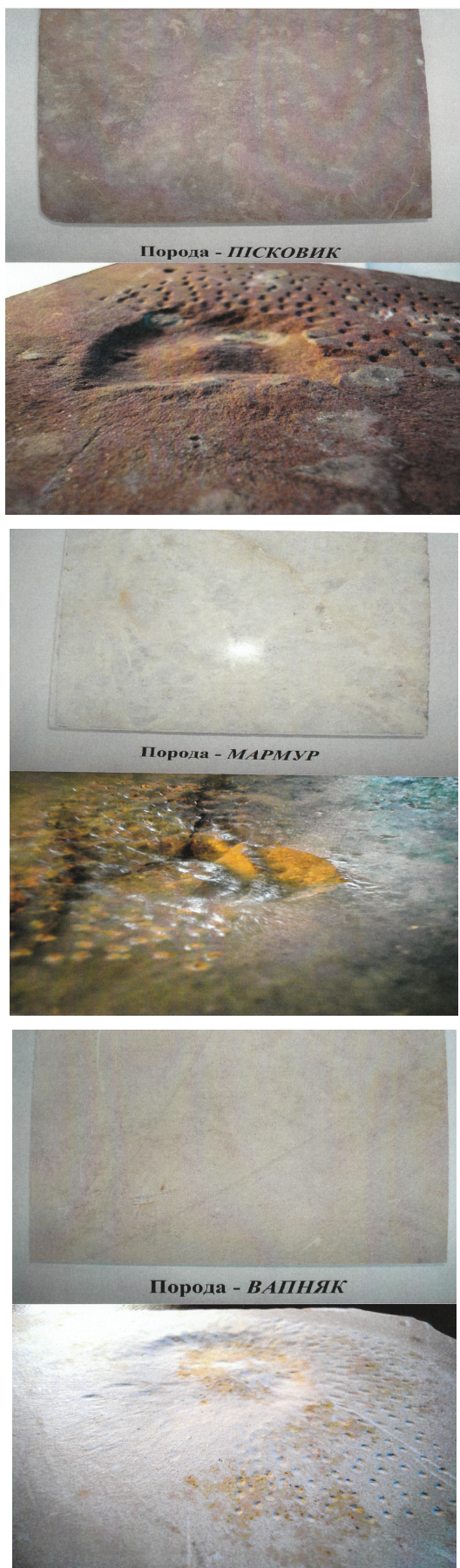


Рисунок 3 – Вигляд досліджуваних взірців гірських порід до і після дії на них кавітаційно-пульсуючих потоків

Експериментальні дослідження підтвердили можливість кавітаційного руйнування різних типів порід без взаємодії індентора з породою. Величина об'єму ерозійного руйнування під впливом вихрових кавітаційних струменів складала від $1,5 \text{ см}^3$ до 4 см^3 .

Характер витягнутої за напрямком до центру ерозійного впливу лунки вказує на те, що частинки породи відривалися від взірця дрібними частками. При цьому у центральній частині зони впливу на взірець, утворився виступ, який свідчить про кільцеподібне руйнування породи кавітаційним потоком.

При дослідженнях гідродинамічного пульсатора на установці спостерігався багатотокальний шум, що підтверджує про виникнення великої кількості пухирців газу (повітря), лускання яких призводить до створення коливань імпульсів тиску з широким діапазоном частот і амплітуд, тобто на виході з пульсатора формуються потужні пульсаційні потоки промивальної рідини, частота і амплітуда яких визначається насамперед будовою кавітаційних пухирців, а також концентрацією в них газової (повітряної) фази.

Виходячи з того, що пульсація триває певний час, можна зробити висновок, що найбільш важким є перший етап механічного розриву рідини. Після того, як він відбувся, пульсаційний режим немов би сам себе стабілізує, причому степінь стабілізації стає тим більшим, чим меншими були тиски у відповідному безпульсаційному потоці. Частково ця обставина може бути викликана пружними деформаціями стінок гідродинамічного пульсатора і відповідним зростанням місцевих негативних тисків, які супроводжують пульсаційні процеси. Очевидно, що розміри і конструкція вихідних діаметрів насадок гідродинамічного пульсатора дає можливість забезпечити мінімально-необхідний перепад тиску в ньому. Тому під час прокачування промивальної рідини через пульсатор формується нерівномірний пульсуючий потік рідини, який характеризується збільшенням або зменшенням тиску при лусканні пухирців газу (повітря).

VI. Висновки. Проведені дослідження дають змогу судити про збільшення проходки на долото та механічної швидкості буріння за рахунок того, що фільтрат промивальної рідини проникає в утворені тріщини, а при лусканні пухирців за рахунок багаторазового зменшення тиску на вибої свердловини порода відривається від гірського масиву та виноситься потоком рідини на поверхню. Зростання швидкості буріння та проходки на долото може забезпечити зменшення енерговитрат до двох разів.

Література

1 Байдюк Б.В. Физико-механические основы процессов бурения скважин / Б.В. Байдюк // Газовая промышленность. – Москва, 1993. – 84 с. – (Серия “Бурение газовых и газоконденсатных скважин”).

2 Яремійчук Р. Інтенсифікація процесу руйнування гірських порід під час буріння свердловин внаслідок дії ультразвукової кавітації / Роман Яремійчук, Ярослав Фем'як // Нафтова і газова промисловість. – 2000. – №3. – С. 15-16.

3 Фем'як Я. Розробка оптимальних режимів кавітаційного руйнування гірських порід / Ярослав Фем'як, Роман Яремійчук // Нафтова і газова промисловість. – 2000. – №6. – С. 13-15.

4 Підвищення ефективності руйнування гірських порід / Я.М. Фем'як, Р.С. Яремійчук, Я.Я. Якимечко // Нафтова і газова промисловість. – 2001. – №2. – С. 16-17.

5 Ибрагимов Л. Интенсификация добычи нефти с применением генераторов затопленных турбулентных струй и адиабатных двухфазных потоков / Лега Ибрагимов // Нефтегазопромисловоє дело. – 1996. – №6. – С. 44-49.

6 Розроблення методики практичного розрахунку оптимізації кавітаційно-пульсаційного методу інтенсифікації припливу вуглеводнів / В.Р. Возний, С.О. Овецький, Я.М. Фем'як, М.В. Марусич // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2008. – №2. – С. 35-37.

7 Экспериментальное исследование энергии пульсирующих потоков для повышения эффективности разрушения горных пород при бурении скважин / Р.С. Яремийчук, Я.М. Фемяк, В.Р. Возный // Технологии нефти и газа. Научно-технологический журнал. – 2008. – №4. – С. 32-35.

8 Методика і аналіз експериментальних даних досліджень роботи вихрового гідродинамічного пульсатора / Р.С. Яремійчук, В.Р. Возний, Я.М. Фем'як, Я.Я. Якимечко // Нафтова і газова промисловість. – 2008. – №1. – С. 19-21.

9 Покращення процесу руйнування гірських порід за рахунок пульсуючих потоків / Я.М. Фем'як, Р.С. Яремійчук, В.Р. Возний, Я.Я. Якимечко, В.В. Федорів // Нафтова і газова промисловість. – 2008. – №3. – С. 19-20.

*Стаття постуила в редакційну колегію
3.03.09*

*Рекомендована до друку професором
Мойсишиним В.М.*

ВІДМОВИ НАФТОПРОМИСЛОВИХ КОМУНІКАЦІЙ ТА СТРАТЕГІЇ ЇХ ПОДАЛЬШОГО РОЗВИТКУ НА ПРОМИСЛІ

Б.В.Копей, М.М.Архирей, Т.П.Венгриянок

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 42166,

e-mail: kopeyb@nuing.edu.ua

Розглядається проблема пошкоджених нафтогазопромислових трубопроводів, що підлягають дії внутрішнього тиску і корозії. За весь час експлуатації нафтопроводів труба може бути навантажена від дії внутрішнього тиску, що часто призводить до зародження і росту втомних тріщин. Для зменшення ймовірності руйнування трубопроводів авторами запропоновано труби із полімерних композитів.

Рассматривается проблема поврежденных нафтогазопромисловых трубопроводов, которые подлежат действию внутреннего давления и коррозии. За все время эксплуатации нефтепроводов труба может быть нагружена от действия внутреннего давления, что часто приводит к зарождению и росту усталостных трещин. Для уменьшения вероятности разрушения трубопроводов авторами предложены трубы из полимерных композитов.

A method is examined for determination of remaining resource of oilfield pipelines. The problem of the damaged oilfield pipelines which are subject to action of internal pressure and corrosion is examined in this article. For all the time of exploitation of oil pipelines a pipe can be loaded from action of internal pressure, that it is often results in the origin growth of fatigue cracks. For diminishment of probability of destruction of pipelines authors offer pipes from polymeric composites.

Інтенсивне нафтовидобування у західному регіоні України розпочалося ще з середини минулого століття, тому мережа трубопровідного транспорту нафтопромислових регіонів характеризується великою розгалуженістю, різноманітністю типорозмірів та простягається на сотні кілометрів.

Для нафтопромислових комунікацій використовуються електрозварні, гарячекатані сталеві труби, придатні за міцністю та гідравлічним опором:

- труби сталеві безшовні, гарячедеформовані - ГОСТ 8732-78, зовнішнім діаметром від 20 до 550 мм, з товщиною стінок від 2,5 мм і більше виготовлені зі сталі 10; 10Г2; 20, 12ХН2А та ін.;

- труби сталеві зварні для магістральних газонафтопроводів - ГОСТ 20295-85, діаметром від 159 до 820 мм (сталь К34, К50, К60 та ін.);

- відремонтовані труби нафтового сортаменту (НКТ, обсадні, бурильні);

- для викидних ліній можуть застосовуватися гнучкі безперервні колони труб діаметром до 2 7/8".

Трубопроводи системи збору і підготовки нафти й газу призначені для транспортування продукції свердловин від їх гирла до здачі товарно-транспортним організаціям, а також для переміщення її в технологічних установках, а трубопроводи системи ППТ - для подачі стічних вод від УПВ до нагнітальних свердловин. Викидні лінії, нафто- і газозбірні колектори є частиною загальної системи збору нафти й газу.

Трубопроводи класифікуються за такими ознаками.

За призначенням:

- а) викидні лінії, що транспортують продукцію свердловини від її гирла до групової змійової установки;

- б) нафтогазозбірні колектори, розташовані від АГЗУ до ДНС;

- в) нафтозбірні колектори, розташовані від ДНС до центрального пункту збору (ЦПЗ);

- г) газозбірні колектори, що транспортують газ від пункту сепарації до компресорної станції, звичайно розташованої поряд з ЦПЗ.

За величиною тиску:

- а) високонапірні (до 6,27 МПа);

- б) середньонапірні (до 1,55 МПа);

- в) низьконапірні (до 0,588 МПа);

- г) безнапірні (самотічні).

За типом укладання:

- а) підземні;

- б) наземні;

- в) підвісні;

- г) підводні.

За гідравлічною схемою:

- а) прості, що не мають відгалужень;

- б) складні, що мають відгалуження, до яких відносяться також замкнуті (кільцеві) трубопроводи.

За характером заповнення перетину:

- а) трубопроводи з повним заповненням перетину труби рідиною;

- б) трубопроводи з неповним заповненням перетину.

Повне заповнення перетину труби рідиною звичайно буває в напірних трубопроводах, а неповне заповнення може бути як в напірних, так і в безнапірних трубопроводах. З повним заповненням перетину рідиною частіше бувають нафтопроводи, що транспортують товарну нафту, тобто без газу, і рідше – викидні лінії, де має місце високий тиск. Нафтозбірні колектори

завичай працюють з неповним заповненням перегину труби нафтою, тобто верхня частина перегину колектора зайнята газом, що виділилося в процесі руху нафти.

Трубопроводи, по яких подається вода в нагнітальні свердловини з метою підтримки пластового тиску, поділяються на наступні категорії: підвідні – прокладаються від УПВ до кушових насосних станцій (КНС); розвідні – прокладаються від КНС до нагнітальних свердловин.

Загальна протяжність трубопроводів НГВУ "Долинанафтогаз" складає 718991 м, з них:

- нафтопроводів – 438457 м;
- газопроводів – 67125 м;
- водоводів – 213409 м.

Відсоток недіючих трубопроводів від загального числа становить приблизно 30%. На рисунках 1 і 2 зображено номограми наявного парку нафтопроводів і водоводів, їх загальна довжина і типорозміри, а також умови експлуатації (тиск у трубопроводі).

Аварійність трубопровідного транспорту, в першу чергу, залежить від терміну, режимів експлуатації та технічного стану трубопроводів.

З метою отримання загального уявлення про стан та вік трубопровідного парку в цілому по НГВУ, було проаналізовано зведені інвентаризаційні дані парку трубопроводів станом на 31.05.2007 року.

На рисунках 3 і 4 відображено інформацію щодо кількості трубопроводів і тривалості їх експлуатації в розгорнутому вигляді.

Вісь абсцис рис. 4 ілюструє віковий стан трубопроводів за тривалістю їх експлуатації, вісь ординат – кількість трубопроводів, які експлуатуються НГВУ. Вертикальними лініями на діаграмі зображено проектні граничні терміни експлуатації. Відомо, що нафтопроводи проектується на термін служби від 15 до 20 років, а водоводи – від 7 до 10 років. Як видно з рисунку, понад 50% трубопроводів мають термін експлуатації, який складає 20 років і більше. І лише 16% трубопроводів на даний час є новими.

Аналіз поривів даних трубопроводів в НГВУ "Долинанафтогаз", які траплялись за період з 2004 до 2007 р., згруповано за видами поривів і представлено у вигляді таблиці 1. Корозійне руйнування трубопроводів внутрішніми чинниками (83%) перевищує кількість руйнувань чинниками зовнішньої дії (17%) (грунтової корозії) у 4-6 разів. Така картина є типовою і не потребує коментування, за виключенням тієї ситуації, коли зовнішня корозія відбувається в дуже агресивних середовищах.

Аналіз стану трубопровідного комплексу НГВУ «Долинанафтогаз» свідчить, про старіння підземних та наземних комунікацій. Кілометри нафто-, газо- та водопровідних труб вимагають реконструкції.

Дана проблема є характерною для всіх нафтовидобувних підприємств західного регіону і, більш того, має загальнодержавний характер.

В більшості випадків, причиною виникнення проблем з металевими трубопроводами є корозія. Внутрішня незахищена поверхня колекторів швидко руйнується під дією сірчаної кислоти, що утворюється в процесі окислення сірководню. Руйнуванню зовнішньої поверхні металевих трубопроводів сприяють дія ґрунту і блукаючі струми. Металеві труби можуть кородувати, якщо прокладені в погано дренажованих і нестабільних ґрунтах. За наявності сульфат-редуцувальних бактерій процес корозії прискорюється.

Руйнівні процеси, описані вище, можуть бути істотно понижені або зовсім ліквідовані за правильного вибору матеріалів, стійких до корозії. І вибір цей дуже простий – разом із сталевими, на ринку трубопроводів широке застосування знаходять труби з модифікованого чавуну, низьколегованих сталей, пластмас, композиційних матеріалів, в т.ч. склопластиків.

Найбільш перспективним для транспортування нафти, газу та води є подальше впровадження в нафтогазовидобуванні склопластикових труб [1]. Склопластикові труби здатні витримувати тиск від 4 до 40 МПа (армовані всередині високоміцними шарами сталевих стрічок). При цьому термін їх експлуатації перевищує термін експлуатації сталевих трубопроводів більш, ніж у два рази і становить 25-50 років. Вони здатні працювати у будь-яких середовищах при широкому діапазоні температур. До того слід сказати, що такі магістралі повністю захищають навколишнє середовище від розливів на весь термін експлуатації, створюючи умови безаварійної роботи і забезпечуючи безперервність експлуатації без суттєвих затрат на технічне обслуговування.

На користь даного твердження слід привести короткий розрахунок економічної ефективності від впровадження склопластикових труб.

За об'єкт аналізу вибрано сталеву трубу $D = 159$ мм, $P_{\text{роб}} = 18$ МПа для водоводів системи ППТ та склопластикову трубу аналогічного діаметру. Гарантійний термін експлуатації склопластикової труби – 25 років, а фактичний термін експлуатації в таких умовах сталевих труб – 3÷5 років.

У основу розрахунку прийняті наступні початкові дані і види витрат:

Труба склопластикова $D=159$ мм, тиск $P=18$ МПа

Труба сталева $D=159$ мм, тиск $P=18$ МПа

I. Одноразові капітальні витрати на закупівлю труб - $V_{\text{зак}}$

Вага 1 п.м. незаізолюваної сталевих труб 29,79 кг, вартість 1 п.м. труби $V_{\text{зак. ст.}}$ – 142 грн.

Вага 1 п.м. склопластикової труби 21 кг, вартість 1 п.м. труби $V_{\text{зак. ск/пл.}}$ – 751 грн.

II. Витрати на проведення будівельно-монтажних робіт з прокладання трубопроводу

Поточні витрати на захист від корозії – $V_{\text{пот.}}$:

для сталевих труб – 30% від вартості

$$V_{\text{пот. ст.}} = 0,3 \times V_{\text{зак. ст.}} = 0,3 \times 142 \text{ грн.} = 42,6 \text{ грн.};$$

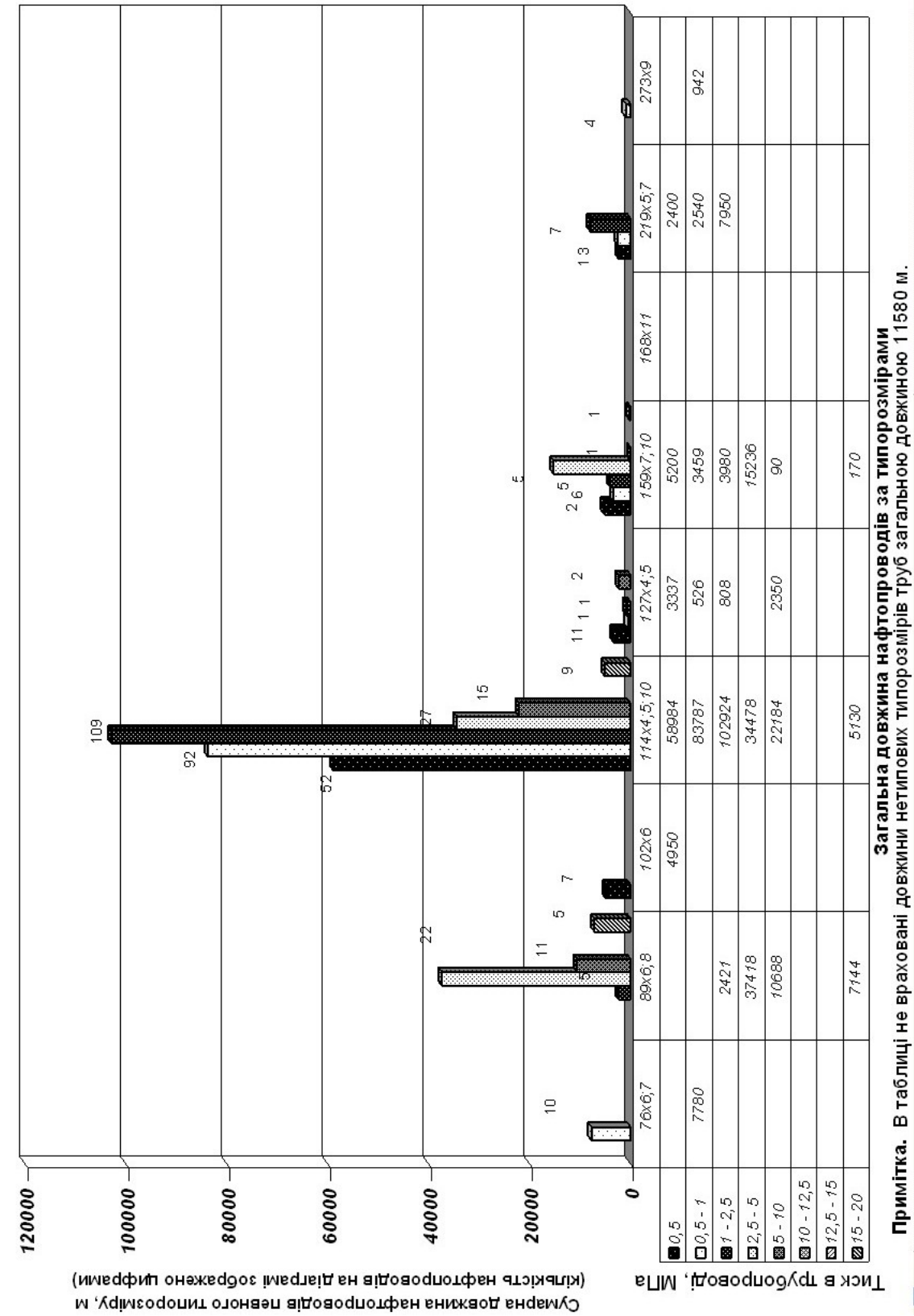


Рисунок 1 – Наявний парк нафтопроводів, їх загальна довжина за типорозмірами та умови експлуатації (тиску) в НГВУ „Долина нафтогазу”

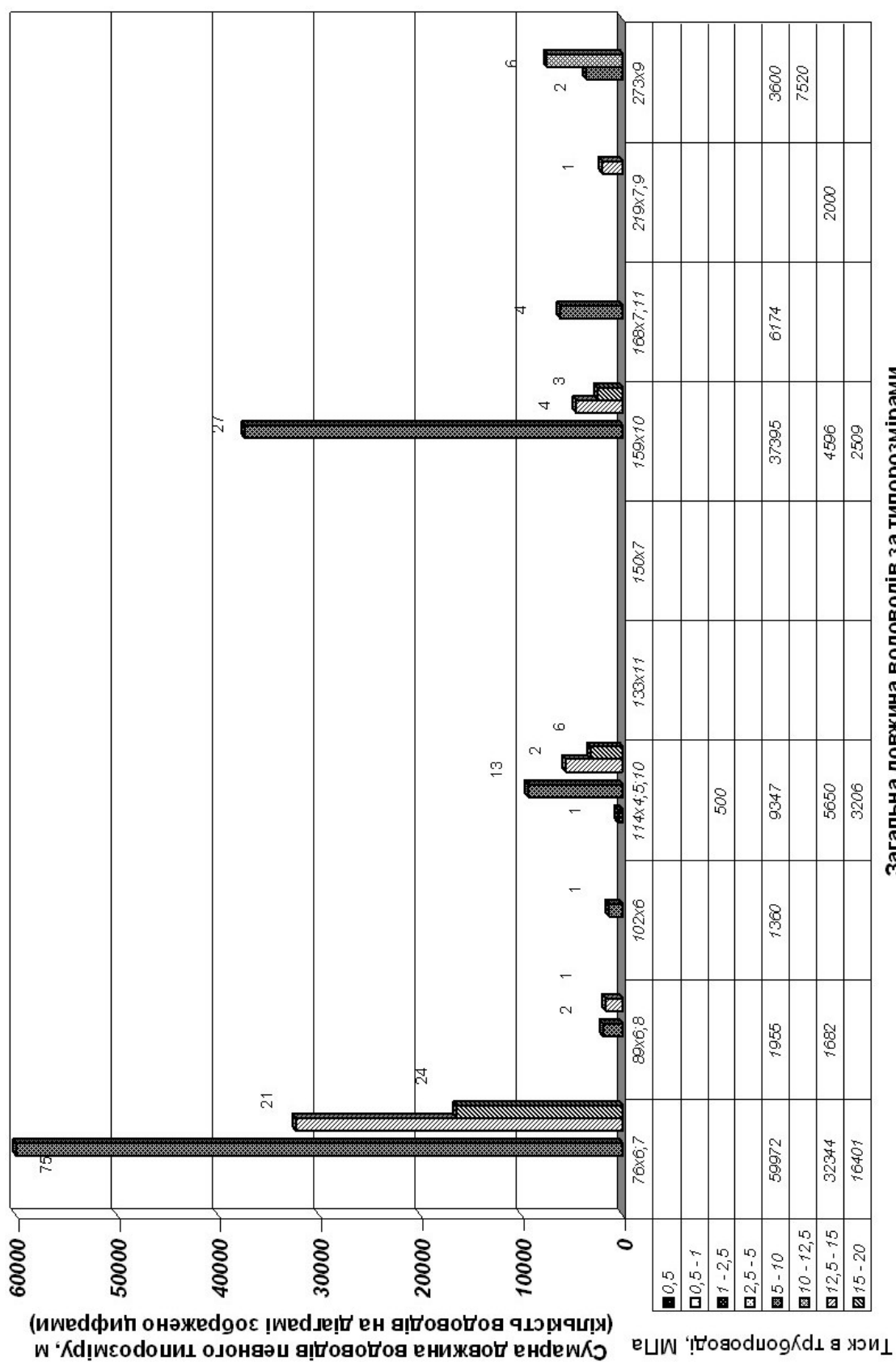


Рисунок 2 – Наявний парк водопроводів, їх загальна довжина за типорозмірами та умови експлуатації (тиску) в НГВУ „Долина нафтогаз”

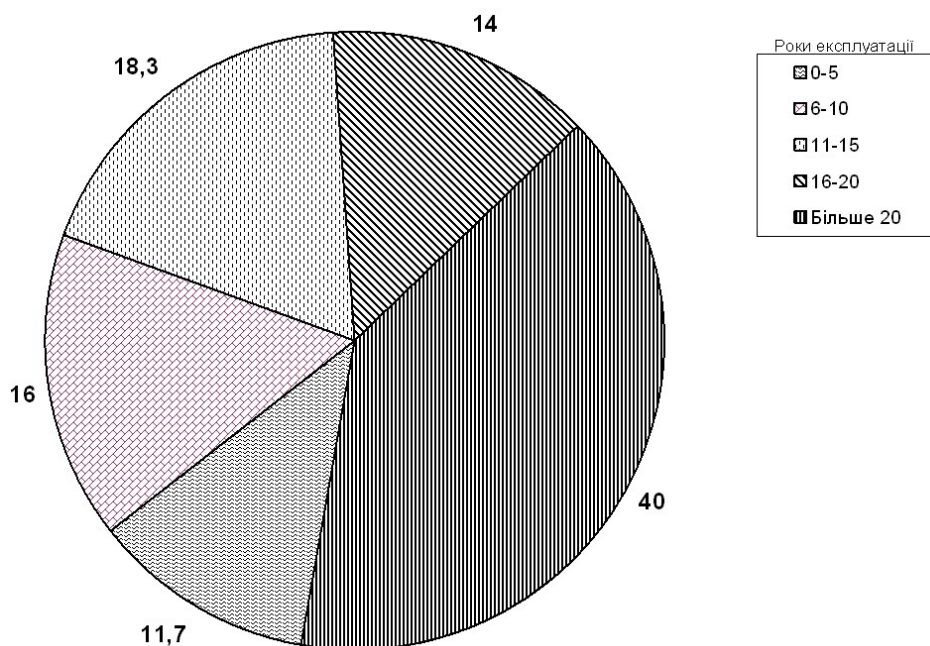


Рисунок 3 — Загальна кількість трубопроводів НГВУ „Долинанафтогаз” за терміном їх експлуатації (%)

Таблиця 1 — Процентне співвідношення поривів труб за видами руйнувань

Вид та місце пориву	Рік дослідження			
	2004	2005	2006	2007
Порив по тілу труби, %	45	43	43	44
Порив по зварному стику, %	45	27	32	26
Абразивно-ерозійний знос в нижній частині труби, %	10	30	25	30

Таблиця 2 – Розрахунок економічної ефективності від залучення у виробництво склопластикових труб

№ з/п	Види витрат	Сталева труба, грн.	Склопластикова труба, грн.	Економія, грн.
I	Одноразові капітальні витрати			
1	Вартість труби	142	751	
II	Витрати на проведення будівельно-монтажних робіт			
1	Поточні витрати на захист від корозії	42,6	0	
2	Витрати на монтаж	284	225,3	
III	Експлуатаційні витрати			
1	Витрати на ремонт і заміну	1420	0	
	Сумарні витрати на 1 м п.	1888,6	976,3	912,3
	Сумарні витрати на 1 км п.			912300

для склопластикових труб

$$V_{\text{пот. ск/пл.}} = 0.$$

Витрати на монтаж і зовнішню гідроізоляцію – $V_{\text{мон.}}$:

для сталевих труб діаметром до 400 мм – 200% від первинної вартості труб

$$V_{\text{мон. ст.}} = V_{\text{зак. ст.}} \times 2 = 142 \text{ грн.} \times 2 = 284 \text{ грн.};$$

для склопластикових труб – витрати на монтаж трубопроводу діаметром до 320 мм становлять 30% від первинної вартості труб

$$V_{\text{мон. ск/пл.}} = V_{\text{зак. ск/пл.}} \times 0,3 = 751 \text{ грн.} \times 0,3 = 225,3 \text{ грн.}$$

III. Експлуатаційні витрати

Витрати на ремонт і заміну труб –

$$V_{\text{рем.}} = N \times K \times V_{\text{зак.}},$$

де: N – кратність заміни труб за час експлуатації;

K – коефіцієнт на ремонт і заміну труб.

Для сталевих труб $N_{\text{ст.}} = 2$, $K_{\text{ст.}} = 5$, тоді

$$V_{\text{рем. ст.}} = 2 \times 5 \times 142 \text{ крб.} = 1420 \text{ грн.}$$

Для склопластикових труб $N_{\text{ск/пл.}} = 0$,

$$K_{\text{ск/пл.}} = 0, \text{ тоді}$$

$$V_{\text{рем. ск/пл.}} = 0 \text{ грн.}$$

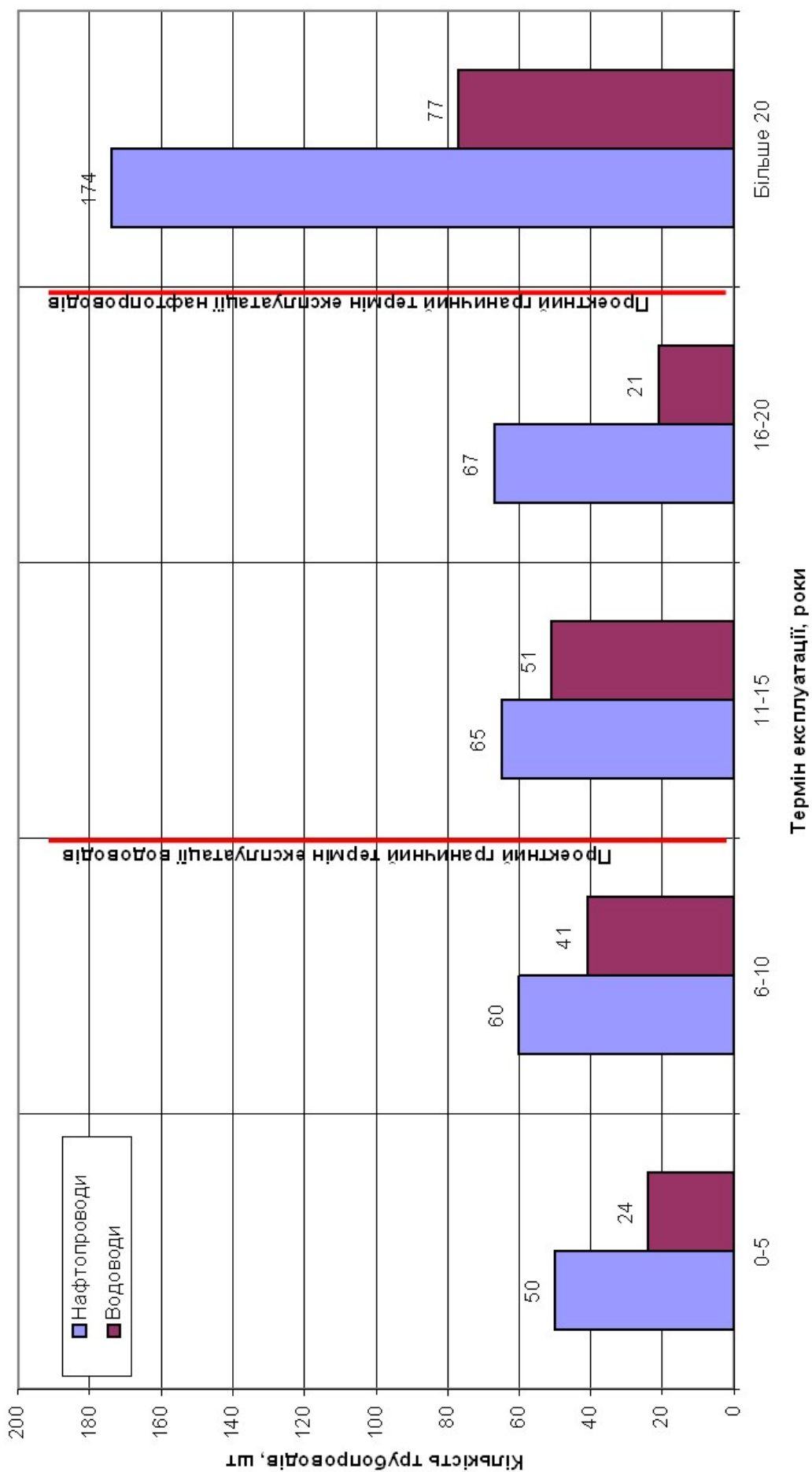


Рисунок 4 — Загальна кількість трубопроводів НГВУ „Долина нафтогаз” за терміном їх експлуатації

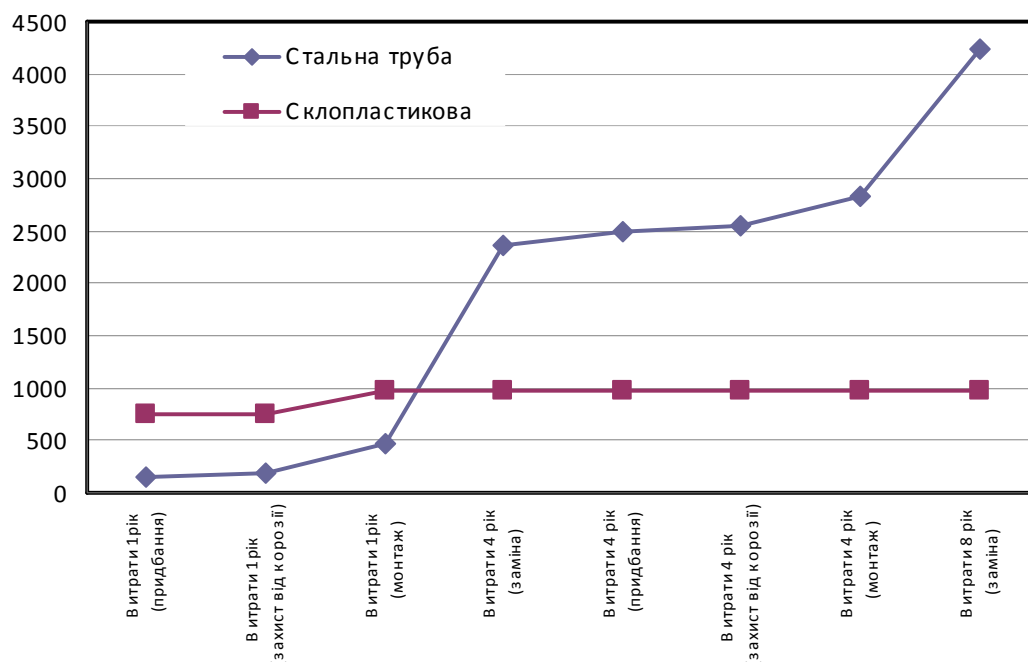


Рисунок 5 – Розрахунок економічної ефективності (грн.) використання склопластикової труби

Економія засобів при експлуатації склопластикового трубопроводу з урахуванням вищенаведених витрат за термін 4 роки в порівнянні із сталевим трубопроводом складає 912 тис. грн. на 1 км трубопроводу (таблиця 2, рисунок 5).

Підводячи підсумки, можна ствердно сказати, що для того, щоб з впевненістю дивитись в завтрашній день, впроваджуючи при цьому

розумну політику перспективи, а не політику швидкого повернення вкладеного капіталу в вигляді досягнення прибутку в якнайшвидші терміни та будь-якою ціною, для капітального ремонту та будівництва трубопроводів вже тепер та в майбутньому слід використовувати принципово нові матеріали – склопластики. На користь даного твердження можна привести факти, наведені в таблиці 3.

Таблиця 3 – Порівняльні дані при використанні металевих трубопроводів та склопластикових труб

Проблеми, що існують при використанні металевих трубопроводів	Наявність проблем при впровадженні склопластикових труб
Систематичні пориви через високу схильність до корозії	Проблема корозії склопластикових труб відсутня (затрат не потрібно)
Відмови, пов'язані з ураженням існуючих трубопроводів сульфаторедуючими бактеріями.	Бактерії на склопластик не діють (затрат не потрібно)
Електрохімічна корозія.	Склопластикові труби не схильні до даного виду корозії (затрат не потрібно)
Відкладення парафінів	При правильному проектуванні, відкладення парафінів відсутні (затрат не потрібно)
Активні корозійні процеси під час транспортування сірководневмісних і кисневмісних стічних вод (стійкість металевих труб не більше року)	Дане середовище практично не впливає на працездатність склопластикового трубопроводу протягом 30 років
Ерозійне зношення труб (пісок, тверді речовини).	Стійкість до ерозійного середовища достатньо висока. Матеріал склопластикової труби ерозійному зносу не піддається.
Відкладення твердих відкладень, зменшення прохідного перетину труб.	На склопластикових трубах твердих відкладень не відкладається.
Необхідність застосування інгібіторів корозії (ефективність знижується за наявності в свердловинах піску чи твердих частинок).	Для склопластикових труб витрат не вимагається.
Міжремонтні терміни металевих труб складають 3-5 років.	Можливо за рахунок старіння через 12 років.

Продовження таблиці 3

Проблеми, що існують при використанні металевих трубопроводів	Наявність проблем при впровадженні склопластикових труб
Необхідність застосування захисних покриттів (антикорозійних).	Для склопластикових труб захисне покриття не потрібне.
Пориви через активність корозії трубопроводів, особливо в знижених місцях траси, де відстоюються води пластів.	Корозія в склопластикових трубопроводах не відбувається.
Значні витрати на захист навколишнього середовища (через часті пориви).	В 2-3 рази нижчі (тільки за високого тиску і агресивних середовищ, а також де ґрунт велими агресивний з агресивною біофлорою)
Різке збільшення гідравлічного опору, зменшення об'ємів перекачування, неефективна робота насосів.	Для склопластикового трубопроводу гідравлічний опір в три рази нижче. Різких стрибків не спостерігається.
Відмови, пов'язані з динамічними навантаженнями (гідродари).	Стійкість до гідродарів вища в 1,5-2 рази. За рахунок збільшення фізико-механічних характеристик.
Термін експлуатації від 3 до 20 років (із значними витратами на ремонт)	Безремонтна експлуатація 20-50 років (еквівалентна терміну розробки родовища).
Витрати на монтаж до 70% від вартості труб.	Не більше 10-18% від вартості склопластикових труб.
Витрати електрохімічного захисту на вдосконалення існуючих конструкцій і технологій: нових сталей; інгібіторів, методів боротьби з відкладеннями парафіну; потужніших насосів та іншого устаткування і ін.	При кардинальному рішенні при впровадженні склопластикових труб – виключається

Література

1 Насосні штанги і труби з полімерних композитів: проектування, розрахунок, випробування / [Копей Б.В., Максимук О.В., Щербина Н.М. та ін.]. – Львів: ІППММ ім. Я.С.Підстригача НАН України, 2003. – 352 с.

Стаття поступила в редакційну колегію
23.04.09

Рекомендована до друку професором
Петриною Ю.Д.

Дослідження та методи аналізу

УДК 621.327.2

МОДЕЛЮВАННЯ НЕЛІНІЙНИХ ДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ У ГІДРОПРИВОДАХ МАШИН

В.С. Ловейкін, Ю.В. Човнюк, Л.С. Шимко

Національний аграрний університет, 03041, м. Київ, вул. Героїв Оборони, 15,
тел. (044) 2415528

Загальні властивості поверхневих хвиль у гідроприводах машин нафтогазового обладнання й хвилі у спеціально сконструйованих електричних лініях передач розглянуто у нелінійній постановці. Показано, що ці хвилі мають ідентичні дисперсійні закони, їх пакети солітонів мають аналогічні характеристики. Встановлено, що поверхнева течія рідини та відеоімпульси електромагнітної лінії мають схожі властивості.

Общие свойства поверхностных волн в гидроприводах машин нефтегазового оборудования и волны в специально сконструированных электрических линиях передач рассмотрены в нелинейной постановке. Показано, что волны имеют идентичные дисперсионные законы, а их пакеты солитонов имеют аналогичные характеристики. Установлено, что поверхностное течение жидкости и видеоимпульсы электромагнитной линии имеют схожие свойства.

Common features of surface waves in hydro drives of machines of oil and gas equipment and waves in specially designed electrical transmission lines are discussed. It is shown that these waves have analogous dispersion laws and their envelope solitons have the same characteristics. The similarity of the water mean surface current and the line video pulse, accompanying the wave packets, is established.

Постановка проблеми у загальному вигляді та її зв'язок з важливим науково-практичним завданням. Короткі гравітаційні та гравітаційно-капілярні хвилі на поверхні морів є основними розсіювачами мікрохвиль при дистанційному зондуванні океанів з аерокосмічних платформ [1]. Саме значна модуляція цих компонентів хвилювання різними фізичними процесами, які протікають у приводній товщі атмосфери та верхніх прошарках океану, дає змогу оцінювати за радіовідбиттями про важливі властивості океанографічних явищ. Найбільш поширеною ситуацією на морі є досить висока інтенсивність коротких хвиль, котра обумовлює їх нелінійну динаміку. Для вивчення нелінійної динаміки часто моделюють гравітаційно-капілярні хвилі у лабораторних лотках [2], а також подібний підхід можна реалізувати для аналізу хвилеутворень у гідравлічних приводах будівельних машин та машин нафтогазового обладнання засобами і методами мехатроніки. Ще одна, хоча й не часто використовувана можливість полягає у моделюванні нелінійних

поверхневих хвиль, які, зокрема, утворюються у робочій рідині гідроприводів будівельних та машин нафтогазового обладнання за допомогою електромагнітних ліній передачі [3,4]. Це у свою чергу дає можливість вирішити проблему ідентифікації основних амплітудночастотних показників хвилеутворень, які виникають у подібних системах.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Нелінійну динаміку гравітаційних хвиль досліджено у роботах [1, 2]. Моделюванню хвиль на поверхні рідини за допомогою електричної лінії передач радіодіапазону і, зокрема солітонів, присвячено роботи [3-8]. Гравітаційно-капілярні солітони на поверхні рідини розглянуто у роботі [9]. Математичне моделювання нелінійних хвиль вищевказаного типу проведено у [10-11]. Автори [12] моделювали квазістаціонарні хвилі огинаючої у лінії передач з варікапами.

Лабораторні дослідження течії, індукованої пакетом поверхневих хвиль огинаючої у лінії передачі з варікапами.

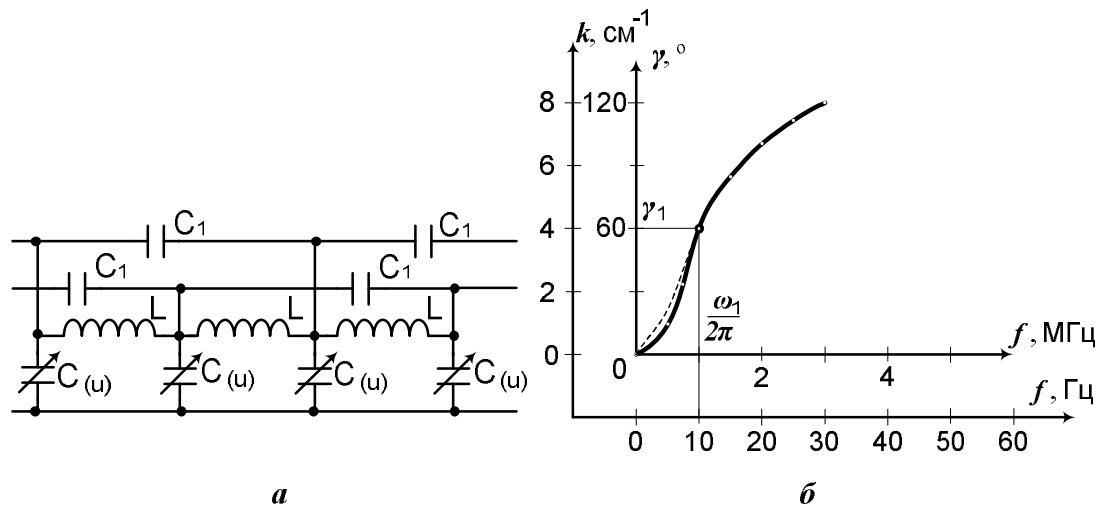


Рисунок 1 — Еквівалентна схема лінії (а) та дисперсійна крива поверхневих хвиль на глибокій воді (суцільна лінія) й при глибині $h = 3 \cdot 10^{-2}$ м (штрихована лінія) (б) точки - значення набігу фази на комірці, які виміряні у лінії

Лабораторні дослідження течії, індукованої пакетом поверхневих хвиль, проведено у [13].

Проте, у вищенаведених роботах відсутній аналіз впливу дисперсії поверхневих хвиль, викликаній поверхневим натягом, на процеси формування стаціонарних хвиль.

Формулювання цілей статті. Метою роботи є встановлення впливу високочастотної дисперсії поверхневих хвиль (обумовленої, у першу чергу, поверхневим натягом) на процеси формування стаціонарних хвиль – солітонів та хвильових пакетів – солітонів огинаючої. У якості моделі середовища (робочої рідини гідроприводів будівельних машин та машин нафтогазового обладнання) використано штучну лінію передачі зі спеціально підібраними дисперсійними та нелінійними характеристиками у мегагерцовому діапазоні радіочастот.

Виклад основного матеріалу

1. Характеристики лінії передачі

Еквівалентну схему лінії зображено на рис. 1, а. Крім основних елементів комірки-індуктивності L й залежної від напруги ємкості $C(u)$, лінія має у своєму складі коригуючі ємкості C_1 , які реалізують зв'язок через комірку. Диференціально-різницева рівняння для напруги u_n на n -й комірці має вигляд:

$$u_{n+1} + u_{n-1} - 2u_n \cdot L \cdot C_0 \cdot \frac{d^2 \cdot u_n}{dt^2} + L \cdot C_1 \cdot \frac{d^2}{dt^2} (u_{n+2} + u_{n-2} - 2u_n) = L \cdot \frac{d^2 Q^{nl}}{dt^2}, \quad (1)$$

де: C_0 – постійна частина ємкості $C(u)$; Q^{nl} – частина заряду $Q = C_0 \cdot u + Q^{nl}$, нелінійно залежна від напруги. Для лінеаризованого рівняння (1), представляючи розв'язок у вигляді $u_n \sim \exp[i(\omega t - \gamma \cdot n)]$, отримаємо наступне дисперсійне співвідношення:

$$\omega^2 = \frac{2 \cdot (1 - \cos \gamma)}{L \cdot C_0 \cdot \left[1 - 2 \cdot \frac{C_1}{C_0} \cdot (\cos \gamma - 1) \right]}. \quad (2)$$

Для конкретних параметрів: $L = 10$ мкГн, $C_0 = 300$ пФ, $C_1 = 80$ пФ – залежність набігу фази на комірку лінії від частоти зображено на рис. 1 б (точки). На цьому ж рисунку у порівнюваному масштабі побудовано графіки дисперсійного рівняння поверхневих хвиль на воді [5]:

$$\omega^2 = (gk + Tk^3) \cdot \text{th}(kh), \quad (3)$$

де: k – хвильове число; g – прискорення вільного падіння; T – коефіцієнт поверхневого натягу, віднесений до щільності води; h – глибина рідини.

У діапазоні частот 6...20 Гц на глибокій воді ($kh \rightarrow \infty$) дисперсія лінії добре відтворює дисперсію гравітаційно-капілярних хвиль. З графіків видно, що вплив ввімкнених через комірку ємкостей C_1 еквівалентний впливу поверхневого натягу на дисперсію гравітаційно-капілярних хвиль. При зменшенні глибини h залежність $\omega(k)$ (3) наближається до дисперсійної кривої $\omega(\gamma)$ (2) на ділянці більш низьких частот. За малих значень γ хвилі у лінії описуються задовільно відомим рівнянням Кортевега де Фріза ($Kd\Phi$) [6]; врахування ємкостей C_1 змінює лише чисельний коефіцієнт при дисперсійному члені цього рівняння. Таким чином, вибором робочого діапазону частот можна моделювати різні види дисперсії поверхневих хвиль.

Нелінійні властивості моделі визначаються залежністю заряду Q^{nl} від прикладеної напруги u . При використанні діодних варікапів у якості ємкостей залежність $Q(u)$ для невеликих напруг можна апроксимувати поліномом:

$$Q = C_0 \cdot u \cdot (1 + \alpha_1 \cdot u + \alpha_2 \cdot u^2), \quad (4)$$

де: $\alpha_1 = (0,06 \dots 0,08) B^{-1}$; $\alpha_2 = (0,02 \dots 0,03) B^{-2}$; C_0 – ємкість при постійній напрузі запирання E_0 .

Порівняння нелінійних властивостей лінії та поверхні води доцільно провести на прикладі своєрідного еталонного процесу – генерації другої гармоніки. Нехтуючи кубічним членом у виразі (4) й вважаючи, що виконані умови синхронізму, можна отримати залежність амплітуди другої гармоніки від довжини [7]:

$$A_2 = \frac{1}{2} \gamma_1 \cdot \alpha_1 \cdot A_1^2 \cdot n, \quad (5)$$

де A_1 – амплітуда основної хвилі.

Відомо, що дисперсійна характеристика (3) допускає інерний синхронізм гравітаційно-капілярних хвиль [5] (див. рис. 1, б). У роботі [3] показано, що при точному синхронізмі на глибокій воді амплітуда вертикального переміщення поверхні на подвоєній частоті η_2 має також лінійну залежність від відстані x :

$$\eta_2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{\kappa_1^2 \cdot (g + T \cdot \kappa_1^2)}{g + 12 \cdot T \cdot \kappa_1^2} \cdot \eta_1^2 \cdot x, \quad (6)$$

де η_1 – вертикальне переміщення поверхні на основній частоті.

З (5) та (6) випливає, що коефіцієнту модуляції ємкості лінії, який складає для типових значень $A_1 \approx (1,5 \dots 2)B$ величину $\alpha_1 A_1 \approx 0,1 \dots 0,15$, можна поставити у відповідність коефіцієнт «модуляції» переміщення вільної поверхні води (рідина), який має значення

$$\frac{\kappa_1 \cdot (g + T \cdot \kappa_1^2)}{g + 12 \cdot T \cdot \kappa_1^2} \cdot \eta_1 \approx 0,2 \dots 0,3 \quad (\text{для слабко-нелінійних хвиль типові значення}$$

$$\frac{\kappa_1 \eta_1}{2\pi} \approx 0,1 \dots 0,2 [5]).$$

Таким чином, ефективність взаємодії хвиль у обох випадках виявляється приблизно однаковою. При порівнянні результатів слід мати на увазі, що у діапазоні частот $10 \dots 20$ Гц (акустичні хвильові пакети (солітони) затухання поверхневих хвиль дещо вище, ніж хвиль у лінії розміщених подальше від критичної частоти (безрозмірні декременти

$$\text{відповідно складають } \frac{2\pi\delta}{\kappa} \approx 0,15 \text{ та}$$

$$\frac{2\pi\delta}{\gamma} \approx 0,08).$$

З вищенаведених оцінок випливає, що за основними характеристиками нелінійного хвильового процесу – дисперсію та нелінійністю – модель нелінійної лінії може бути близькою до реального середовища, у котрому розповсюджуються короткі поверхневі хвилі. Модель не враховує такі важливі властивості реального поверхневого хвилювання, як його двовимірність та індуковане або усереднене значення течії, незважаючи на це, експериментальне дослідження одновимірних хвиль, відтворюваних у гідроприводах машин нафтогазового обладнання та будівельних машин і у лабораторних умовах, фізично виправдане [2]. Експериментальне вивчення солітонів у лінії, в першу чергу солітонів огинаючої, представляє, зрозуміло, й самостійний інтерес.

2. Вплив дисперсії високого порядку на форму солітонів Кортевега – де Фріза

Розглянемо стаціонарні відеоімпульси – солітони у нелінійній лінії. Якщо характерна довжина хвилі значно перевищує розмір комірки, то використовуємо звичайний розклад у

ряд: $u_{n\pm 1} = u_n + \sum_{l=1}^{\infty} (\pm 1)^l \cdot \frac{1}{l!} \cdot \frac{d^l u_n}{dn^l}$, можна перетворити рівняння (1) у наближене рівняння з неперервними змінними ($\alpha_2 = 0$):

$$\frac{\partial^2 u}{\partial n^2} - \frac{1}{v_0^2} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \frac{1}{v_0^2} \cdot \alpha_1 \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \frac{1}{12} \frac{\partial^4 u}{\partial n^4} + \frac{1}{360} \frac{\partial^6 u}{\partial n^6} + L \cdot C_1 \cdot \frac{\partial^2}{\partial t^2} \left(4 \frac{\partial^2 u}{\partial n^2} + \frac{4}{3} \frac{\partial^4 u}{\partial n^4} + \frac{8}{45} \frac{\partial^6 u}{\partial n^6} \right) = 0, \quad (7)$$

$$v_0 = \frac{1}{\sqrt{L \cdot C_0}} \quad (\text{індекс } n \text{ у подальшому опускаємо}).$$

Вводячи «біжучу» координату $\xi = n - v_c \cdot t$, де v_c – швидкість стаціонарної хвилі, й двічі інтегруючи отримане рівняння у звичайних похідних для односолітонного наближення ($u(\pm \infty) \rightarrow 0$), одержуємо:

$$\beta_1 \cdot \frac{\partial^4 u}{\partial \xi^4} + \beta_2 \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial \xi^2} + (s-1) \cdot u - \alpha_1 \cdot s \cdot u^2 = 0, \quad (8)$$

де:

$$s = \frac{v_c^2}{v_0^2}, \quad \beta_1 = \frac{1}{360} + \frac{4}{3} \cdot s \cdot \frac{C_1}{C_0}, \quad \beta_2 = \frac{1}{12} + 4s \cdot \frac{C_1}{C_0}.$$

При $\beta_1 = 0$ рівняння (8) має розв'язок у формі солітону $K\delta\Phi$:

$$u = U_C \cdot [ch(k \cdot \xi)]^{-2}, \quad (9)$$

де амплітуда імпульсу $U_C = u(\xi = 0)$ і його обернена ширина визначається виразами:

$$U_C = -\frac{3}{2\alpha_1} \cdot \frac{(s-1)}{s}, \quad K = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{s-1}{\beta_2}}. \quad (10)$$

Зазначимо, що у нашій лінії $s > 1$, оскільки $\beta_2 > 0$. Тому з (10) випливає, що добуток $u_C \cdot \alpha_1 < 0$, тобто додатному значенню коефіцієнту нелінійності відповідає солітон «від'ємної» полярності, і навпаки. Нагадаємо, що спостережувані на поверхні водної мілини солітони існують тільки у вигляді стаціонарного підвищення, яке має форму (9). Характерна протяжність солітону, яка визначається за рівнем $0,5U_C$, виражається співвідношенням:

$$L_C = \left(\frac{2}{k} \right) \cdot \ln \sqrt{2}. \quad (11)$$

Враховуючи вигляд β_2 та використовуючи формулу (11), легко показати, що для ввімкнених коригуючих ємкостей C_1 тривалість солітону зростає приблизно у $\sqrt{48 \frac{C_1}{C_0}}$ разів у порівнянні з його тривалістю при $C_1 = 0$.

Як показано у [4], врахування поправки до нелінійності лінії, обумовленої відмінністю від нуля коефіцієнта α_2 , практично не змінює профіль солітонів. Дисперсія ж більш високого порядку ($\beta_1 \neq 0$) визначає форму солітонів в околі «хвостів»: поряд з класичним експоненціально спадним профілем можливі солітони, «хвости» котрих описуються комбінацією експоненціальної та осцилюючої функцій. Для аналізу форми «хвостів» [8] достатньо дослідити характер розв'язку рівняння (8) для малих напруг u , коли можна знехтувати нелінійним членом. Підставляючи у це рівняння розв'язок $u \sim e^{\lambda \xi}$, отримаємо характеристичне рівняння:

$$\beta_1 \cdot \lambda^4 + \beta_2 \cdot \lambda^2 + (s-1) = 0. \quad (12)$$

Рівняння (12) має два дійсних і два уявних корені. Оскільки експоненціально спадаючим та осцилюючим «хвостам» відповідають комплексно спряжені корені (12), зрозуміло, що у досліджуваній лінії можуть існувати лише солітони з експоненціальним профілем.

Звернемо увагу ще на одну особливість, пов'язану із врахуванням дисперсії більш високого порядку, ніж дисперсія звичайного рівняння $Kd\Phi$, а саме на можливість виконання умов синхронізму для певних частот. Розкладемо функцію $\omega(\gamma)$ (2) у ряд, обмежуючись наближенням рівняння (8):

$$\omega = \frac{\gamma}{v_0} \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{2} \cdot \gamma^2 + \frac{b}{2} \cdot \gamma^4 \right), \quad (13)$$

де $a = \frac{1}{12} + 4 \frac{C_1}{C_0}$, $b = \frac{4 \cdot C_1}{(3C_0)} + \frac{1}{360}$ (оскільки швидкість солітону лише трохи перевищує v_0 , можна вважати $a \approx \beta_2$, $b \approx \beta_1$).

Розклад (13) дає змогу визначити частоти ω_1 та $\omega_2 = 2\omega_1$, для яких виконується умова

$$\gamma_2 = 2\gamma_1 \quad \left(\gamma_1 \approx 0,78 \approx \frac{\pi}{4} \right).$$

Графічне виконання умов синхронізму для дисперсійної характеристики, розрахованої за точною формою (2)

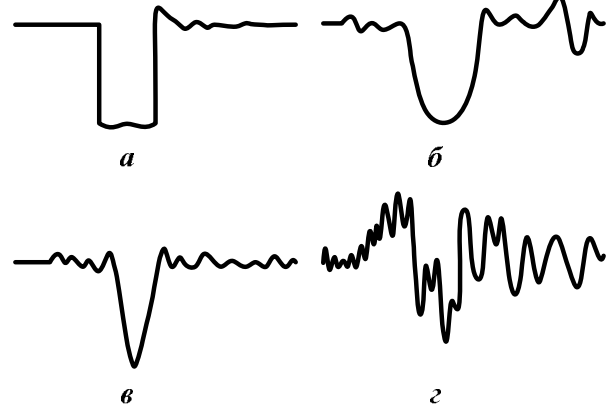
$$\left(\gamma_1 \approx \frac{\pi}{3} \right), \text{ зображено на рис. 1, б. Таким чином,}$$

для компонент спектру солітона, які лежать у деякому околі ω_1 , з'являється можливість ефективного перетворення у частоту другої гармоніки (сумарну частоту). Цей ефект проявляє себе тим сильніше, чим більше амплітуда солітону, оскільки при цьому розширюється його спектр. Внаслідок такого механізму «випромінювання» одновимірний солітон виявляється, взагалі кажучи, нестійким.

Для спостереження солітонів пропонується використовувати штучну лінію, яка складається з 60...100 комірок, параметри котрих були наведені вище. У якості нелінійних ємкостей слід взяти варікапи Д 813, які знаходяться при постійному значенні запираючої напруги $E_0 = -3V$. При подачі на вхід лінії імпульсу від'ємної полярності, який має тривалість, дещо меншу очікуваної тривалості солітону τ_c (рис. 2, а), профіль імпульсу буде змінюватись наступним чи-

ном. На 15-й-20-й комірках відбувається формування солітону з одночасним випромінюванням осцилюючого цугу (рис. 2, б). Параметри солітону задовільно описуються наближенням $Kd\Phi$ (так, розрахована за формулою (11) тривалість складає $\tau_c = 0,9$ мкс, а при вимірюваннях – наближується до 1 мкс). При подальшому розповсюдженні солітону з'являтиметься цуг другої гармоніки, який випереджає імпульс за рахунок більш високої групової швидкості (рис. 2, в). При більших вхідних амплітудах імпульсу ($|U_c| \geq 5B$) спостерігатиметься «укручення» переднього фронту солітону.

При подачі додатного імпульсу (це відповідає впадині на поверхні рідини) його стаціонарне розповсюдження у лінії, як впливає з (8), неможливе й відбувається значна деформація (руйнація) вихідного профілю (рис. 2, г).



$$a - n = 0; \quad \delta - n = 30; \quad b - n = 60$$

Рисунок 2 — Еволюція відеоімпульсу від'ємної полярності ($\tau_{имп}=1$ мкс, амплітуда 10В) у лінії (а-в) і деформація (руйнація) імпульсу додатної полярності (г)

Розглянемо далі ситуацію, яка виникає для гравітаційно-капілярних хвиль. Розкладаючи (3) в ряд $k \cdot h$, отримаємо дисперсійне співвідношення, аналогічне (13):

$$\begin{cases} \omega = k \cdot \sqrt{gh} \cdot \left[1 - \left(\frac{a'}{2} \right) (kh)^2 + \left(\frac{b'}{2} \right) (kh)^4 \right], \\ a' = \frac{1}{3} - \tilde{T}, \quad b' = \frac{2}{15} - \frac{\tilde{T}}{3}, \quad \tilde{T} = \frac{T}{gh^2}. \end{cases} \quad (14)$$

Чисельні значення коефіцієнтів розкладу у (13) і (14) виявляються одного порядку: у лінії

$$\frac{a}{b} \approx 3, \text{ а при } h \geq (2...3) \cdot 10^{-2} \text{ м. } \frac{a'}{b'} \approx 2,5. \text{ Звідси}$$

впливає можливість синхронного випромінювання у другу гармоніку солітону на поверхні води; реальна тривалість його повинна складати десятки долі секунди.

Як видно з (14), поверхневий натяг у рідині скінченної (малої) глибини нейтралізує дисперсію у низькому порядку, що відповідає перетворенню у нуль a' . Для виконання такої умови у лінії необхідно ввести додатковий позитивний (додатній) індуктивний зв'язок між сусід-

німи котушками. При вимкнених ємкостях C_l коефіцієнт β_2 у рівнянні (8) матиме вигляд:

$$\beta_2 = \frac{1}{12} - M \cdot s. \quad (15)$$

При значенні коефіцієнту взаємодії $M \approx 0,1$ дисперсія лінії буде визначатись коефіцієнтом β_l . Як випливає з (15), точна компенсація дисперсії можлива, строго кажучи, тільки для певної амплітуди (швидкості) солітону. Стационарні імпульси у такій лінії описуються рівнянням типу $K\partial\Phi$, у якому дисперсійний член представляє собою п'яту похідну по координаті n . Задовольняючи цьому рівнянню солітони з осцилюючими «хвостами» спостерігалися у роботі [5].

Збудження солітонів з таким профілем на поверхні рідини важко реалізувати. По-перше, для води $a'=0$ на глибині $h = 5 \cdot 10^{-3}$ м, де сильно зростає роль в'язкості. По-друге, зміна типу дисперсії середовища призводить до нестійкості одновимірних солітонів у відношенні до поперечних збурень [9].

3. Нелінійні рівняння Шредінгера для лінії. Спостереження «світливих» та «темних» солітонів

Моделювання одновимірних пакетів поверхневих хвиль, які описуються нелінійним рівнянням Шредінгера [2, 10], у нелінійній лінії представляє собою більш важку задачу, ніж дослідження відеосолітонів. Це пов'язано з тим, що для спостереження ефектів самовпливу радіоімпульсів необхідно синтезувати нелінійність більш високого порядку (а саме кубічну), крім того, використання частотного діапазону з сильною дисперсією неминує призведе до зростання впливу втрат і дискретності лінії.

Наведемо кінцеві результати виведення рівняння Шредінгера для лінії, комірка котрої відображена на рис. 1, а, нехтуючи затуханням. Розв'язок (1) подамо у вигляді сум ($\varepsilon \ll 1$):

$$u_n(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \varepsilon^m \cdot \bar{A}_0^{(m)}(\xi, \tau) + \frac{1}{2} \cdot \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{l=-\infty}^{\infty} \varepsilon^m \cdot \bar{A}_l^{(m)}(\xi, \tau) \cdot \exp[i l \cdot (\omega t - \gamma n)] + k.c.; \quad (16)$$

$$i = \sqrt{-1}.$$

Обмежуючись наближенням дисперсії для $K\partial\Phi$ (див. вище), враховуючи члени порядку малості не вище ε^3 і вважаючи відношення коефіцієнтів нелінійності $\alpha_2 \cdot |u_n| / \alpha_1 \sim \varepsilon$, для комплексної амплітуди основної гармоніки $\bar{A} = \bar{A}_1$, отримаємо рівняння:

$$i \cdot \bar{A}_t + N \cdot \bar{A}_{\xi\xi} + P \cdot |\bar{A}|^2 \cdot \bar{A} = 0, \quad (17)$$

де: $\tau = \varepsilon^2 \cdot t$ – «повільний» час;

$\xi = \varepsilon(x - V \cdot t)$ – «біжуча» координата;

V – групова швидкість. (Слід зазначити, що перехід від координат (x, t) до (τ, ξ) має назву перетворення змінних Гарднера–Морікаві).

У (17) введені наступні позначення:

$$V = \frac{\cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \left[1 + 16 \cdot \left(\frac{C_1}{C_0}\right) \cdot \sin^4\left(\frac{\gamma}{2}\right)\right]}{\sqrt{LC_0} \cdot \left[1 + 4 \cdot \left(\frac{C_1}{C_0}\right) \cdot \sin^2 \gamma\right]} = \frac{\partial \omega}{\partial \gamma};$$

$$N = \left\{ V^2 LC_0 - \cos \gamma + 4 LC_1 \times \right. \\ \left. \times \left(V^2 \cdot \sin^2 \gamma + 2 \omega V \sin 2\gamma + \omega^2 \cos 2\gamma \right) \right\} \times$$

$$\times \left\{ 2 \omega LC_0 \cdot \left[1 + 4 \left(\frac{C_1}{C_0} \right) \cdot \sin^2 \gamma \right]^{\frac{3}{2}} \right\}^{-1} = -\frac{1}{2} \frac{d^2 \omega}{d\gamma^2};$$

$$P = \frac{\omega}{2 \cdot \left[1 + 4 \cdot \left(\frac{C_1}{C_0} \right) \sin^2 \gamma \right]} \cdot \left\{ \alpha_1^2 \cdot \left[\frac{V^2 LC_0}{1 - V^2 LC_0} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{1}{2} \cdot \frac{\omega^2 LC_0}{\sin^2 \gamma - \omega^2 LC_0 \left[1 + 4 \left(\frac{C_1}{C_0} \right) \sin^2 \gamma \right]} + \frac{2}{3} \alpha_2 \right] \right\};$$

$$\omega = \frac{2 \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right)}{\sqrt{LC_0} \cdot \left[1 + 4 \left(\frac{C_1}{C_0} \right) \sin^2 \gamma \right]^{\frac{1}{2}}}; \quad (18)$$

Вид стационарних хвиль огинаючої визначається знаком добутку коефіцієнтів дисперсії N та нелінійності P : для $PN > 0$ можливе формування звичайних («світливих») солітонів, для $PN < 0$ – солітонів впадини («темних» солітонів) [11]. Аналіз (18) свідчить, що у залежності від несучої частоти імпульсу у лінії існує ряд областей, котрі відрізняються знаком PN . Результати чисельного розрахунку для високочастотної ділянки дисперсійної кривої зображено на рис. 3.

Розглянемо, у першу чергу солітони огинаючої у лінії з чисто кубічною не лінійністю, маючи на увазі, зокрема, що «темні» солітони експериментально практично не спостерігались. Для компенсації квадратичної нелінійності у кожному комірці лінії було включено пару варікапів за зустрічно-паралельною схемою. Залежність $Q(u)$ у цьому випадку має вид (4) при $\alpha_l = 0$. Якісно можна вважати, що лінія з такою нелінійністю моделює процеси на поверхні глибокої води.

Для формування солітонів огинаючої на вхід лінії подають модульовану напругу, яка за формою близька до стационарної хвилі. Утворення солітонів відбувається на перших 10...15

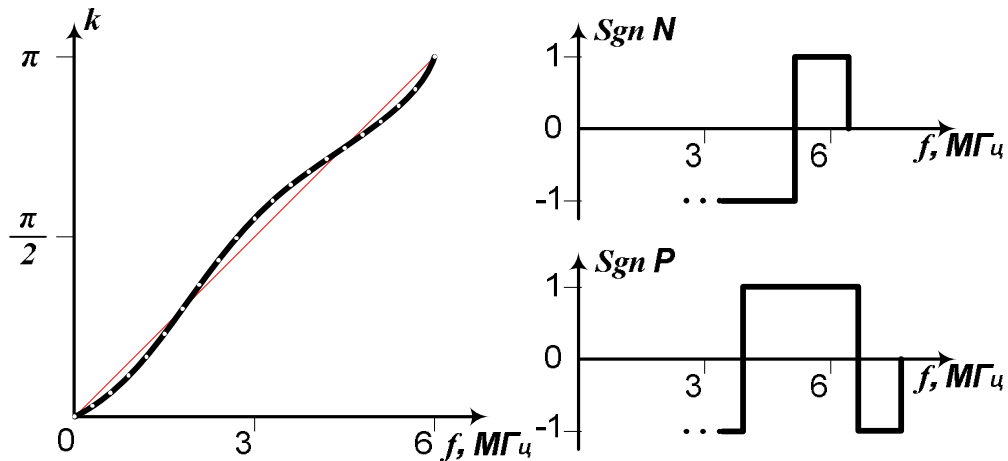


Рисунок 3 — Залежність знаків коефіцієнтів нелінійності і дисперсії N від частоти

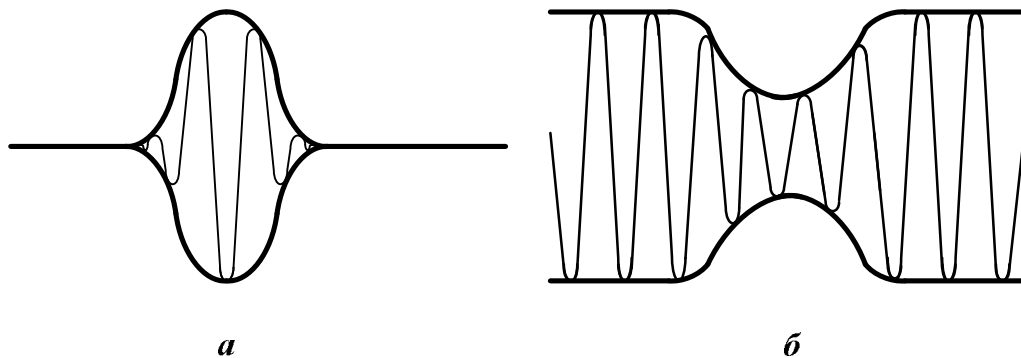


Рисунок 4 — Форма «світлого» (а) та «темного» (б) солітонів огинаючої в лінії з кубічною нелінійністю

комірках; потім вони дещо деформуються завдяки втратам у лінії в околі граничної частоти. Критерієм стаціонарності слугує відсутність частотної модуляції несучої частоти в середині радіоімпульсу (це можна зафіксувати візуально на екрані осцилографа при синхронізації модульованого сигналу несучою частотою).

Солітони пучності спостерігаються у лінії на частоті $4\text{ МГц} \leq f_0 \leq 5,2\text{ МГц}$, для котрих $PN > 0$. На рис. 4, а наведено осцилограму солітона, який має тривалість $\tau_c \approx 2$ мкс і форму, яка задовільно описується гіперболічним секансом:

$$\bar{A} = \bar{A}_0 \cdot \text{sech} \left(\bar{A}_0 \cdot \sqrt{\frac{N}{2} \cdot P} \cdot \xi \right), \quad (19)$$

де $\bar{A}_0$ — реально виміряна амплітуда імпульсу. Наявність осцилюючих «хвостів» пояснюється, можливо, дисперсією більш високого порядку, яка не врахована при виведенні рівняння (17). У відповідності з відомими уявленнями швидкість «світливих» солітонів не залежала від їх амплітуди й приблизно дорівнювала груповій швидкості V , яка визначається з (18).

Для формування «темного» солітона на вхід лінії подавали гармонічну напругу з частотою $f_0 \approx 6,4\text{ МГц}$, огинаюча котрого мала впадину, сформовану одним періодом синусоїдальної напруги з частотою 1 МГц [12]. Форма «темного» солітона описується наступним виразом [11]:

$$\bar{A} = \bar{A}_0^2 - (\bar{A}_0^2 - \bar{A}_1^2) \times \times \sec h^2 \left\{ \sqrt{\frac{-N(\bar{A}_0^2 - \bar{A}_1^2)}{2P}} \cdot [n - (V + W) \cdot t] \right\}, \quad (20)$$

де $\bar{A}_1$ — значення напруги на «дні» солітона; $\bar{A}_0$ — амплітуда його несучої; W — корекція до групової швидкості:

$$W = \sqrt{-2PN} \cdot \bar{A}_1. \quad (21)$$

Спостережувана (рис. 4, б) та розрахована форми «темного» солітона суттєво відрізняються, що зумовлено близькістю несучої частоти до границі смуги пропускання ($f_{кр} \approx 6,8\text{ МГц}$), де суттєву роль грають втрати і дисперсія, які не враховуються рівнянням (17). На рис. 5 представлено експериментальну залежність $W \bar{A}_1$. Корекція до швидкості W дійсно виявляється прямопропорційною $\bar{A}_1$, однак вимірний коефіцієнт пропорційності був вище розрахункового.

У відповідності з (20) швидкість «темного» солітона не залежить від амплітуди $\bar{A}_0$.

Відомо, що у наближенні глибокої води ($kh \rightarrow \infty$) індукована хвилями середня течія перетворюється у нуль й одновимірне рівняння

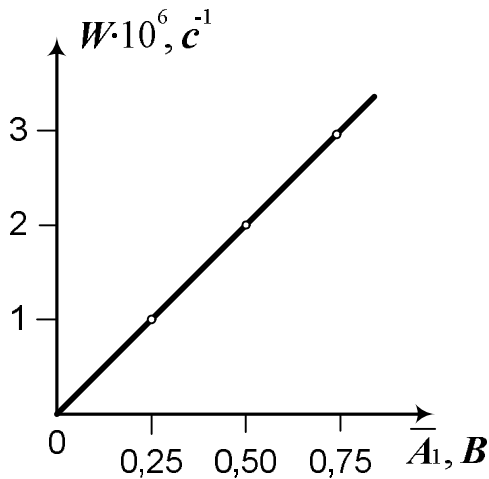


Рисунок 5 — Залежність $W(\bar{A}_1)$

Шредінгера для комплексної амплітуди $\bar{\eta}$ пакету поверхневих хвиль має вигляд аналогічний (17) [10]. Коефіцієнти цього рівняння тоді дорівнюють:

$$N = -\frac{\omega_0}{8\omega} \left(\frac{1 - 6\bar{T} - 3\bar{T}^2}{1 + \bar{T}} \right), \quad (22)$$

$$P = -\frac{\omega_0}{4\omega} \left(\frac{8 \pm \bar{T} \pm 2\bar{T}^2}{(1 - 2\bar{T})(1 + \bar{T})} \right),$$

де: $\bar{T} = \frac{k^2 T}{g}$, $\omega_0^2 = g \cdot k$.

Для низьких частот ($\omega_0 \leq 5$ Гц) у формулах (22) поверхневим натягом можна знехтувати. Оскільки добуток $PN > 0$, у цій області формується лише «світлі» солітони. Експериментальне спостереження таких солітонів у вузьких каналах, де можна було уникнути нестійкості імпульсів у відношенні до довгохвильових поперечних збурень, було описано у роботі [2].

Для більш високих частот вплив поверхневого натягу призводить до того, що знаки коефіцієнтів P і N стають, як і у лінії, залежними від k , тобто від частоти заповнення f_0 . Аналіз формул (22) свідчить, що для частот $f_0 < 8,2$ Гц $P < 0$, і $N < 0$; для частот $8,2$ Гц $< f_0 < 11$ Гц $N > 0$, $P < 0$ і для частот $f_0 > 11$ Гц, $N > 0$, $P > 0$. Звідси випливає принципова можливість існування у діапазоні гравітаційно-капілярних хвиль як «світлих», так і «темних» солітонів.

Зазначимо, що експериментально на цих частотах солітони огинаючої поки що не спостерігались. Мабуть однією з головних перешкод є швидке затухання високочастотних хвиль.

4. Солітони огинаючої у квадратично-кубічному середовищі

Для скінченної глибини вигляд коефіцієнтів P і N суттєво ускладнюється; крім того, виникає середня течія, обумовлена «квадратичним» детектуванням періодичних збурень [13]. Розподілення впливу квадратичної та кубічної не-

лінійностей у цьому випадку ускладнене, однак такий варіант розділення вдається провести для лінії. Моделлю середовища з квадратично-кубічною нелінійністю є лінія з супутньо-паралельним включенням варікапів у комірку ($\alpha_1 \neq 0$, $\alpha_2 \neq 0$, див.(4)).

Розглянемо детально вплив квадратичної нелінійності на фоні «традиційної» кубічної нелінійності рівняння Шредінгера. Вигляд коефіцієнта P (див. (18)) вказує на два механізми самовпливу за рахунок квадратичної нелінійності. Зміна огинаючої та фази відбувається, поперше, завдяки появі відеоімпульсу-п'єдесталу, обумовленого нелінійним детектуванням радіоімпульсу (перший член у квадратних скобках у виразі для P), по-друге, за рахунок несинхронної генерації другої гармоніки (другий член у квадратних скобках). Повний співмножник при α_1^2 виявляється частотно-залежним, тому з'являються додаткові діапазони частот, у котрих можливе існування солітонів обох типів.

Для коректного спостереження солітонів у лінії з квадратично-кубічною нелінійністю необхідно знищити відеоімпульс, який з'являється на границі середовища, спектр кожного лежить у інтервалі частот від 0 до Δf (Δf -ширина спектру радіоімпульса).

Завдяки дисперсії лінії цей відеоімпульс спотворюється і відстає від солітона, однак на

$$\text{довжинах } l \leq \left| \frac{A_c \cdot V}{V - \left(\frac{d\omega}{dk} \right) \Big|_{\omega=0}} \right| (A_c - \text{лінійний}$$

розмір солітона) огинаюча має характерний (у нашому випадку осцилюючий) «хвіст» (рис. 6, а).

Для знищення цих спотворень на вхід лінії слід подавати компенсуючий відеоімпульс, сформований у результаті попереднього квадратичного детектування радіоімпульсу. Підібрані дослідним шляхом амплітуди компенсуючого імпульсу складають $A_g \approx 0,05 \cdot \bar{A}_0^2$ для світлого солітона і $A_g \approx 0,05 \cdot (\bar{A}_0 - \bar{A}_1)^2$ для темного. Осциляції компенсуються, якщо разом зі світлим солітоном подавати імпульс від'ємної полярності, а з темним – додатної (рис. 6, б). Після усунення вказаних спотворень стає зрозумілим, що солітони огинаючої несиметричні відносно рівня $u = 0$. Ця асиметрія зв'язана, як зазначалось вище, з відеоімпульсом, який супроводжує солітон. Його форма у відповідності з (18) визначається виразом:

$$A^{(2)} = \alpha_1 \cdot \frac{LC_0 V \cdot |\bar{A}|^2}{2 \cdot (1 - V^2 LC_0)}. \quad (23)$$

Ступінь вказаної асиметрії у залежності від величини амплітуди солітона складала 0,05...0,12 від $\bar{A}_0$ або від $(\bar{A}_0 - \bar{A}_1)$, відповідно знак асиметрії виявляється різним для солітонів обох типів. Зазначимо, що у лінії з примусовим зміщенням діодів тільки модульована хвиля супроводжується випрямленим відеоімпульсом

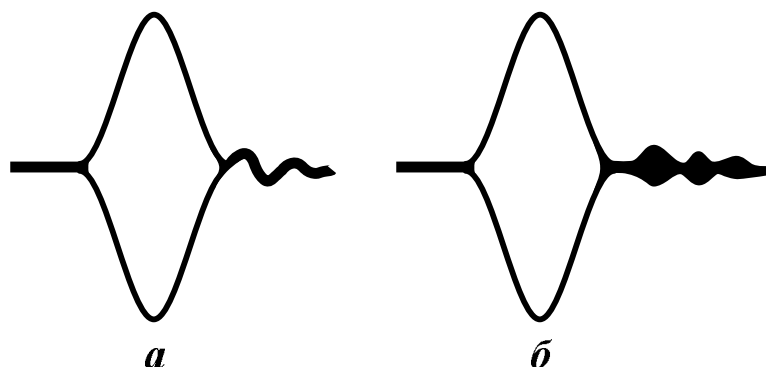


Рисунок 6 — Форма «світлого» солітона у лінії з квадратично-кубічною нелінійністю до (а) і після (б) компенсації

(для неперервного сигналу ефект квадратичного випрямлення за рахунок реактивної не лінійності дорівнює нулю). Для хвильового пакету поверхневих хвиль його асиметрія відносно середнього рівня означає виникнення локальної течії. Дослідження цього питання вимагає спеціального розгляду.

Крім того, врахування квадратичної нелінійності призводить до природної зміни коефіцієнта P . У нашому випадку має місце зменшення тривалості солітонів обох типів приблизно у 1.5 рази у порівнянні з солітонами, які спостерігаються у лінії з чисто кубічною нелінійністю.

Висновки

Моделювання розповсюдження солітонів у електромагнітних лініях передачі дає змогу досліджувати тонкі нелінійні ефекти, які виникають у гідроприводах машин нафтогазового обладнання та будівельних машин.

Розглянуто і всебічно досліджено особливості притаманні поверхневим хвилям гравітаційно-капілярного діапазону, які зазвичай маскуються іншими хвильовими процесами на поверхні робочої рідини гідроприводів вказаних машин.

Отримані результати можуть слугувати у подальшому для уточнення й вдосконалення існуючих методів інженерного розрахунку подібних систем і оптимізації управління гідроприводів машин нафтогазового обладнання та будівельних машин.

Література

- 1 Wright I.W. A new model for sea clutter // IEEE Transactions. Antennas and Propagation. — 1968. — Vol.AP-16. — №2. — P. 217-223.
- 2 Юэн Г. Нелинейная динамика гравитационных волн на глубокой воде / Г. Юэн, Б. Лэйк — М., 1987. — 179 с.
- 3 Моделирование волн на поверхности жидкости с помощью электрической линии передачи радиодиапазона / [Воляк К.И., Горшков А.С., Марченко В.Ф., Стрельцов А.М.] — Препринт ИОФАН СССР. — М., 1986. — №329. — 20 с.
- 4 Островский Л.А. Уединенные электромагнитные волны в нелинейных линиях передачи / Островский Л.А., Пайко В.В., Пелиновский Е.Н. // Известия вузов. Радиофизика. — 1972. — Т.15. — №4. — С. 580-591.
- 5 Филлипс О.М. Динамика верхнего слоя океана / Филлипс О.М. — Л.: Гидрометеиздат, 1980. — 319 с.
- 6 Островский Л.А. Ударные волны и солитоны. / Островский Л.А. // Известия вузов. Радиофизика. — 1976. — Т.19. — №5/6. — С.661-690.
- 7 Временная структура импульсов второй гармоники в нелинейной среде / [Белин А.М., Мартынова В.П., Марченко В.Ф., Щипакин С.Д.] // Вестник МГУ. Серия 3. Физика, астрономия. — 1975. — № 1. — С. 22-31.
- 8 Kawahara T. Oscillatory solitary wave in dispersive media / Kawahara T. // Journal of Physical Society of Japan. — 1972. — Vol.33. — P. 260-264.
- 9 Косицкий В.П. О гравитационно капиллярных солитонах на поверхности жидкости / Косицкий В.П. // Известия АН СССР. Физика атмосферы и океана. — 1982. — Т.18. — №2. — С.202-206.
- 10 Абловиц М. Солитоны и метод обратной задачи / М. Абловиц, Х. Сегур. — М.: Мир, 1987. — 479 с.
- 11 Карпман В.И. Нелинейные волны в диспергирующих средах / Карпман В.И. — М.: Наука, 1973. — 176 с.
- 12 Воляк К.И. Моделирование квазистационарных волн огибающей в линии передачи с варикапами / К.И., Марченко В.Ф., Стрельцов А.М. // Краткие сообщения по физике. — 1987. — №4. — С.33-35.
- 13 Езерский А.Б. Лабораторное исследование крупномасштабных течений, индуцированных пакетом поверхностных волн / А. Езерский, В. Папко // Известия АН СССР. Физика атмосферы и океана. — 1986. — Т.22. — №9. — С.979-986.

Стаття поступила в редакційну колегію
5.03.09

Рекомендована до друку професором
Вольченко О.І.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ОЦІНКА ПАРАМЕТРІВ ІМОВІРНІСНОЇ КРИВОЇ МАЛОЦИКЛОВОЇ ВТОМИ ГЕОФІЗИЧНИХ КАБЕЛІВ

В.І.Артим¹, В.В.Гладун², Р.О.Дейнега¹, В.В.Гриців¹

¹ ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 40089, e-mail: viarty@rambler.ru

² Полтавське управління геофізичних робіт, 36007, Полтава, Заводська 16, тел. (0532) 567336, факс (0532) 568621

Роботу присвячено визначенню параметрів ймовірнісної кривої малоциклової втоми геофізичних кабелів. Проведено аналіз аварійності, розроблено методики і засоби дослідження малоциклової довговічності ГФК та аналізу експериментальних результатів, що дають можливість комплексної оцінки довговічності ГФК в малоцикловій області та міцності за однократного навантаження з визначеною ймовірністю неруйнування.

Работа посвящена определению параметров вероятностной кривой малоциклового усталости геофизических кабелей. Проведен анализ аварийности, разработаны методики и средства исследования малоциклового долговечности геофизических кабелей и анализу экспериментальных результатов, которые дают возможность комплексной оценки долговечности геофизических кабелей в малоциклового области и прочности при однократной нагрузке с определенной вероятностью неразрушения.

The work is devoted determination of probabilistic curve's parameters of low-cycle fatigue of geophysical cables. Methods and facilities of low-cycle longevity's research of geophysical cables and analysis of experimental results which enable complex estimation of longevity of geophysical cables in a low-cycle area and durability at the single loading with certain probability of undestruction are developed.

Практика проведення каротажних операцій в нафтових і газових свердловинах свідчить, що під час них відбувається велике число аварій геофізичних кабелів, що призводять іноді навіть до ліквідації свердловин.

Яскравим прикладом надзвичайної важкості аварій при проведенні геофізичних досліджень є ситуація, що склалася під час проведення каротажних робіт на свердловині № 34 Копилівського родовища за допомогою свердловинного приладу із плутоній-берилієвим ДІВ типу ІБН-4.

На свердловині № 34 Копилівського родовища 19 липня 2007 р. проводився комплекс геофізичних досліджень: акустичний каротаж, радіоактивний каротаж (ГК+НГК), радіоактивний каротаж (КНК) в інтервалі 4658-4470 м. Під час проведення цих робіт ускладнення не спостерігалися. Після останнього вимірювання КНК прилад було опущено до глибини 4615 м для виконання контрольного вимірювання. Спочатку спостерігалось затягування і зупинка свердловинного приладу. Сталось зарізання каротажного кабелю в необсаджений похилій частині стовбура свердловини. Необсаджена частина свердловини простягається із глибини 3120 м до 4658 м. Максимальний кут нахилу – 24,50°.

Під час узгоджених із БУ „Укрбургаз” і ДП „Полтавське УГР” робіт з ліквідації ускладнення із свердловини було вилучено каротажний кабель і зловлено свердловинний прилад РК-4 із ДІВ. Але при підйомі бурового інструменту із зловленим приладом на глибині 3600 м сталося прихоплення інструменту і в процесі інтен-

сивного промивання свердловини для ліквідації прихоплення, свердловинний прилад було видалено із ловильного інструменту. В результаті прикладених зусиль по збиттю приладу на вибій свердловини він опустився вниз на глибину 3700 м і знаходиться у великій каверні. У подальшому збити прилад на вибій не вдалося. Бурильний інструмент проходив поряд, не зачіпаючи прилад.

На даний час свердловинний прилад РК-4 із ДІВ знаходиться на глибині 3700 м. ДІВ знаходиться у герметичній сталій камері свердловинного приладу із товщиною стінки 32 мм.

Ловильні роботи тривали 2 місяці, але збити на вибій прилад із ДІВ і зловити його так і не вдалося. В процесі ловильних робіт мали місце прихоплення бурильного інструменту. В результаті опускання технічної колони вона не дійшла до вибою, а в подальшому у свердловині було прихоплено буровий інструмент і назавжди залишено у свердловині.

Нами проаналізовано ускладнення та аварійні ситуації у свердловинах, які сталися у Полтавському управлінні геофізичних робіт за 2003-2008 рр., пов'язані із проходженням геофізичного кабелю або свердловинного приладу. Дані ускладнення було успішно ліквідовано шляхом розходжування і збільшення навантаження на кабель, або пропуску кабелю через інструмент у відкритому стовбурі свердловини, та шляхом розходжування кабелю із збільшенням навантаження і одночасним інтенсивним промиванням свердловини під час прихоплення в НКТ. Всього відбулося 43 аварійних ситуацій, які пов'язані з прихопленням кабелю чи при-



Рисунок 1 – Приклади дефектів кабелю

строю у свердловині. Слід звернути увагу на велику вартість робіт з ліквідації таких ускладнень та тривалі простої в експлуатації свердловин.

Спостереження за експлуатацією кабелів у свердловинах дало змогу виявити дефекти, що скорочують термін служби кабелів. Ці дефекти з'являються як внаслідок порушення технології виготовлення, так і аварійних ситуацій.

До першої групи дефектів відноситься неправильне спаювання ниток жили, що полягає в тому, що замість розосередженого спаювання всі нитки жили спаюються в одному перетині, що, звичайно, у процесі експлуатації призводить до обриву жили в місці спаювання. В інших випадках обрив жил відбувається з причини передавлювання їх недоброякісною пряжею (з вузлами), що прокладається між ізольованими жилами.

До дефектів, що виявляються у процесі експлуатації, можна віднести:

а) утворення «петлі» центральним дротом струмопровідної жили після прихоплення апарату в свердловині; під час ліквідації його довелось давати на кабель розтягуюче зусилля, близьке до розривного. При цьому центральна жила, що має більше залишкове видовження, при різкому зниженні навантаження утворила «петлю»;

б) утворення «петлі» на кабелі у вигляді подовженої спіралі. Петлеутворення відбулося внаслідок неповного зняття залишкового напруження в броні у процесі попередньої деформації, а також внаслідок ослаблення натягу кабелю при його зупинці під час перепускання в свердловину;

в) утворення «скрутин» в процесі перемотування кабелю або при спуску його в свердловину. Це явище можна пояснити тим, що в нитках броні є залишкові напруження і тому кабель має тенденцію до утворення «петлі» (скрутини);

г) знос окремих ниток, які вийшли з верхнього завивання кабелів. Ці нитки стираються об стінки свердловини повністю до обриву раніше інших.

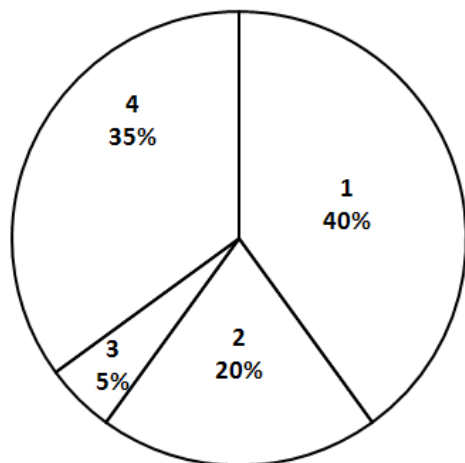
Приклади експлуатаційних дефектів, які появились після аварійних ситуацій, наведено на рис. 1.

Нами також зібрано інформацію про аварії, пов'язані з обривом геофізичного кабелю при проведенні каротажних операцій Полтавським управлінням геофізичних робіт за 2000...2008 роки.

Їх аналіз свідчить, що існуючі методики щодо визначення ресурсу кабелю не дають змоги оцінювати зниження його розривного зусилля при експлуатації. Так, незважаючи на перед-

бачене ослаблення кабелю на наконечнику, 23,9% обривів сталося по живому перерізу при зусиллях, які значно нижчі за нормативні. Це свідчить про необхідність більш ґрунтовного дослідження навантаженості кабелю для визначення закономірностей зниження його міцності в залежності від умов експлуатації.

Процентне співвідношення прихоплень геофізичного кабелю та свердловинних приладів залежно від свердловинних умов проілюстровано на рис. 2.



- 1 – прихоплення кабелю в породі;
2 – прихоплення пристрою в породі;
3 – прихоплення кабелю в НКТ чи обсадній колоні;
4 – прихоплення пристрою в НКТ чи обсадній колоні

Рисунок 2 – Вплив свердловинних умов на прихоплення геофізичного кабелю і пристрою

Залежність кількості прихоплень геофізичного кабелю та свердловинних приладів від глибини свердловин, які знаходяться в бурінні, наведено в таблиці 1.

Таблиця 1 – Прихоплення геофізичного кабелю та свердловинних приладів відносно глибини свердловин

Інтервал досліджень, м	Кількість досліджень, шт.	Кількість прихоплень, шт.	Імовірність прихоплення
0-1000	81	-	-
1000-2000	90	3	0,03
2000-3000	125	5	0,04
3000-4000	185	10	0,05
4000-5000	202	15	0,07
5000-6000	102	10	0,10

Із збільшенням глибини свердловини різко збільшується імовірність прихоплення кабелю або свердловинного приладу у відкритому стовбурі свердловини.

Така закономірність зберігається і для НКТ.

Причинами прихоплення може бути наявність каверн, жолобів у відкритому стовбурі свердловини, а також похило-спрямованість свердловин. В основному це результат недодержання технології буріння свердловин, неякісних бурових розчинів. В НКТ причинами прихоплення є наявність корозії на внутрішніх стінках НКТ та залишків цементу при установці цементних мостів, а також звужень в місцях скручування НКТ (в муфтах) деформації НКТ, наявність парафінових та смолистих відкладень на стінках НКТ.

Таким чином, аналіз аварійності геофізичних кабелів (ГФК) свідчить про те, що основною причиною руйнування кабелю є прихоплення приладу під час піднімання його з свердловини. При цьому руйнівне зусилля у більшості випадків є значно меншим за допустиме для кабелю. Цей факт, а також аналіз навантаженості ГФК у процесі спуско-підйомних операцій (СПО) [1-3], вказує на те, що у ході експлуатації ГФК відбувається накопичення корозійно-втомних пошкоджень обмотки кабелю. У такому випадку прогнозування довговічності ГФК необхідно проводити з урахуванням експлуатаційної навантаженості за методом, який би дав можливість розраховувати накопичене корозійно-втомне пошкодження в умовах комплексної дії циклічних навантажень від низькоамплітудних високочастотних коливань та невеликих зтяжок [1], від циклічних напружень, які виникають у процесі намотування-змотування ГФК на барабан лебідки, а також від значних зтяжок у разі прихоплення приладу в свердловині.

Особливо аварійно небезпечними є випадки заклинювання пристроїв у свердловині на великій глибині. Під час ліквідації таких ситуацій внаслідок прикладання зусиль, в матеріалі ГФК виникає малоциклова втома. Тому для підвищення надійності проведення СПО під час геофізичних досліджень у свердловинах необхідно враховувати ризики, пов'язані з можливістю обриву кабелю в зоні як однократного, так і малоциклового руйнування. У літературі відсутні дані про параметри опору малоциклової втоми ГФК у найбільш важливій у даному випадку зоні повторно статичного навантажування. Тому завданням наших досліджень є оцінка параметрів опору малоциклової втоми ГФК у випадках повторного статичного навантажування.

Особливу увагу слід звернути на те, що довговічність ГФК, як і інших деталей в умовах втоми, можна оцінювати тільки в імовірнісному трактуванні. Неминуче розсіювання довговічності кабелю пояснюється величезним комплексом як зовнішніх (навантажування, середовище, температура тощо), так і внутрішніх (металургійні, технологічні, конструктивні) випадкових чинників, ще й ускладненим невизначеністю по довжині цього довгомірного об'єкта.

Найчастіше оцінку довговічності деталей в умовах малоциклової і багатоциклової втоми в імовірнісному трактуванні проводять за кривою

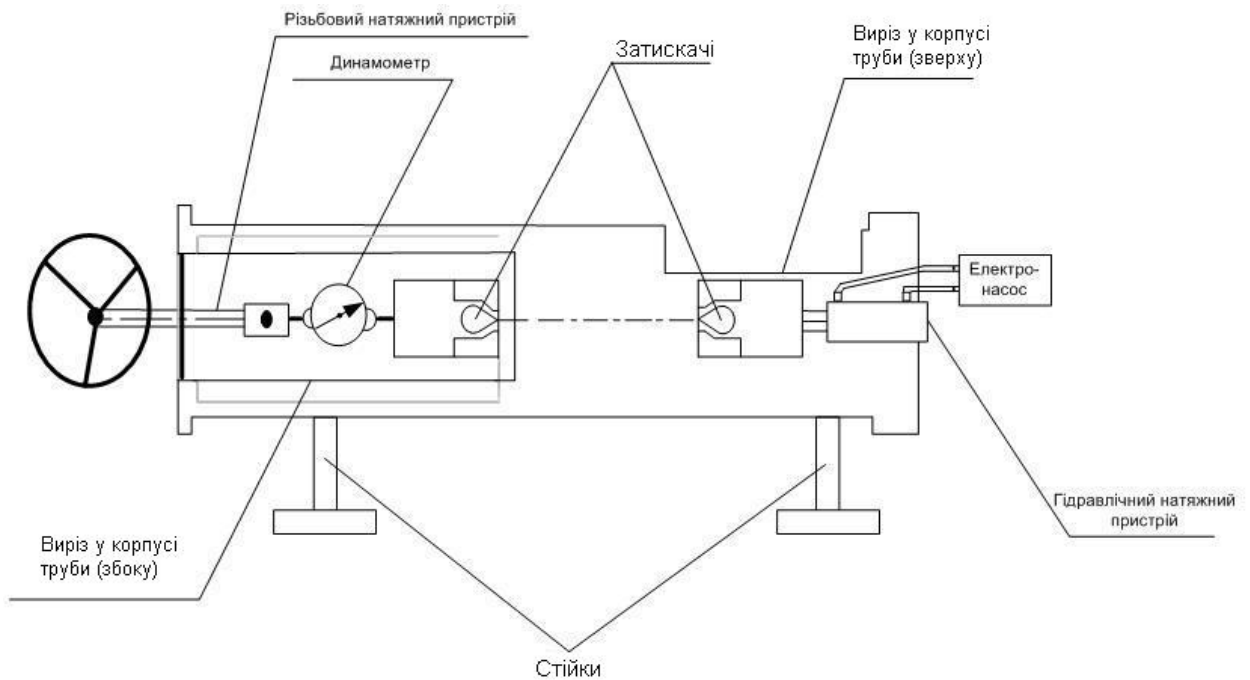


Рисунок 3 – Принципова схема випробної машини для досліджень міцності кабелів

втоми Пальмгрена-Вейбулла [4]. Для цього використовують систему рівнянь

$$\sigma = \sigma_r + b(N + B)^{-a}, \quad (1)$$

де: B, b, a – параметри кривої втоми;

σ_r – границя витривалості.

Проведений аналіз можливості використання рівняння (1) для оцінки довговічності ГФК свідчить, що дані рівняння не дають змоги однозначно трактувати параметри малоциклової кривої втоми в області руйнівних напружень, близьких до границі міцності матеріалу деталі. Тому для оцінки довговічності ГФК, для якого міцність під час затягування має вирішальне значення, необхідно використовувати рівняння кривої малоциклової втоми, в якому було б узгодження з імовірнісними характеристиками статичної міцності матеріалу, в нашому випадку – з розкидом значень розривного зусилля ГФК.

Такий умові задовольняє рівняння малоциклової кривої втоми, розроблене Є.К.Почтенним [5]. Рівняння має вигляд:

$$\sigma = \sigma_s - V \log \left(\frac{N}{H} + 1 \right), \quad (2)$$

де: σ_s – границя міцності з імовірністю неруйнування R ;

V – параметр, який характеризує кут нахилу нижньої гілки кривої малоциклової втоми;

H – параметр, який визначає кількість циклів навантаження до точки верхнього перегину кривої малоциклової втоми.

Методику визначення імовірнісних параметрів кривої втоми у вигляді (2) за експериментальними результатами наведено в праці [6]. Особливістю методики [6] є використання гіпо-

тези про паралельність імовірнісних кривих малоциклової втоми, тобто про постійність параметра V .

Для ГФК, як навантажувальний чинник замість, напружень доцільно використовувати зусилля розтягу P . Тоді рівняння кривої малоциклової втоми (2) в імовірнісному трактуванні [5] матиме вигляд:

$$P = P_{pR} - V_R \log \left(\frac{N}{H_R} + 1 \right), \quad (3)$$

де: P_{pR} – руйнівне зусилля розтягу за однократного навантаження з імовірністю неруйнування R ;

H_R, V_R – значення параметрів H і V з імовірністю неруйнування R .

Нами проведено експериментальні дослідження статичної і малоциклової міцності при розтягу кабелів КГ-1-27-150. Для випробувань було удосконалено випробну машину для досліджень міцності кабелів [7]. Схему удосконаленої випробної машини для досліджень кабелів на міцність та малоциклову довговічність наведено на рис. 3.

Загальний вигляд випробної машини зображено на рис. 4, її основних вузлів – на рис. 5.

Методика досліджень полягала у наступному. Дослідний зразок кабелю визначеної довжини (2...3 м) закріплюють в затискачах. Необхідною умовою отримання адекватних результатів у ході випробувань на розтяг є попередження руйнування в місцях кріплення зразка. Для чого розроблено спеціальну конструкцію затискачів, яка запобігає концентрації напружень в місцях кріплення кабелю (див. рис. 5, а).



Рисунок 4 – Загальний вигляд випробної машини для дослідження міцності кабеля



а



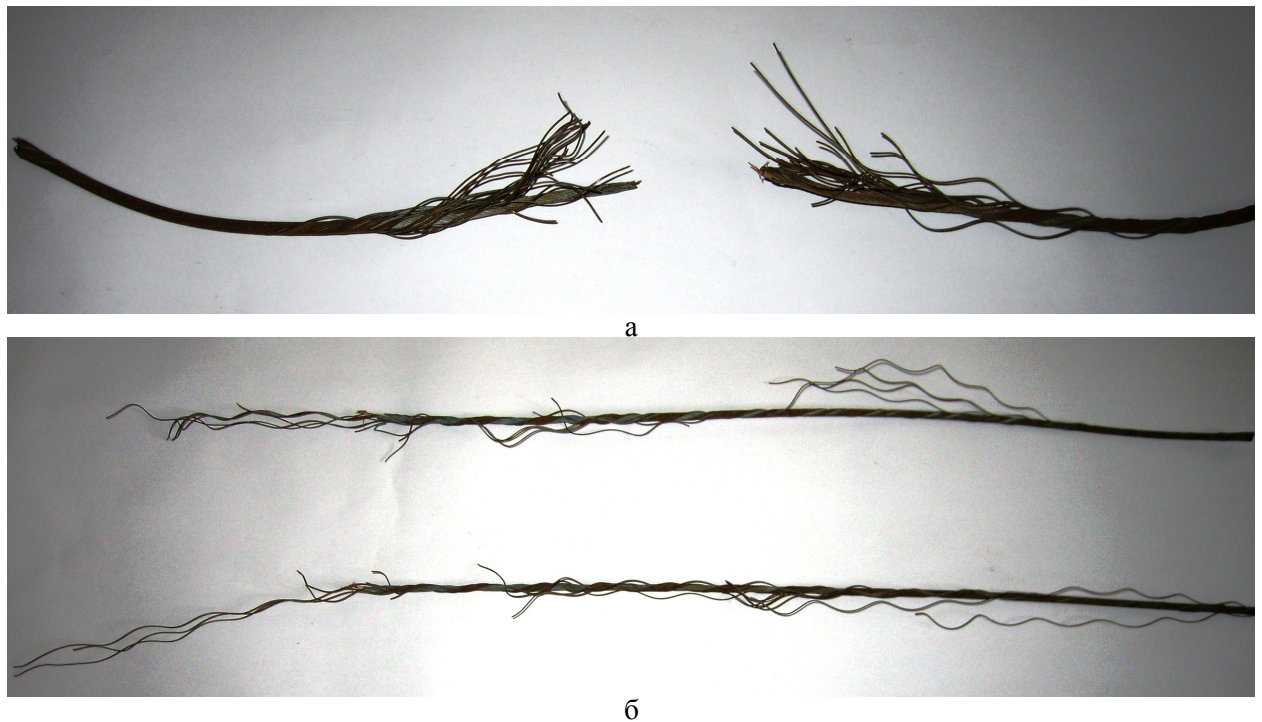
б



в

а) затискач; б) навантажувальний вузол (гідроциліндр); в) електронасос НЕЕ-0,8 I 10 Ф1

Рисунок 5 – Загальний вигляд основних вузлів випробної машини для дослідження міцності кабеля



а – однократне навантаження; б – малоциклове навантаження

Рисунок 6 – Характер зламу ГФК

Навантажувальним вузлом випробної машини є гідроциліндр двосторонньої дії (рис. 5, б) з максимальним зусиллям натягу 100 кН. Таке зусилля дає змогу проводити дослідження геофізичних кабелів усіх типорозмірів. Тиск на гідроциліндр подається за допомогою електронасоса НЕЕ-0,8 І 10 Ф1 (рис. 5, в). Система “насос-гідроциліндр” оснащена регульованими перепускними клапанами і лічильником їх спрацювань, які дають можливість в автоматичному режимі проводити випробування під дією пульсуючого навантаження, а за необхідності – і при циклічному розтягу з визначеним коефіцієнтом асиметрії.

За результатами експерименту визначено необхідні для побудови імовірнісних кривих малоциклової втоми параметри.

По-перше, для оцінки середнього значення $\overline{P}_p$ та середньоквадратичного відхилення (СКВ) руйнівного зусилля за однократного навантаження S_p було розірвано 50 зразків кабеля.

Отримано значення $\overline{P}_p = 27,32$ кН, $S_p = 1,2$ кН. Результати експерименту було проаналізовано за критеріями Пірсона і Романовського. Результати аналізу свідчать на користь гіпотези про нормальний розподіл руйнівного зусилля при однократному навантаженні кабеля.

За відомими значеннями за рівнянням (3) $\overline{P}_p$ і S_p , визначаємо руйнівне зусилля розтягу за однократного навантаження з імовірністю неруйнування R

$$P_{pR} = \overline{P}_p - K_1 S_p, \quad (4)$$

де K_1 – множник для визначення толерантних границь, який залежить від кількості експериментів, імовірності неруйнування і довірчої імовірності.

По-друге, циклічним пульсуючим навантаженням на чотирьох рівнях (20, 22,5, 25 і 26 кН) було зруйновано 60 зразків кабеля (по 15 на кожному рівні).

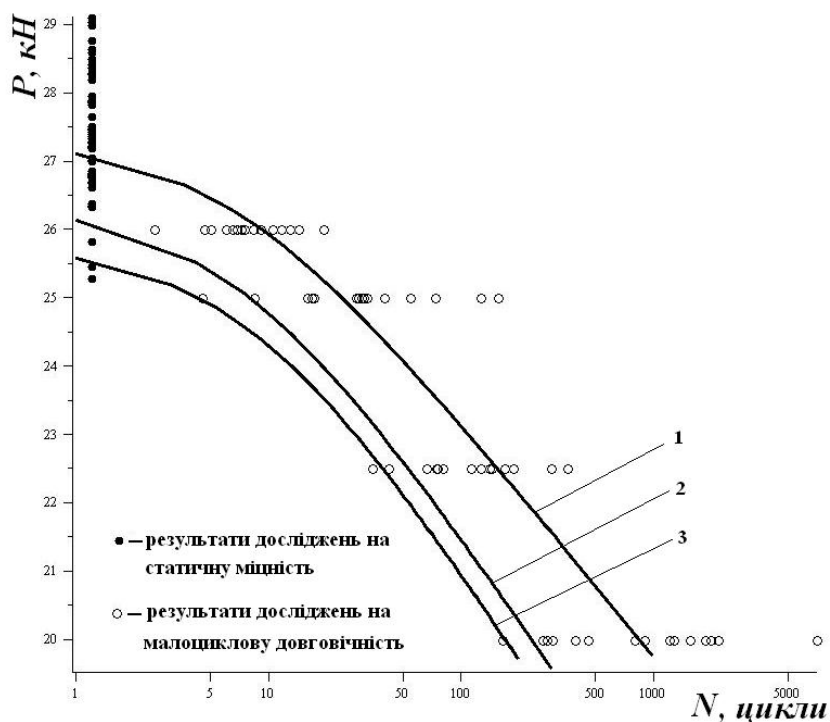
Зазначено різний характер руйнування кабеля за однократного і малоциклового навантажень (див. рис. 6). Так, якщо за однократного навантаження обрив усіх дротин кабеля відбувався щоразу в одному перерізі (рис. 6, а), то при малоцикловому навантаженні зона руйнування сягала кількох десятків сантиметрів (рис. 6, б).

Результати експериментів зображено на рис. 7.

Імовірнісні параметри кривої малоциклової втоми визначали за такою методикою.

Проведено статистичний аналіз експериментальних даних розкиду довговічності на кожному рівні навантаження, який засвідчив можливість використання логнормального закону розподілу довговічності. На всіх рівнях визначено параметри логнормального розподілу: медіанну довговічність та СКВ. Аналогічно (4), визначено довговічності з різною імовірністю неруйнування.

За методом найменших квадратів з допомогою комп'ютерного моделювання в середовищі *Maple* визначено параметри рівняння (3) з різною імовірністю неруйнування (табл. 2) та побудовано відповідні імовірнісні криві малоциклової втоми (див. рис. 7).



1 – медіанна крива малоциклової втоми; 2 – крива за ймовірності неруйнування 0,9;
3 – крива за ймовірності неруйнування 0,95

Рисунок 7 – Залежності малоциклової довговічності від циклічного пульсуючого зусилля розтягу для кабелю КГ-1-27-150 за різної ймовірності неруйнування

Таблиця 2 – Параметри рівняння кривої малоциклової втоми (3)

Ймовірність неруйнування R	P_p , кН	V , кН	H
0,5	27,32	1,5	6,5
0,9	26,74	1,8	7,1
0,95	25,78	1,9	8,5

Результати свідчать про чутливість параметра V від ймовірності неруйнування. Це означає, що гіпотеза про паралельність ймовірнісних кривих малоциклової втоми в даному випадку не справджується.

Таким чином, розроблено методики і засоби дослідження малоциклової довговічності ГФК та аналізу експериментальних результатів, які дають можливість комплексної оцінки довговічності ГФК в малоцикловій області та міцності за однократного навантаження з визначеною ймовірністю неруйнування.

Розраховані параметри можуть слугувати базою для оцінки та зменшення ризику обриву кабелю у ході ліквідації прихоплень приладів у свердловинах.

Література

1 Каротажна тензометрична реєструюча система КТРС-10М / Артим В.І., Гладун В.В., Нейдлін Г.С., та ін. // Нафта і газ України. Матеріали 8-ї Міжнародної науково-практичної конференції „Нафта і газ України – 2004” у 2-х т. – Л.: „Центр Європи”, 2004. – Т. 1. – С. 304.

2 Особливості навантажування каротажних кабель-канатів в необсаджених свердловинах / В.В. Гладун, В.І. Артим, С.М. Януш // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2005. – № 3. – С. 59-63.

3 Малько Б.Д. Динамічні процеси в геофізичному кабелі при підйманні контейнера з апаратурою із свердловини / Богдан Малько, Володимир Гладун // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2007. – № 3 (24). – С. 97-101.

4 Когаев В.П. Прочность и износостойкость деталей машин / В.П. Когаев, Ю.И. Дроздов – М.: Высшая школа, 1991. – 318 с.

5 Почтенный Е.К. Прогнозирование долговечности и динамика усталости деталей машин / Е.Почтенный – Мн.: Наука и техника. – 1983. – 245 с.

6 Бабицкий М.С. Экспериментальная оценка малоциклової прочності деталей типа закрытых по концам труб: автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук.: спец. 161 "машиноведение и детали машин" / Бабицкий Марат Станиславович; академия наук БССР, отделение физико-технических наук. – Минск, 1970. – 21 с.

7 Гладун В.В. Спосіб зрощування частин геофізичних кабелів для подовження їх ресурсу / Володимир Гладун // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2007. – № 1. – С. 136-140.

Стаття поступила в редакційну колегію
6.05.09

Рекомендована до друку професором
Івасівим В.М.

ВПЛИВ ЕЛЕКТРИЧНОГО ПОЛЯ НА КРИСТАЛІЗАЦІЮ ТА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ПАРАФІНОВИХ ВУГЛЕВОДНІВ НАФТИ

О.Є.Федоров, Т.О.Кріцак, Н.М.Орчик

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 48090,
e-mail: fedorov250240@rambler.ru

З точки зору впливу електричного поля на кристалічну ґратку парафіну та орієнтацію його молекул вивчено дію такого поля на напруження зсуву парафінових вуглеводнів нафти. Описано лабораторну установку та методику експерименту. Встановлено, що змінне електричне поле суттєво впливає на механічні властивості парафіну, зменшуючи його напруження зсуву в два рази. Вказано практичні аспекти застосування отриманих результатів.

С точки зрения влияния электрического поля на изменение кристаллической решетки парафина и ориентации его молекул изучено воздействие такого поля на напряжение сдвига парафиновых углеводородов нефти. Описаны лабораторная установка и методика эксперимента. Установлено, что переменное электрическое поле оказывает существенное влияние на механические свойства парафина, уменьшая его предельное напряжение сдвига в два раза. Указаны практические аспекты применения полученных результатов.

From the point of view of electric field action on the paraffin crystal lattice and molecules orientation, influence of electric field on the mechanical properties of oil paraffin are studied. The laboratory setting and method of experiments are described. It was detected, that alternating electric field influence substantially on mechanical properties of the paraffin. The mechanical shear stress of paraffin decies in two times. The practical application of these results are indicated.

Питання впливу електричного поля на процес кристалізації та механічні властивості різних речовин мають значний науковий та практичний інтерес. Встановлено, що електричне поле зменшує час кристалізації і, разом з тим, спостерігається ряд явищ, які вимагають подальшого дослідження. Особливо це стосується структури утворених в полі кристалів [1]. Що стосується впливу електричного поля безпосередньо на кристалізацію парафінових вуглеводнів нафти, то в цьому напрямі певний інтерес викликає робота [2]. В цій роботі описано методику визначення температури кристалізації парафіну в нафті на основі визначення точки перегину кривої залежності діелектричної проникності нафти від температури. Було встановлено, що особливу роль при цьому відіграє наявність асфальтенів. З точки зору впливу електричного поля на утворення відкладень, автори роботи [3] пояснюють механізм цього впливу. Основним результатом проведених дослідів, які описано в [3], є підтвердження значної ролі електрофізичних механізмів в утворенні поверхневих відкладень з нафтопродуктів, що містять асфальтени. Отримані результати вказують, що причиною механізму впливу електричного поля може бути симетрія розташування функціональних груп, які визначають дипольний момент асфальтенів. Безпосереднє прикладне значення цих результатів полягає в тому, що вплив електричного поля на конкретне рідке середовище може приводити до зменшення відкладень, в залежності від поєднання таких робочих параметрів, як напруженість поля, температура рідини та концентрація смол і асфальтенів. Також з точки зору впливу фізичних полів на кри-

сталізацію парафінових вуглеводнів нафти розглядається вплив даних полів на відкладення парафіну під час добування і транспортування нафти [4]. Огляд літературних даних про вплив фізичних полів на процес кристалізації був би не повним, якщо б не згадати так звану магнітну обробку, яка ніби діє тільки в необхідному напрямі, зменшує відкладення парафіну, зменшує утворення накипів і т.п. В цьому відношенні досить цікавою є робота [5], в якій не без підстав ставиться під сумнів універсальну дію магнітного поля для досягнення необхідного результату. Тому в наших дослідженнях ми виходили з достовірно науково встановлених фактів. А саме, нафта та її парафінові вуглеводні є діамагнетиками. Звичайно, магнітне поле впливає на діамагнетики, але цей вплив настільки малий і припиняється після дії поля, що макроскопічні прояви такого впливу будуть настільки малі, що помітити їх в межах похибки експерименту практично неможливо. Інша справа - електричне поле і тому нафта, як діелектрик є електрично «чутливий» об'єкт, особливо в присутності полярних компонент смол і асфальтенів. І якщо дійсно електричне поле приводить до суттєвих мікрозмін в кристалізації парафіну, то ці зміни можна виявити по зміні макровеличин, що характеризують стан самого парафіну. Тому в своїх дослідженнях ми поставили питання про вплив електричного поля на механічні властивості парафіну, який кристалізувався в такому полі.

Раніше проведені рентгенографічні дослідження свідчать, що під дією електричного поля напруженістю порядку 10^3 В/см має місце утворення косокутної модифікації кристалів

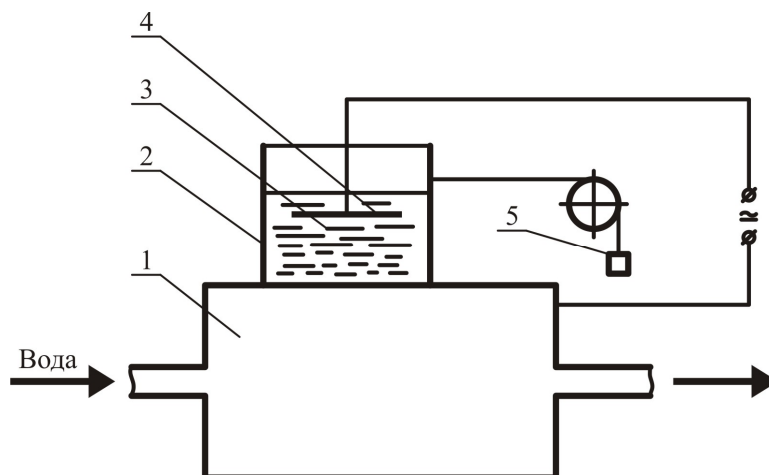


Рисунок 1 — Принципова схема лабораторної установки для вивчення впливу електричного поля на максимальне напруження зсуву парафіну

парафіну. Так, для парафіну $C_{27}H_{56}$ велика міжплощинна відстань внаслідок дії електричного поля зменшується з 3,642 нм до 34,60 нм. Ця міжплощинна відстань являє собою відстань між площинами, які проходять через кінці ланцюгових молекул парафіну. Тобто, в електричному полі відбувається своєрідний зсув кристалічної ґратки парафіну. Крім того, спостерігалось ще одне особливе явище – вісі ланцюгових молекул парафіну, який кристалізується в електричному полі займають горизонтальне положення у відношенні до поверхні, на якій відбувається кристалізація. Саме така «лежача» орієнтація молекул на твердій поверхні повинна призводити до зменшення енергії зв'язку молекул з твердою поверхнею, на якій вони знаходяться. Поки що експериментально таке явище вивчено недостатньо, відсутні кількісні характеристики такого впливу на зв'язок парафіну з твердою поверхнею. Такою кількісною характеристикою в наших дослідженнях було вибрано граничне напруження зсуву.

Визначення граничного напруження зсуву парафіну проводилось на лабораторній установці, основний елемент якої зображений на рис. 1.

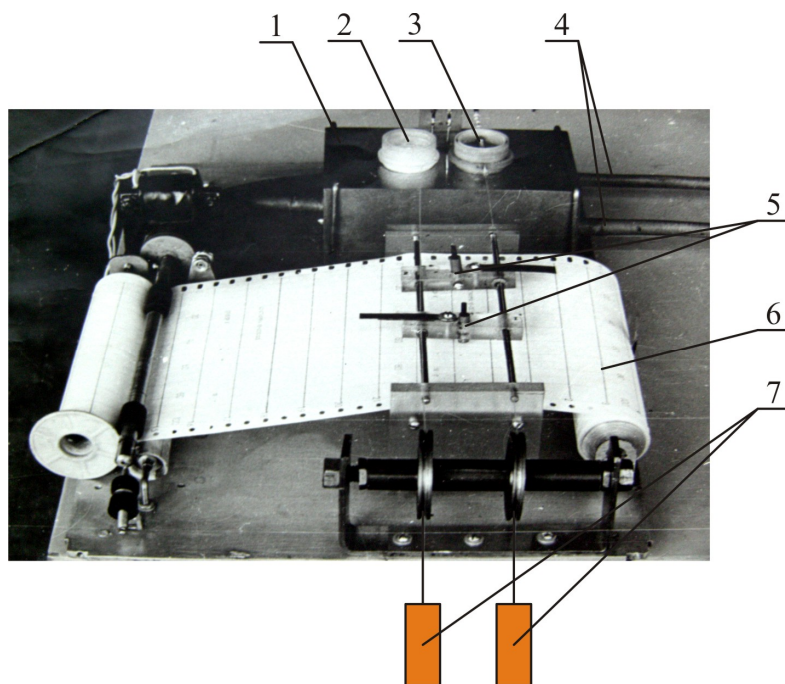
На металевій поверхні 1, яка одночасно служила електродом, встановлювалась камера 2 з органічного скла, в якій знаходився парафін 3. Між плоским електродом 4, розташованим паралельно до металевій поверхні 1 в парафіні створювалось електричне поле. Конфігурація електричного поля була близькою до поля плоского конденсатора. Лабораторна установка давала можливість потоком води від термостата змінювати і підтримувати температуру металевій поверхні в наперед заданому режимі. Зсув парафіну здійснювався за допомогою вантажу 5. На металевій поверхні знаходились дві однакові камери. Одна камера, в якій парафін кристалізувався в електричному полі, а в другій камері кристалізація відбувалась без дії поля. Така система двох взірців, один з яких є контрольним, дає змогу створити ідентичні умови кристалізації і достеменно виявити вплив електричного поля на кристалізацію парафіну.

На рис. 2 зображено загальний вигляд лабораторної установки, що деталізує вищевказану принципову схему.

Початок зсуву камер з парафіном фіксувався на діаграмній стрічці. Кожну камеру було зв'язано з пером, слід якого на рухомій діаграмній стрічці фіксував в часі динаміку руху камер, що давало змогу визначити початок зсуву парафіну при заданій температурі та відомій дотичній силі. Знаючи площу поперечного перерізу взірців парафіну і прикладену дотичну силу, яка створювалась вантажами, визначено дотичне напруження зсуву.

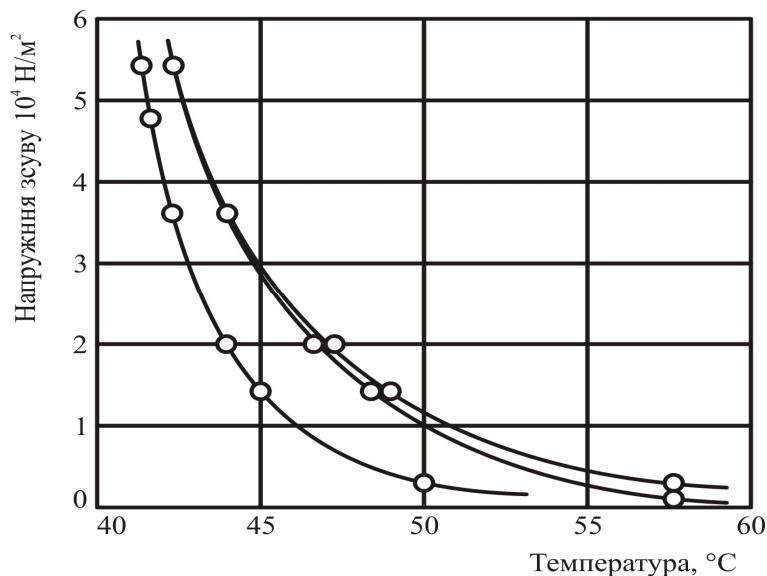
Дослід проводився за наступною методикою. Так, на попередньо нагріту до 80°C металеву поверхню у встановлені на ній дві камери заливався парафін при тій же самій температурі. Після цього система автоматичного керування температурою переводилась в режим охолодження з швидкістю $0,5^{\circ}\text{C/хв}$ і в одній з камер створювалось електричне поле. Температура плавлення досліджуваного парафіну становила 60°C . Парафін в другій камері, де поле було відсутнім служив контрольним взірцем. Після закінчення кристалізації дія електричного поля припинялась і температура ще знижувалась до 20°C . Завершивши таку першу частину експерименту, до ниток, зв'язаних з камерами, підвішувались вантажі однакової маси, і система управління температурою переводилась в режим нагріву з швидкістю $0,5^{\circ}\text{C/хв}$. Визначалась температура поверхні, за якої починається зсув парафіну (попередня пряма лінія на діаграмній стрічці різко відхиляється). Проводячи досліди з різними дотичними напруженнями (підвішуючи вантажі різної маси), визначали температуру, за якої відбувається зсув парафіну залежно від умов його кристалізації:

- 1) без дії електричного поля;
- 2) кристалізація в постійному електричному полі напруженістю 6000 В/см;
- 3) в змінному електричному полі частотою 50 Гц і напруженістю 6000 В/см (поля більшої напруженості приводили до пробію шару парафіну).



1 – металева поверхня, на якій в електричному полі кристалізується парафін;
2,3 – кристалізаційні камери, в одній кристалізація відбувається в електричному полі,
в другій без поля (контрольний зріз); 4 – шланги водяної термостатуючої системи,
5 – каретки запису зміщень кристалізаційних камер; 6 – діаграмна стрічка запису зміщень камер;
7 – вантажі, які здійснюють зміщення камер з парафіном

Рисунок 2 — Загальний вигляд лабораторної установки для вивчення дії електричного поля на кристалізацію парафіну і його механічні властивості



Умови кристалізації парафіну: 1 – без електричного поля; 2 – в постійному електричному полі напруженістю 6 кВ/см; 3 – в змінному електричному полі частотою 50 Гц і напруженістю 6 кВ/см

Рисунок 4 – Експериментальні залежності дотичного напруження зсуву парафіну $C_{27}H_{56}$ від температури за різних умов кристалізації

На рис.3 зображено отримані експериментальні залежності дотичного напруження зсуву парафіну $C_{27}H_{56}$ від температури.

Постійне електричне поле (крива 2), діючи на процес кристалізації парафіну призводить до незначної зміни його механічних властивостей. Наприклад, дотичні напруження зсуву двох зразків парафіну (без поля, в полі) за 45°C прак-

тично однакові. Значно більший ефект спостерігається внаслідок дії змінного електричного поля (крива 3). Тут напруження зсуву парафіну, який кристалізувався в змінному електричному полі, зменшується в 2 рази.

Фізичний зміст такого впливу досить простий. Електричне поле, діючи на кристалізацію парафіну, орієнтує осі цих молекул паралельно

поверхні, на якій відбувається кристалізація. Така «лежача» орієнтація відповідає мінімальній енергії зв'язку молекул з твердою поверхнею, що проявляється в зміні механічних властивостей парафіну, в зменшенні його напруження зсуву. Той факт, що змінне електричне поле приводить до більшого ефекту, ніж постійне, легко пояснити специфічним впливом змінного поля. А саме тим, що змінне електричне поле, як вібратор, упаковує осі молекул парафіну в горизонтальному напрямі, і тому більше молекул парафіну буде мати горизонтальну орієнтацію.

З практичної точки зору такий вплив змінного електричного поля на напруження зсуву парафіну може бути використано як метод попередження відкладень парафіну під час видобування і трубопровідного транспортування нафти.

Література

1 Беляев А.П. Влияние внешних условий на механизмы кристаллизации / А.П.Беляев, В.П.Рубец // Физика твердого тела. – 2005. – Т. 47. – Вып.2. – С.193-195.

2 Фатыхов М.А. Воздействие электромагнитного поля на процесс кристаллизации парафина / М.А.Фатыхов, Н.Я.Багаутдинов // Нефтегазовое дело. – 2007. – №11. – С.145-155.

3 Евдокимов И.Н. Влияние электрического поля на процессы образования отложений из жидких сред с повышенным содержанием смолисто-асфальтеновых веществ / И.Н.Евдокимов, Н.Ю.Елисеев // Наука и технология углеводородов. – 2000. – №2. – С.54-58.

4 Лесин В. И. Физико-химические основы нетеплового воздействия электромагнитных и акустических полей на нефть для предотвращения отложений парафинов / В.И.Лесин // Нефтяное хозяйство. – 2004. – № 1. – С. 37-39.

5 Очков.Ф.Н.Магнитная обработка воды: история и современное состояние / Ф.Н.Очков // Энергоснабжение и водоподготовка. – 2006. – №2. – С.48-53.

*Стаття поступила в редакційну колегію
13.05.09*

*Рекомендована до друку професором
Середюк М.Д.*

КРИТЕРІЇ ДЛЯ ОЦІНКИ ЯКОСТІ ЗВ'ЯЗОК ДЛЯ ПОРОДОРУЙНІВНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

М.О.Бондаренко, В.А.Мечник, М.В.Супрун

Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України,
04074, м. Київ, вул. Автозаводська, 2, тел. (044)467-56-25, E-mail: b o n d @ i s m . k i e v . u a

Досліджено кінетику при гарячому пресуванні металевих зв'язок, які використовують для виготовлення породоруйнівних елементів. Обговорюються можливі причини змінювання їх структури. Зроблено висновок, що енергія активації процесу і кінетичні параметри можна використати в якості критерію для оцінки структури таких матеріалів.

Исследована кинетика при горячем прессовании сложных сплавов. Обсуждаются возможные причины изменения их структуры. Сделано заключение, что энергия активации процесса и кинетические параметры могут служить критериями оценки структуры таких материалов.

The kinetics is investigated at an elevated-temperature compaction of difficult alloys. The possible reasons of change of their structure are discussed. The conclusion is made, that the activation energy of process and kinetic parameters can serve as criteria of an estimation of structure of such materials.

Вступ

Композиційні алмазовмісні матеріали (КАМ) для оснащення породоруйнівних інструментів, які працюють в екстремальних умовах виготовляють на основі металевих зв'язок методами гарячого пресування, гарячого ізостатичного пресування та вільного спікання [1]. Для цього часто використовують порошкові суміші складу Fe – 32% Cu – 9% Ni – 8% Sn, Fe – 31,36% Cu – 8,2% Ni – 7,84% Sn – 2% CrB₂ (тут і далі % за масою).

Такі КАМ – доволі складні об'єкти для дослідження через велику кількість фізико-механічних властивостей вихідних речовин, неізотермічні умови спікання, широкий спектр точкових дефектів, природи процесів, що відбуваються. Усе це зумовлює зміну механізмів перенесення маси, фазових і структурних перетворень [2]. Досі не зроблено ґрунтовного пояснення процесів та ефектів, які сприяють поліпшенню структури КАМ з одночасним підвищенням їх експлуатаційних властивостей, не виявлено умов відтворення потенціальних можливостей частинок алмазу в матриці композиту. Не виявлено також кількісних співвідношень, які дали б змогу встановити залежності властивостей композиту від складу речовин та технологічних режимів спікання. Ці обставини не дають можливості отримати КАМ із наперед заданими властивостями і керувати їх структурою. Для цього необхідно вивчати процеси, які відбуваються при спіканні певної системи в широкому інтервалі температур і тиску.

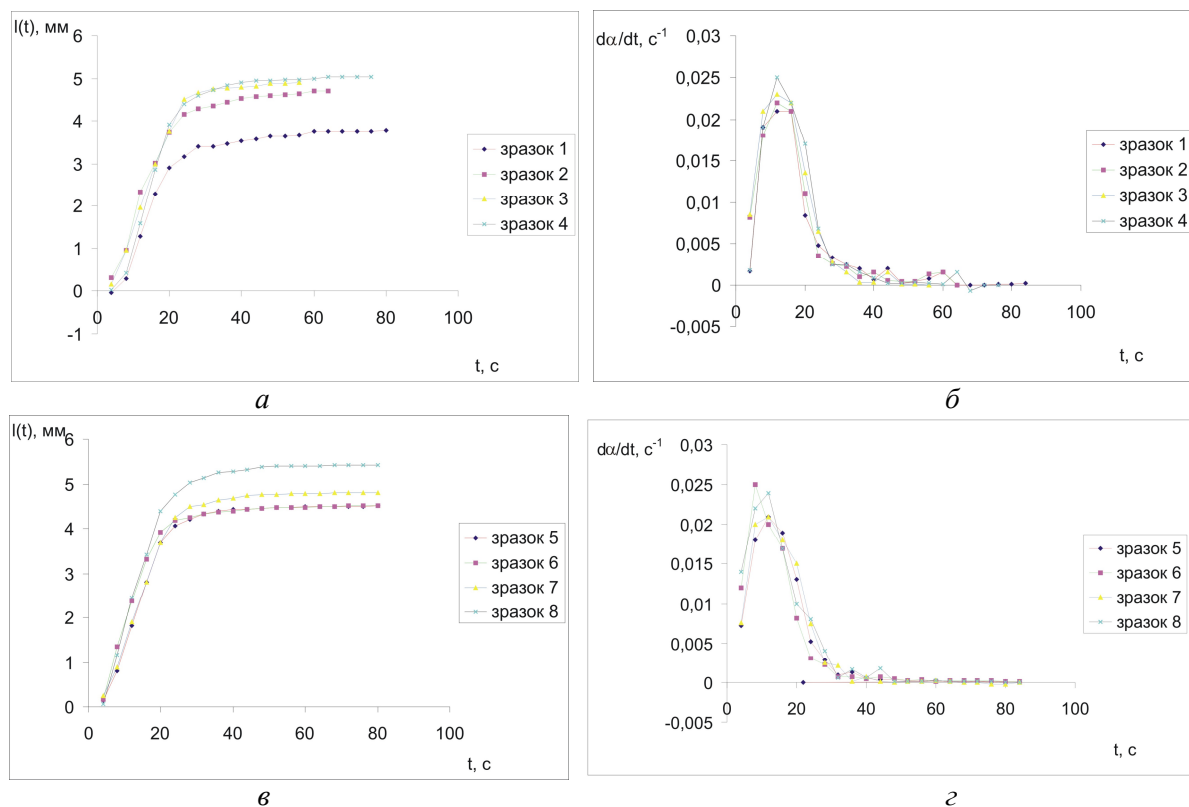
Дослідимо усадку і її швидкість при гарячому пресуванні сплавів Fe – 32% Cu – 9% Ni – 8% Sn і Fe – 31,36% Cu – 8,2% Ni – 7,84% Sn – 2% CrB₂ з метою отримання нових даних про енергію активації можливих процесів і кінетичні параметри в широкому інтервалі тиску і застосування їх для виготовлення породоруйнівних інструментів.

Матеріали і методи дослідження

Насамперед приготували порошки міді, заліза, нікелю і олова [3]. З отриманих порошків приготували шихтові суміші двох складів: Fe – 32% Cu – 9% Ni – 8% Sn (I) і Fe – 31,36% Cu – 8,2% Ni – 7,84% Sn – 2% CrB₂ (II). Співвідношення Fe/Ni = 51/9, Cu/Sn = 32/8 відповідає складу КАМ алмаз – 51% Fe – 32% Cu – 9% Ni – 8% [1]. Шихтові суміші заклали в жаростійкі форми із засипним отвором діаметром 10 мм і при кімнатній температурі та початковому тиску 100 МПа отримали брикети. Останні піддавали спочатку вільному спіканню в муфельній печі SNOL 7,2/100 за температури 800°C протягом години, а в подальшому – гарячому пресуванню на ручному гідравлічному пресі ПГР 400 10Т у змінних умовах тиску. Брикети, що отримані на основі суміші I, пресували при $p = 100$ МПа (зразок 1), $p = 130$ МПа (зразок 2), $p = 160$ МПа (зразок 3), $p = 200$ МПа (зразок 4), суміші II – при $p = 100$ МПа (зразок 5), $p = 130$ МПа (зразок 6), $p = 160$ МПа (зразок 7), $p = 200$ МПа (зразок 8) і одночасно записували значення лінійної усадки l . Запис здійснювали за допомогою електронного індикатора DIGCO 10 із цифровим відліком при кроці дискретності 0,001 мм.

За отриманими експериментальними значеннями l розраховували швидкість лінійної усадки da/dt у кожному інтервалі процесу з кроком 2 с за допомогою кубічних сплайн-функцій. За значеннями da/dt обчислювали енергію активації і кінетичні параметри для цих інтервалів, використовуючи фізичні положення моделі [4].

Структурні дослідження зразків виконували за допомогою мікроскопа МЕТАН Р-1×2000. Твердість зразків вивчали за допомогою прибору ТК2М і алмазного індектора при навантаженні 60 кг (шкала HRA).



а, в: 1 – $p = 100$ МПа, 2 – $p = 130$ МПа, 3 – $p = 160$ МПа, 4 – $p = 200$ МПа (зразки складу I);
б, г: 5 – $p = 100$ МПа, 6 – $p = 130$ МПа, 7 – $p = 160$ МПа, 8 – $p = 200$ МПа (зразки складу II)

Рисунок 1 – Залежності лінійної усадки l (а, в) і швидкості відносної усадки da/dt (б, г) від часу тривалості термічної обробки t при гарячому пресуванні зразків складів I і II в умовах зміни тиску p

Результати дослідження та їх обговорення

Графічні залежності лінійної усадки $l(t)$ при гарячому пресуванні зразків, отриманих вільним спіканням у муфельній печі при температурі 800°C протягом години, зображені на рис. 1, а, в, швидкості відносної усадки da/dt – на рис. 1, б, г. Як бачимо, при підвищенні тиску пресування значення $l(t)$ збільшуються для всіх зразків, причому для зразків 5–8 значення $l(t)$ більші (рис. 1, в), ніж для зразків 1–4 (рис. 1, а). Це свідчить про те, що із введенням до складу вихідних речовин добавки CrB_2 відбувається взаємодія між елементами системи, що спричиняє відповідні фазові та структурні перетворення.

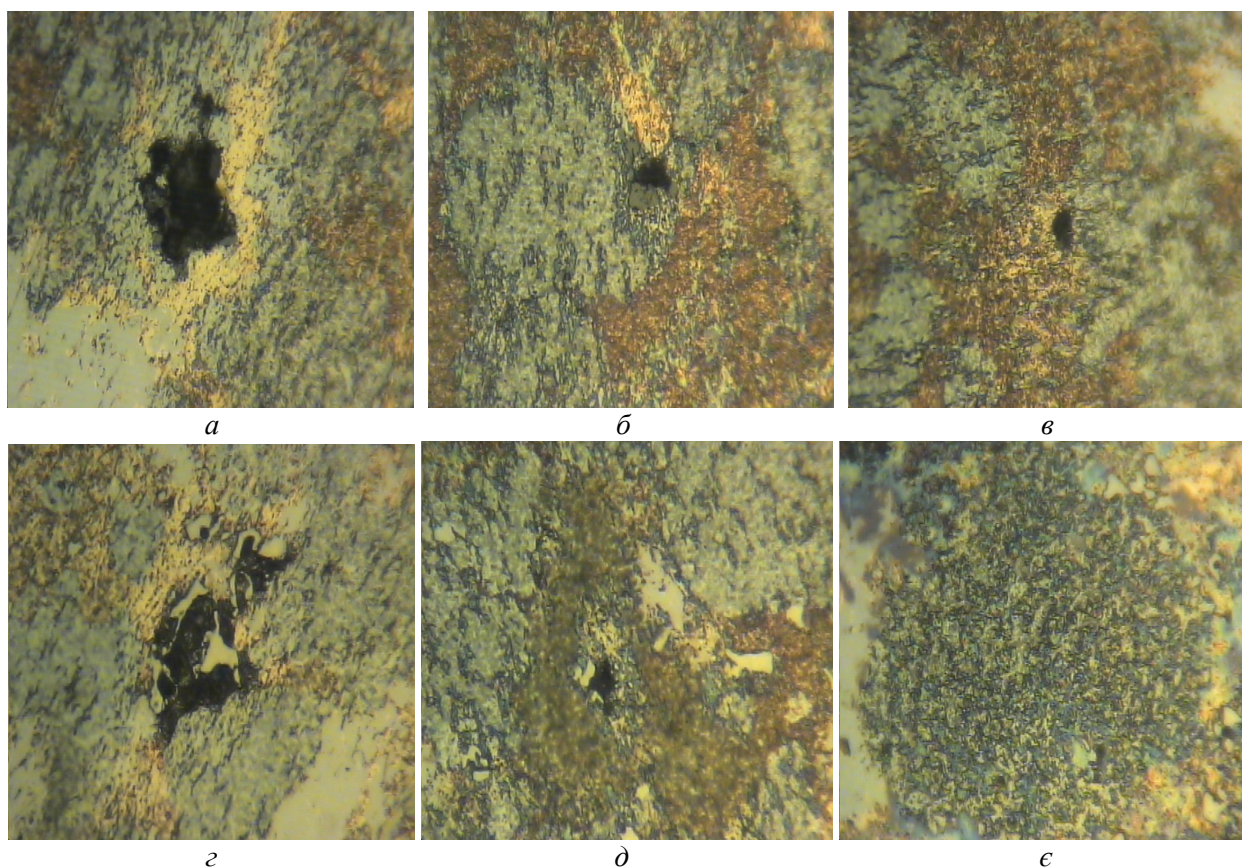
На початку гарячого пресування зразків, коли частинки вихідних речовин зближуються, швидкість da/dt усадки підвищується (рис. 1, б, г). На наступних етапах процесу швидкість усадки знижується. Це означає, що у процесі гарячого пресування на цих етапах ущільнення твердих частинок міді, нікелю, заліза і дибориду хрому проходить під дією поверхневого натягу рідкої фази не так інтенсивно, як на попередніх етапах. Стрибоподібні зміни da/dt на заключних етапах процесу свідчать про зміну механізмів перенесення маси і подальші перетворення внаслідок дифузійних і хімічних

процесів. Зауважимо, що дифузія і хімічні реакції при спіканні КАМ, виготовлених на основі сумішей I і II, істотно впливають на структуру і фізико-механічні властивості таких матеріалів [1].

З метою порівняльної характеристики процесів, що відбуваються при гарячому пресуванні зразків, розглянемо зображення поверхні шліфів цих зразків (рис. 2). Результати їх аналізу свідчать, що у структурі зразків спостерігаються пори, розміри яких залежать від тиску пресування. При збільшенні останнього значно зменшуються розміри пор як зразків 1 – 4 (рис. 2, а-в), так і 5 – 8 (рис. 2, в, г, е). При вмісті CrB_2 у вихідних елементах розміри пор зменшуються, що позитивно впливає на механічні властивості зразків 5 – 8.

Отримані значення твердості зразків наведено в таблиці 1. Найбільші ці значення у зразків, отриманих під дією тиску 200 МПа. Добавки CrB_2 підвищують твердість зразків. Так, твердість зразків 5, 7 і 8 складає 51, 51, 52 відносних одиниць порівняно з 48, 49, 50 відносних одиниць для зразків 1, 3 і 4. При цьому збільшуються лінійна усадка l і її швидкість da/dt (див. відповідно рис. 1, а, в і б, г).

Коливання швидкості усадки пористості та твердості засвідчують, що при гарячому пресуванні дослідних зразків дифузійні та хімічні процеси відбуваються по-різному.



а-в: 1 – $p = 100$ МПа, 3 – $p = 160$ МПа, 4 – $p = 200$ МПа (зразки складу I);
г-є: 5 – $p = 100$ МПа, 7 – $p = 160$ МПа, 8 – $p = 200$ МПа (зразки складу II)

Рисунок 2 – Мікроскопічні зображення поверхні зразків 1, 3, 4 складу I (а-в) і 5, 7, 8 складу II (г-є), отриманих вільним спіканням при $T = 800$ °С із подальшим гарячим пресуванням в умовах зміни тиску p

Таблиця 1 – Середні значення твердості дослідних зразків, отриманих шляхом тиску алмазного наконечника

Номер зразків	1	3	4	5	7	8
Значення твердості по шкалі HRA при навантаженні 60 кг	48	49	50	51	51	52

Розглянемо ці процеси і спробуємо з'ясувати їх природу з позицій енергетики. Для обчислення енергії активації можливих процесів і кінетичних параметрів при гарячому пресуванні зразків використаємо рівняння [4]

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^m (1 - \alpha)^n K_0 \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right), \quad (1)$$

$$\ln\left(\frac{d\alpha}{dt}\right) = m \ln \alpha + n \ln(1 - \alpha) + \ln K_0 - \frac{E_a}{RT}, \quad (2)$$

де: da/dt – швидкість усадки; $\alpha = l(t)/l(t_0)$ – відносна усадка; $l(t)$, $l(t_0)$ – лінійні розміри зразка в момент пресування відповідно змінний і початковий; K_0 – передекспоненціальний фактор, що визначає частоту коливання атома у кристалічній решітці елемента; E_a – енергія активації дифузійних і хімічних процесів, що визначає рівень енергетичного бар'єра, який повинні здолати атоми реакційної системи, що спікається; R – газова стала; T – температура спікання; m і

n – кінетичні параметри процесу, що контролюють відповідно за дифузію і хімічні реакції.

Кінетичний аналіз зводиться до обчислення кінетичних констант α , K_0 , E_a , m і n за рівняннями (1) і (2), які задовольняють експериментальним даним про швидкість усадки, з подальшим розшифруванням їх фізичного змісту.

Система Fe – 32 % Cu – 9 % Ni – 8 % Sn

Остаточні рівняння, які виражають взаємозв'язок досліджуваних фізичних величин на завершальному етапі пресування зразків мають такий вигляд:

для зразка 1

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,25} (1 - \alpha)^{0,25} \cdot 1,71 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{239}{RT}\right), \quad (3)$$

для зразка 2

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,28} (1 - \alpha)^{0,26} \cdot 2,20 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{249}{RT}\right), \quad (4)$$

для зразка 3

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,35} (1 - \alpha)^{0,34} \cdot 2,80 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{258}{RT}\right), (5)$$

для зразка 4

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,37} (1 - \alpha)^{0,36} \cdot 2,75 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{271}{RT}\right). (6)$$

З отриманих рівнянь (3) – (6) можна визначити не тільки переважаючі механізми перенесення маси, а й залежності енергії активації E_a та передекспоненціального множника K_0 від тиску p при гарячому пресуванні зразків, які були отримані на основі вихідної шихти вільним спіканням.

З аналізу рівняння (3) випливає, що під час гарячого пресування зразка 1 при $p = 100$ МПа відбуваються одночасно два процеси: дифузія ($m = 0,26$) і хімічні реакції ($n = 0,25$) між вихідними елементами шихти. Це дає підставу стверджувати, що дифузійні та хімічні процеси у цьому разі однаковою мірою впливають не тільки на усадку і її швидкість, а й на структуру і властивості композиту. Енергія активації $E_a = 239$ кДж/моль, отримана за рівнянням (3), майже збігається з експериментально отриманою енергією активації дифузії олова в α – Fe $E_a = 227$ кДж/моль [5]. Водночас розрахункове значення $E_a = 239$ кДж/моль значно перевищує експериментально отриману енергію активації дифузії нікелю на межах зерен міді $E_a = 71$ кДж/моль [6] і енергію активації дифузії міді у сплаві Cu – 20 % Sn $E_a = 82$ кДж/моль [7]. Характерна риса рівняння (3) полягає в тому, що $K_0 = 1,71 \cdot 10^{13} \text{ c}^{-1}$ значно перевищує частоту Дебая для олова ($K_0 = 0,42 \cdot 10^{13} \text{ c}^{-1}$), міді ($K_0 = 0,66 \cdot 10^{13} \text{ c}^{-1}$), нікелю ($K_0 = 0,78 \cdot 10^{13} \text{ c}^{-1}$) і заліза ($K_0 = 0,87 \cdot 10^{13} \text{ c}^{-1}$). Це свідчить про те, що при гарячому пресуванні зразка 1 система перебуває у сприятливому стані для переміщення атомів з одних елементів в інші, що свідчить про дифузію між вихідними елементами.

Порівняння кінетичних констант, отриманих за рівняннями (4) і (5), з аналогічними параметрами, отриманими за рівняннями (3), дає змогу стверджувати, що при збільшенні тиску пресування від 100 до 160 МПа енергія активації збільшується від 239 до 258 кДж/моль, що збігається з експериментально отриманими енергією активації гетеродифузії нікелю в α – Fe $E_a = 234$ кДж/моль [8], в олові $E_a = 267$ кДж/моль [9], та поверхневої дифузії заліза в γ – Fe $E_a = 249$ кДж/моль [10]. Збільшення кінетичних параметрів m і n в розглянутих рівняннях свідчить про те, що для здійснення цих процесів при більшому тиску система потребує додаткової енергії. Характерна риса рівнянь (4) і (5) полягає в тому, що збільшення енергії активації від 249 до 258 кДж/моль супроводжується одночасним збільшенням передекспоненціального множника K_0 від $2,20 \cdot 10^{13}$ до $2,40 \cdot 10^{13} \text{ c}^{-1}$. При цьому ефект від енергії активації переважає при гарячому пресуванні. Це пов'язано з тим, що підвищення тиску зумовлює збільшення маси і щільності зразка з одного боку, і підвищення швидкості його усадки і

дифузії – з іншого. Подальше підвищення тиску пресування (див (6)) зумовлює збільшення енергії активації і кінетичних параметрів процесу. При цьому енергія активації, отримана за рівнянням (6), узгоджується з експериментально отриманими енергією активації гетеродифузії нікелю в олові $E_a = 267$ кДж/моль [9], об'ємної дифузії нікелю в α – Fe $E_a = 234$ кДж/моль [11] і енергією активації об'ємної дифузії міді в α – Fe $E_a = 288$ кДж/моль [12], а також з розрахунковою енергією активації гарячого пресування сплаву Ni – 47 % Sn $E_a = 271$ кДж/моль [13]. Збільшення кінетичних параметрів m , n , K_0 у цьому разі свідчить про активність процесів, що спричинили структурну вдосконаленість зразка 4 порівняно зі зразками 1 і 3, отриманими при меншому тиску (відповідно див. рис. 1, в, а, б).

Таким чином, наведені дані свідчать про те, що енергія активації і кінетичні параметри відображають процеси, які відбуваються при гарячому пресуванні зразків 1, 3 і 4, що дає можливість керувати структурою і механічними властивостями таких матеріалів.

Система Fe – 31,36 % Cu – 8,2 % Ni – 7,84 % Sn – 2,0 % CrB₂

Рівняння, які описують взаємозв'язок досліджуваних фізичних величин при гарячому пресуванні зразків, мають такий вигляд:

для зразка 5

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,32} (1 - \alpha)^{0,40} \cdot 1,80 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{138}{RT}\right), (7)$$

для зразка 6

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,36} (1 - \alpha)^{0,49} \cdot 2,35 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{150}{RT}\right), (8)$$

для зразка 7

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,39} (1 - \alpha)^{0,57} \cdot 2,91 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{171}{RT}\right), (9)$$

для зразка 8

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{0,40} (1 - \alpha)^{0,62} \cdot 3,22 \cdot 10^{13} \exp\left(-\frac{183}{RT}\right). (10)$$

Аналіз результатів, отриманих з рівняння (7), і їх порівняння з даними рівняння (3) засвідчує, що введення до складу вихідної шихти добавок дибориду хрому (CrB₂) істотно змінює енергію активації E_a і кінетичні константи m , n , K_0 при гарячому пресуванні зразка 5. Зменшення енергії E_a від 239 до 138 кДж/моль та збільшення кінетичних параметрів m від 0,26 до 0,32 і n від 0,25 до 0,40 свідчать про те, що в системі, яка спікається відбулись дифузійні та хімічні процеси за рахунок взаємодії CrB₂ з іншими елементами шихти (Fe, Cu, Ni, Sn), що й зумовило утворення в ній нових фаз і відповідні структурні зміни. Так, зокрема, встановлено [1], що у структурі композиту, хімічний склад якого відповідає складу зразка 5, виявлено ОЦК твердих розчин на основі α – Fe, ГЦК твердих розчинів на основі γ – Cu з різним вмістом елементів і твердий розчин на основі CrB₂, яких не

було у структурі зразка 1. При цьому механічні властивості зразка 5 перевищують аналогічні властивості зразка 1. Енергія активації $E_a = 138$ кДж/моль, розрахована за рівнянням (7), узгоджується з експериментально отриманими енергією активації поверхневої дифузії для заліза $E_a = 130$ кДж/моль [10], взаємної дифузії в системі Cu – Sn $E_a = 156$ кДж/моль [14] і не межах зерен міді за залізом $E_a = 117$ кДж/моль [8]. Висока збіжність розрахункових даних з експериментальними ще раз підтверджує, що енергія активації і кінетичні параметри відображають процеси, які відбуваються при гарячому пресуванні багатокомпонентних систем.

З рівнянь (8) – (10) випливає, що збільшення тиску при гарячому пресуванні зразків 6 ($p = 130$ МПа), 7 ($p = 160$ МПа) і 8 ($p = 200$ МПа) змінює всі кінетичні константи. Це пов'язано з тим, що збільшення тиску в зазначеному інтервалі призводить до збільшення усадки, підвищення її швидкості (див. криві 2 – 4 на рис. 1, б, г) і зменшення пористості (див. рис. 2, д, е). Збільшення кінетичних параметрів m і n у цих рівняннях засвідчує, що в такій ситуації внаслідок активації процесу якраз і вдосконалюється структура зразків 6 – 8. При цьому нерівність $n > m$ дає змогу стверджувати, що на вдосконалення структури в цьому разі суто хімічні процеси впливають значніше. Збільшення же енергії активації означає, що для вдосконалення структури системи потребують допоміжної енергії. Енергія активації $E_a = 150$ кДж/моль, $E_a = 171$ кДж/моль і $E_a = 183$ кДж/моль, отримані у рівняннях (8)–(10), узгоджуються з експериментально отриманими енергією активації взаємної дифузії в системі Cu – Sn $E_a = 156$ кДж/моль [14], поверхневої дифузії для нікелю $E_a = 158$ кДж/моль [15], активації дифузії олова в міді $E_a = 184$ кДж/моль [16], заліза в нікелі $E_a = 193$ кДж/моль [9], і енергією активації дифузії нікелю в міді $E_a = 193$ кДж/моль [17].

Висновки

1. Вивчено усадку і її швидкість при гарячому пресуванні чотирьох- і п'ятикомпонентних сплавів, отриманих вільним спіканням у муфельній печі, і визначено основні чинники впливу на кінетику цього процесу.

2. На основі загальних рівнянь щодо швидкості усадки описано енергетичний стан дослідних зразків при гарячому пресуванні.

3. Встановлено, що введення добавки CrB₂ у вихідну шихту значно зменшує енергію активації процесу, а прикладений тиск зумовлює її підвищення. Показано, що CrB₂ і тиск визначально впливають на структуру досліджуваних зразків.

4. Показано, що енергія активації і кінетичні параметри дають можливість керувати структурою і властивостями багатокомпонентних зразків у процесі їх виготовлення. ґрунтовне вивчення цих фізичних величин має фундаментальне значення.

Література

- 1 Физико-математическое моделирование процессов спекания многокомпонентных алмазосодержащих композиций. 2 Физико-химические особенности формирования структуры и свойств / Н.В. Новиков, Н.А. Бондаренко, О.Г. Кулик и др. // Физическая мезомеханика. – 2004. – № 3. – Т. 7. – С. 79–87.
- 2 Структурные особенности сверхтвердых композитов системы алмаз – твердый сплав ВК6, отличающихся износостойкостью / Н.В. Новиков, Н.А. Бондаренко, В.А. Мечник и др. // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 6. – С. 3 – 17.
- 3 Бондаренко М.О. Закономерности усадки при гарячому пресуванні сплавів Fe-Cu-Sn і Fe-Cu-Sn, які були піддані вільному спіканню / Бондаренко М.О., Мечник В.А., Супрун М.В. // Розвідка і розробка нафтових і газових свердловин. – 2008. – №6.
- 4 Физико-математическое моделирование процессов спекания многокомпонентных алмазосодержащих композиций. 1. Математическая модель / Н.В. Новиков, Н.А. Бондаренко, В.А. Мечник и др. // Физическая мезомеханика. – 2004. – № 3. – Т. 7. – С. 71 – 78.
- 5 Диффузия фосфора, сурьмы и олова в α – железе и его сплавах / Г.Б. Федоров, Ф.И. Жомов, Е.А. Смирнов и др. // Металлургия и металловедение чистых металлов. – 1979. – № 13. – С. 149 – 153.
- 6 Образование дислокаций в диффузионной зоне и диффузия по дислокациям / Криштал М.А., Выбойщик М.А., Левин Д.М. // Диффузионные процессы в металлах. – Тула, 1973. – С. 184 – 210.
- 7 Prinz N., Wever H. Diffusion von ⁶⁴Cu and ¹¹³Sn in der geordneten β – Messing – Phase des System Cu-Sn // Phys. Stat. solid A. – 1980. – № 2. – 61. – P. 505 – 512.
- 8 Лазарев В.А., Голиков В.М. Диффузия меди в железе и его сплавах // ФММ. – 1970. – 29. – № 3. – С. 598 – 602.
- 9 Chuang N.I., Wandelt K. Study of interdiffusion of Ni-Fe layer by auger sputter profiling // Surface. Sci. – 1979. – № 2. – 81. – P. 355 – 369.
- 10 Neumann G., Neumann G.M. Surface self-diffusion of metals / Ed. F. H. Wohlbier // Switzerland. Diffusion Information Center. – 1972. – 130 p.
- 11 Hirano K.J., Cohen M., Averbach B.L. Diffusion of nickel into iron // Acta met. – 1961. – № 5. – 9. – P. 440 – 445.
- 12 Свойства элементов: В 2 ч. Ч. 1. Физические свойства: Справочник. – М.: Металлургия, 1976. – 600 с.
- 13 Уплотнение сплавов Cu – Sn, Ni – Sn, Fe – Sn, полученных спеканием в муфельной печи с последующим прессованием / Н.А. Бондаренко, В.А. Мечник, М.В. Супрун и др. // Породазрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения. – К.: Изд-во ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «Алкон» НАН Украины, 2008.

14 Oikawa H., Hosoi A. Interdiffusion in Cu – Sn solid solution. Confirmation of anomalously large kirkendall effect // Ser. Met. – 1975. – № 8.–9. – P. 823 – 828.

15 Hakajima H. Diffusion of nickel in lead – cadmium alloys // Ser. Met. – 1981. – № 15. – P. 577 – 580.

16 Sen S.K., Dutt M.B., Barua A.K. Impurity diffusion in metals. Tin in copper and lead in silver // Phys. Status solidi A. – 1975. – № 1. – 32. P. 345 – 349.

17 Диффузия никеля в меди, армированно-го вольфрамом / А.М. Блинкин, Л.С. Ожигов, В.В. Воробьев и др. // ФММ. – 1970. – № 3. – Т 27.– С. 615 – 618.

*Стаття поступила в редакційну колегію
2.04.09*

*Рекомендована до друку професором
Крилем Я.А.*

ДО ВТРАТ ГІДРАВЛІЧНОЇ ЕНЕРГІЇ ПІД ЧАС ПРОМИВАННЯ СВЕРДЛОВИНИ

І. І. Чудик

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 45560,
e-mail: chudoman@ukr.net

Проведено теоретичні дослідження пропускної здатності різьбових з'єднань бурильних замків та втрат гідравлічної енергії бурового насоса у процесі промивання свердловини. Визначено вплив окремих конструктивних та режимно-технологічних чинників процесу на витіки бурового розчину через різьбові з'єднання бурильної колони. Запропоновано шляхи зменшення втрат гідравлічної енергії під час промивання свердловини.

Приведено теоретические исследования пропускной способности резьбовых соединений бурильных замков и потерь гидравлической энергии бурового насоса в процессе промывания скважины. Установлено влияние некоторых конструктивных и технологических аспектов процесса на виток бурового раствора через резьбовые соединения бурильной колонны. Предложено пути уменьшения потерь гидравлической энергии при промывании скважины.

The theoretical investigations of threaded drill pipe joints flow capacity and mud pumps hydraulic power losses during the well flushing are carried out. The effect of some design and technological factors of the process on mud leaks across threaded joints of drill string is defined. The ways of hydraulic energy losses reduction during well flushing are proposed.

Великі затрати електроенергії та паливо-мастильних матеріалів при бурінні, видобуванні, транспортуванні поставили під сумнів перспективність розробки окремих родовищ нафти і газу. У процесі буріння свердловини приблизно 70% потужності приводу припадає на її промивання і винесення шламу на денну поверхню. Окрім видалення частинок гірської породи, буровий розчин є ще носієм гідравлічної енергії, яка реалізується у вигляді механічної роботи турбобура чи гвинтового вибійного двигуна, струминами гідромоніторного долота та ін. Каналом передачі енергії від бурового насоса до долота є бурильна колона. За рахунок значної довжини малих поперечних розмірів внутрішньої порожнини, наявності великих подач насоса, бурильних замків та реологічних параметрів промивальної рідини у процесі прокачування бурового розчину по трубах виникають великі втрати гідравлічної енергії.

Бурильна колона складається з труб, з'єднаних між собою за допомогою різьб, в яких під перепадом тиску бурового розчину можливі його пропуски і зменшення величини подачі насоса внаслідок негерметичності [1-5]. В останні роки зросли глибини буріння, і тому збільшилася кількість замків по довжині бурильної колони, тиски pompування бурових насосів та навантаження, які сприяють зносу і ослабленню різьбових з'єднань [6].

Між вершинами і впадинами різьби є канал для циркуляції бурового розчину, і герметизація пари скручування при цьому є тільки у торцевому контакті ніпеля та муфти. Якщо в даному місці є дефект або різьба недостатньо затягнута під тиском бурового розчину, що створює насос, відбувається його перетікання з трубного в кільцевий простір. Це зумовлює зменшення

подачі насоса та гідравлічної енергії на долоті, розмивання різьбового з'єднання і погіршення промивання свердловини.

Згідно методики [3], витік бурового розчину через різьбове з'єднання визначається за такою залежністю:

$$Q = S \cdot 10^{-4} \cdot \sqrt{\frac{20 \cdot (P_H - P_{BT})}{\xi \cdot \rho_{BR}}}, \quad (1)$$

де: S – площа січення каналу між вершиною і впадиною витка різьбового з'єднання;

P_{BT} – втрати тиску pompування бурового насоса по довжині бурильної труби і замків;

P – тиск pompування бурового насоса в даному січенні і бурильної колони;

ρ_{BR} – густина бурового розчину;

ξ – коефіцієнт гідравлічного опору січення каналу між вершиною і впадиною витка різьбового з'єднання, [3].

$$\xi = 175 \cdot 10^{-4} \cdot \lambda_{TP} \cdot \frac{R_0}{D_G} \cdot \delta_0, \quad (2)$$

де: D_G , R_0 – гідравлічний діаметр вхідного січення між вершиною і впадиною витка різьбового з'єднання та середній радіус його заокруглення;

λ_{TP} – коефіцієнт опору тертя одиниці довжини каналу різьбового з'єднання;

δ_0 – кут повороту каналу по довжині різьби l .

$$\lambda_{TP} = 2.65 \cdot 10^{-3} \cdot (P - P_{BT})^{0.42}, \quad (3)$$

$$\delta_0 = 360 \cdot \frac{l}{t}, \quad (4)$$

де: t – крок різьби.

Таблиця 1 – Конструктивні параметри бурильних труб

Діаметр бурильних труб, м	Тип різьби (шифр)	Конусність	Крок різьби, 10^{-3} м	Довжина різьби, 10^{-3} м	d_1 , 10^{-3} м	d_2 , 10^{-3} м	r , 10^{-3} м	D_0 , 10^{-3} м
0.1016	3-122	1:6	5,08	98	122,8	103,8	0,508	124,6
0.1143	3-122	1:4	6,35	98	122,8	103,8	0,635	124,6
0.127	3-133	1:6	6,35	98	133,3	114,3	0,635	135,6

Згідно з розрахунковою схемою (рис. 1) для визначення величин S , R_0 , D_F , використовуються наступні залежності:

$$S = \left[h \cdot (2 \cdot r + h \cdot \operatorname{tg}(30^\circ)) + \frac{\pi \cdot r^2}{2} \right] \cdot 10^{-4}, \quad (5)$$

де: r – радіус заокруглення впадини різьби;
 h – величина зносу профілю різьби по висоті.

$$R_0 = \left[\frac{d_1 + d_2 - r - 2 \cdot h}{2} \right] \cdot 10^{-2}, \quad (6)$$

де: d_1 і d_2 – відповідно діаметри більшої та меншої основ різьбової частини конуса.

$$D_F = \frac{4 \cdot h \cdot [2 \cdot r + h \cdot \operatorname{tg}(30^\circ)] + 2 \cdot \pi \cdot r^2}{10 \cdot [5.14 \cdot r + 6 \cdot h \cdot \operatorname{tg}(30^\circ)]}, \quad (7)$$

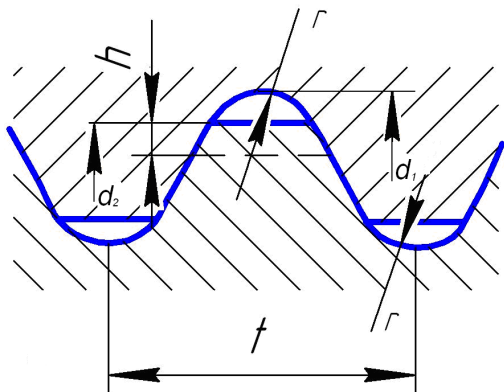


Рисунок 1 – Фрагмент різьбового з'єднання замка бурильної колони

На основі вищенаведеного, проведено ряд досліджень можливих втрат гідравлічної енергії у різьбових з'єднаннях бурильної колони різних діаметрів та режимів промивання свердловини. У ході проведення розрахунків взято до уваги параметри в межах: подача насоса $Q_H = (0.02 \div 0.045) \text{ м}^3 / \text{с}$, тиск при цьому – $P = (2 \div 26) \text{ МПа}$, $\rho_{БР} = (1100 \div 1500) \text{ кг} / \text{м}^3$, $h = (0.01 \div 0.1) \times 10^{-3} \text{ м}$, довжина бурильної колони 760 м при довжині труби 12 м і (табл. 1).

На основі наведеної методики та вихідних даних отримано ряд графічних залежностей (рис. 2-6), за якими встановлено вплив окремих техніко-технологічних чинників на можливі втрати подачі насоса у замкових різьбових

з'єднаннях. Згідно з рис. 2 внаслідок зменшення напору бурового насоса по довжині бурильної колони $\varnothing 127$ мм (табл. 1) з віддаленням від устя свердловини, величина втрат Q через різьбові з'єднання спадає. При цьому теоретично встановлено сумарну величину втрат подачі насоса в замках за $Q_H = 0.02 \text{ м}^3 / \text{с}$ з початковим тиском помпування насоса $P = 26 \text{ МПа}$ та коефіцієнті його наповнення $b = 1$ для бурильних труб ТБВ 127×9 становить $0.0045 \text{ м}^3 / \text{с}$, що відповідає 18 % від Q_H .

Внаслідок абразивного зношення та ряду інших причин, втрачається висота витка різьби і зростає пропускна здатність різьбового з'єднання та втрата гідравлічної енергії. Так, за $Q_H = 0.02 \text{ м}^3 / \text{с}$ та $\rho_{БР} = 1100 \text{ кг} / \text{м}^3$ у діапазоні зносу висоти витка різьби $h = (0.01 \div 0.1) \times 10^{-3} \text{ м}$ (рис. 3 і рис. 4) щосекунди втрачається від 54 до 70 кДж гідравлічної енергії бурового насоса. Причому для наведених вихідних даних встановлено, що вплив величини зносу висоти витка на пропускну здатність різьбових з'єднань за тиску помпування бурового насоса $P_H < 10 \text{ МПа}$ має незначний вплив і становить близько 8%, поступово збільшуючись до 30% за $P_H = 26 \text{ МПа}$.

Збільшення діаметра бурильної колони (наприклад, з 101,6 мм до 127 мм) за інших рівних умов викликає зростання (майже вдвічі) втрат гідравлічної енергії бурового насоса в її різьбах. Окрім того, збільшення зносу різьб не лише спричиняє зростання ймовірності виникнення аварій з бурильною колоною, а і є причиною втрати гідравлічної енергії потоку бурового розчину у процесі буріння свердловини.

У процесі промивання свердловини важливим технологічним чинником є густина бурового розчину. Її збільшення викликає зростання втрат тиску у елементах циркуляційної системи зумовлює зменшення пропускної здатності різьбових з'єднань і енерговитрат при цьому (рис. 5) до 12%.

Тому заповнення різьб в'язкими наповнювачами (мастильно-герметизуючого призначення) є одним із шляхів зменшення втрат гідравлічної енергії бурового насоса вздовж бурильної колони.

Вагомим чинником впливу при регулюванні гідравлічної енергії у процесі промивання свердловини є подача бурового насоса (рис. 6).

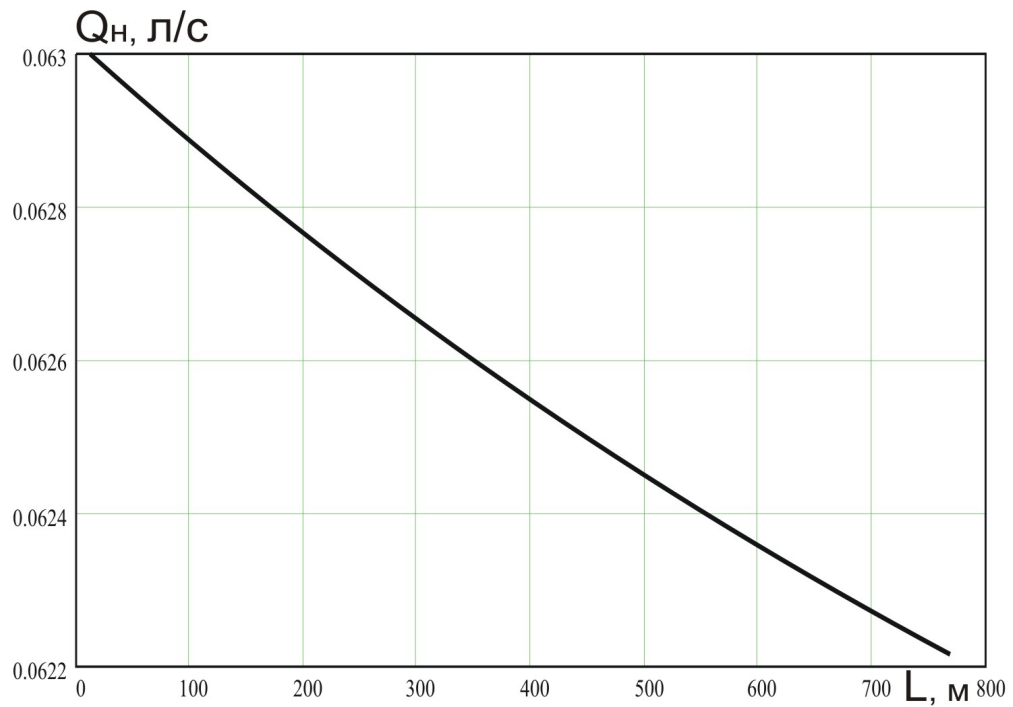
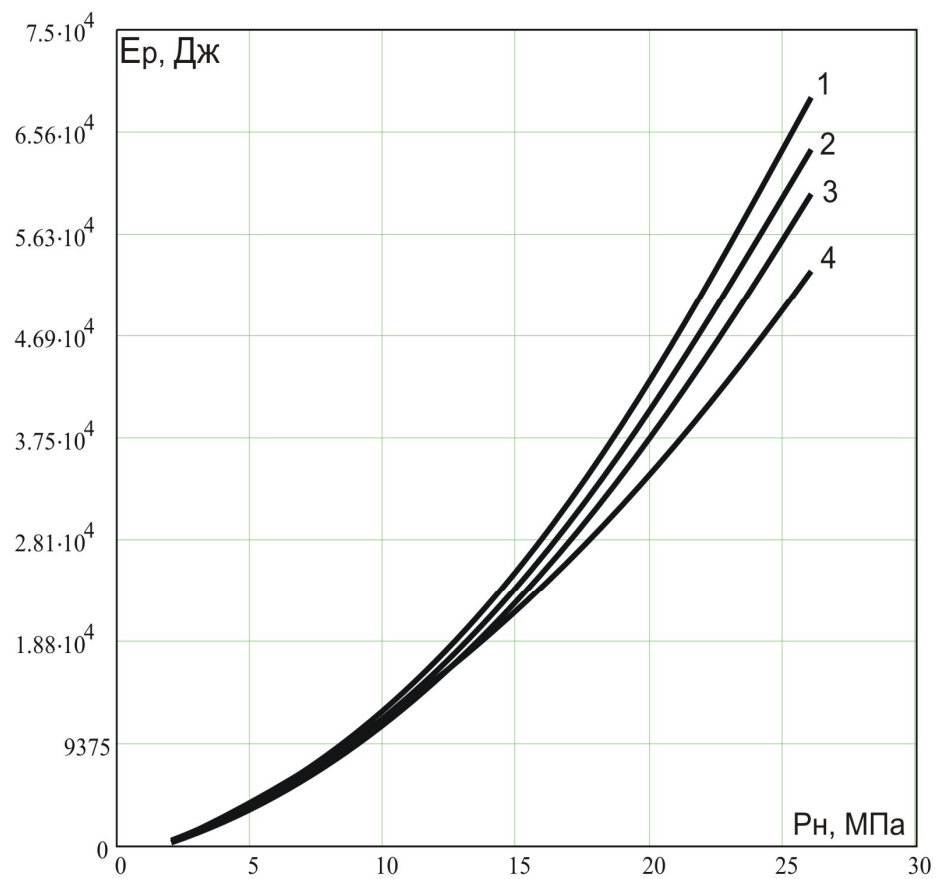


Рисунок 2 — Залежність втрат подачі насоса через різьбове з'єднання в міру його віддалення від устя свердловини



1 – $h=0.1$ мм; 2 – $h=0.075$ мм; 3 – $h=0.05$ мм; 4 – $h=0.01$ мм

Рисунок 3 — Залежність втрат гідралічної енергії у різьбових з'єднаннях ТБВ 101.6 від тиску помпування бурового насоса та величини зносу витка різьби

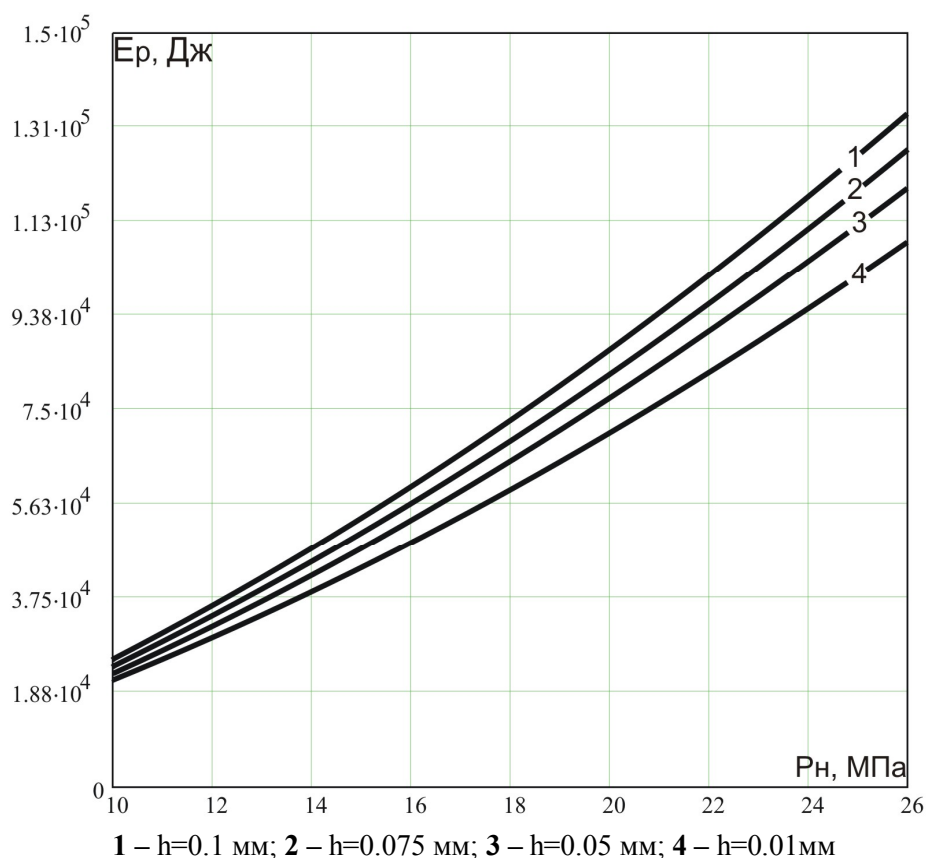


Рисунок 4 – Залежність втрат гідравлічної енергії у різьбових з'єднаннях ТБВ 114 і ТБВ 127 від тиску pompування бурового насоса та величини зносу витка різьби

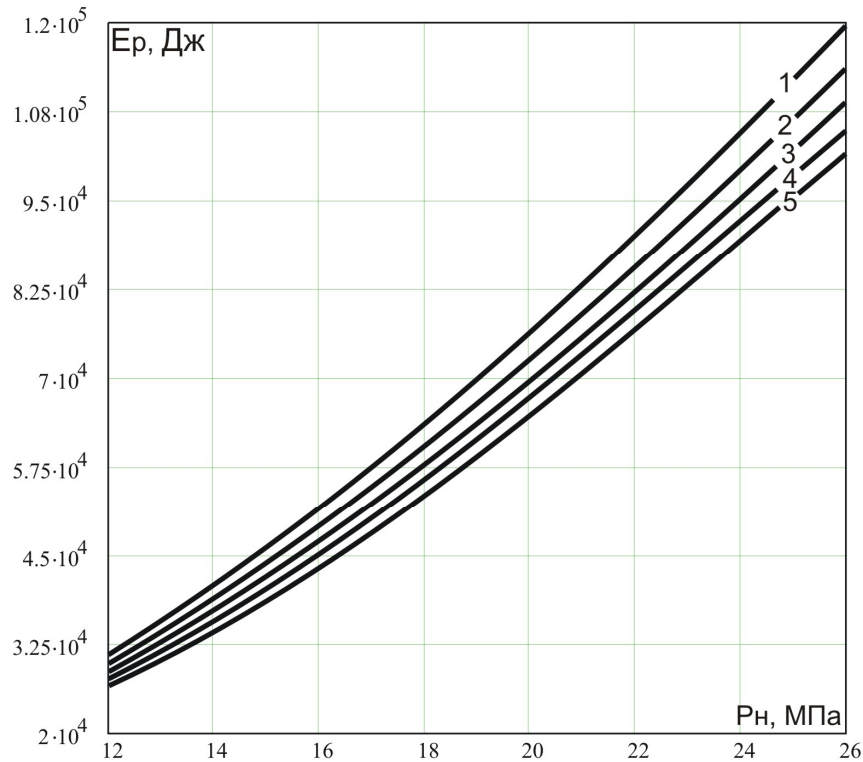
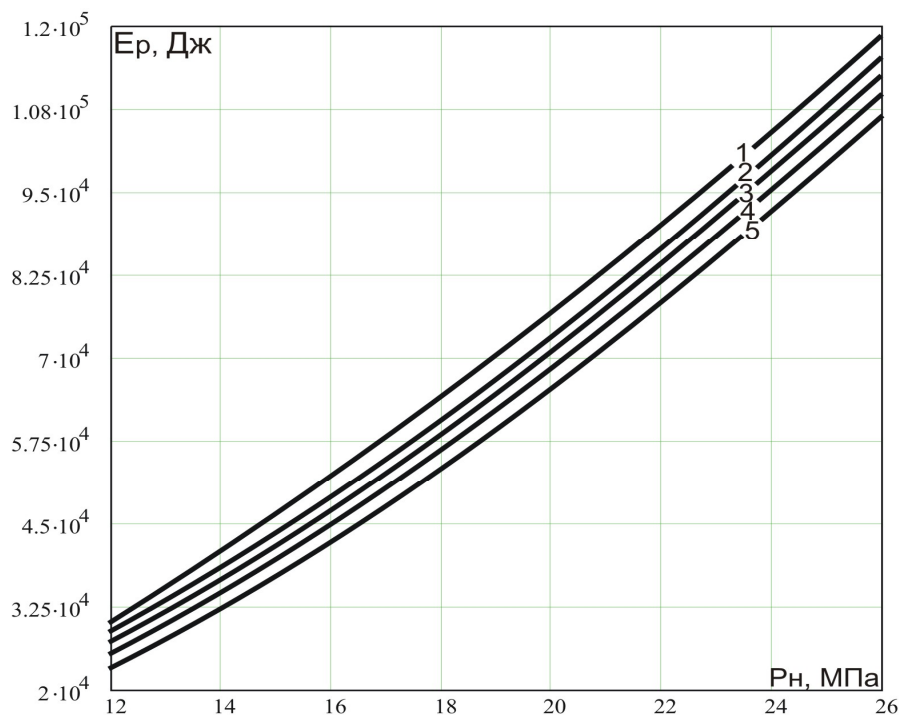


Рисунок 5 – Залежність втрат гідравлічної енергії у різьбових з'єднаннях ТБВ 127 від густини бурового розчину та тиску pompування бурового насоса при $h=0.075$ мм



1 – $Q_H=0.025$ м³/с; 2 – $Q_H=0.03$ м³/с; 3 – $Q_H=0.035$ м³/с; 4 – $Q_H=0.04$ м³/с; 5 – $Q_H=0.045$ м³/с

Рисунок 6 – Залежність втрат гідравлічної енергії у різьбових з'єднаннях ТБВ 127 від подачі та тиску pompування бурового насоса при $h=0.075$ мм

У діапазоні зміни тиску pompування ($12 < P_H < 26$) МПа у разі збільшення Q_H від 0,025 до 0,045 м³/с втрати гідравлічної енергії на прокачування розчину через різьбові з'єднання зменшуються на 14%. Даний процес обумовлюється значними загальними втратами гідравлічної енергії бурового насоса по довжині бурильної колони та зменшенням перепаду тиску при цьому.

Висновки

Збільшення зносу різьб не лише спричиняє зростання ймовірності виникнення аварій з бурильною колоною, а фактично і є причиною втрат гідравлічної енергії потоку бурового розчину у процесі промивання свердловини, які залежать від віддалення замків від бурового насоса, його робочого тиску pompування, густини бурового розчину, повздовжніх і поперечних геометричних розмірів труб і замків до них, зносу їх різьби.

Шляхом мінімізації втрат гідравлічної енергії в різьбових з'єднаннях бурильної колони у процесі промивання свердловини є зменшення їх кількості за рахунок збільшення довжин труб або використання колтюбінгу, оптимальних тисків pompування бурових насосів; вдосконалення конструкції різьбових з'єднань; застосування герметизуючих матеріалів для різьбових з'єднань; відмова від високонапірного породоруйнівного інструменту (з гідромоніторною системою промивання), обмеження впровадження в буріння гідравлічних вибійних двигунів.

Література

- 1 Бичурин Т.Н. Потери промывочной жидкости через резьбовые соединения буровых труб и замком [Текст] / Т. Бичурин // Новости нефтяной и газовой техники. – 1962. – №10. – С. 10 – 13.
- 2 Измерение утечки промывочной жидкости через соединения бурового снаряда [Текст] / С.А.Волков, Л.Д.Базанов, Е.Д.Хромин // Разведка и охрана недрис. – 1975. – №4. – С. 21 – 24.
- 3 Лачинян Л.А. Работа буровой колонны [Текст]: Л. Лачинян – М.: Недра, 1979. – 207 с.
- 4 Наумов А. К вопросу определения утечек промывочной жидкости через резьбовые соединения буровых труб и замком [Текст] / А.Наумов, Н.Богданов // Труды Уфимского нефтяного НИИ. – 1970. – Вып. 26. – С. 76–81.
- 5 Янтурин А.Ш. Предупреждение аварий с колоннами буровых труб / А. Янтурин // Обзорная информация ВНИИОЭНГ. Строительство скважин. – 1989. – Вып. 7. – 52 с.
- 6 Чудик І. Оптимальна подача промивальної рідини на вибій свердловини при бурінні свердловини / Ігор Чудик, Роман Бабій // Нафтогазова енергетика. – 2007. – № 3(4). – С. 71-75.

Стаття поступила в редакційну колегію
31.03.09

Рекомендована до друку професором
Коцкуlichem Я.С.

СПЕЦИФІКА РОЗРАХУНКУ КОМПОНОВОК НИЖНЬОЇ ЧАСТИНИ БУРИЛЬНОЇ КОЛОНИ З ТРЬОМА ЦЕНТРАТОРАМИ

І.В.Воєвідко, Р.І.Воєвідко

*ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 42264,
e-mail: math@nuing.edu.ua*

Подается короткий анализ способов исследования неориентированных компоновок низу буровой колонны и обоснован метод их расчета. Приведены схемы для расчета компоновок с тремя центральными опорами предложенной методики и рассмотрены основные этапы их расчета с учетом уточненных расстояний между их точками опоры, а также геометрических, весовых и жесткостных параметров центраторов. На конкретном примере показано и обосновано увеличение отклоняющей силы на долоте компоновки для увеличения угла скважины при расчете по новой методике.

Дан краткий анализ способов исследования неориентированных компоновок низа буровой колонны и обоснован метод их расчета. Представлены схемы для расчета компоновок с тремя центральными опорами предложенной методики и рассмотрены основные этапы их расчета с учетом уточненных расстояний между их точками опоры, а также геометрических, весовых и жесткостных параметров центраторов. На конкретном примере доказано и обосновано увеличение отклоняющей силы на долоте компоновки для набора зенитного угла скважины при расчете по новой методике.

The short analysis of methods for research the drilling string assemblies has been done and method for its calculation has been proved. The schemes for calculation the drilling string assemblies with three centralizers using the suggested methodize have been shown. The main steps of its calculation with a help of distances between their points of support and also geometrical, heavy parameters of centralizers have been considered. The increasing of deflecting force on the bit of a drilling string assembly for increasing of zenith angle of well using the calculation based on new methodize has been proved on a concrete example.

В останній час похило-спрямоване буріння свердловини в Україні становить близько 70% від загального об'єму, а на шельфі Чорного моря – понад 90%. Однак техніко-економічно показники буріння похило-спрямованих свердловин в однакових гірничо-геологічних і технологічних умовах все ще нижчі за вертикальні. До основних причин такого стану справ слід віднести комплекс додаткових затрат на керування траєкторією стовбура свердловини, а також недосконалість існуючих методів розрахунку компоновок низу бурової колонни (КНБК), техніки і технології буріння похилих свердловин [1,2,3,4].

Існує три способи дослідження компоновок низу бурової колонни – практичний, який базується на отриманні емпіричних залежностей параметрів траєкторії від параметрів компоновки, експериментальний, за допомогою якого можна дослідити поведінку КНБК в стенових умовах і теоретичний, за допомогою якого можна вивчити аналітичну модель КНБК [5, 6].

Найбільшу перевагу має третій спосіб, оскільки він є найбільш дешевий і універсальний, а за своїми результатами і об'єму інформації переважають перші два.

Відомо, що достовірність результатів розрахунку КНБК залежить від його методу і від розрахункової схеми. Причому остання повинна бути розроблена на базі обґрунтованих допущень і відповідати реальній схемі взаємодії компоновки зі стовбуром свердловини [7].

Щодо методів дослідження задачі поперечно-повздожнього прогину низу бурової колонни, то найбільш універсальним є метод розв'язку диференціального рівняння вигнутої осі компоновки в похилій свердловині з будь-якою кількістю центруючих пристроїв [8, 9].

Критичний аналіз існуючих розрахункових схем засвідчив, що всі вони розглядають опорно-центрувальні елементи (ОЦЕ) КНБК як точкові опори. Однак у реальних умовах буріння довжина центруючих пристроїв становить 1,5-2,5 діаметра долота, а вагові та жорсткісні характеристики значно перевищують аналогічні показники обважнених бурових труб.

Окрім цього, центратори повертаються у стовбурі свердловини залежно від напрямку прогину секції компоновки і, як наслідок, контактують зі стінкою свердловини однією з периферійних ділянок своєї опорної поверхні, що також не враховується у розрахункових схемах.

В даній статті відображено специфічні особливості методики розрахунку трицентраторних КНБК на основі геометричної моделі їх реального розташування в стовбурі свердловини і з врахуванням геометрії, жорсткості і ваги ОЦЕ.

Як відомо, в похилій свердловині під дією осьових стискуючих сил, поперечних складових сил власної ваги і відповідних їм згинаючих моментів вісь КНБК деформується і набуває форми, близької до синусоїди. Центрувальні пристрої такої компоновки, які є її складовими елементами, також будуть повертатись в

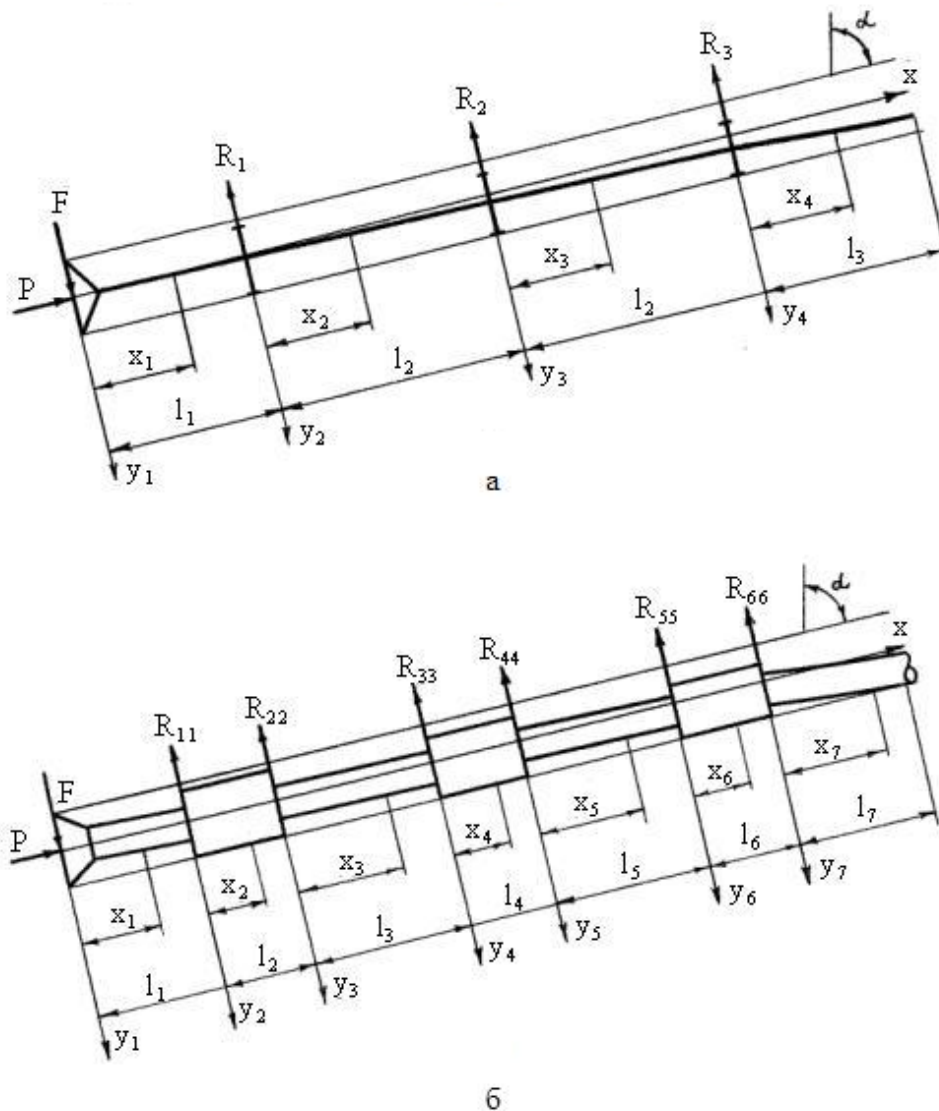


Рисунок 1 – Розрахункові схеми трицентраторної КНБК для першого (а) та другого (б) етапів розрахунку

стовбурі свердловини в залежності від напрямку прогину секцій компоновки.

Взаємодія ОЦЕ із стінкою стовбура свердловини може відбуватись як по всій його робочій довжині за відсутності повороту компоновки в місці його розташування, так і по одній із периферійних ділянок його опорної поверхні відповідно до напрямку повороту КНБК. При певному співвідношенні діаметра свердловини, геометричних параметрів центратора і його кута повороту можлива одночасна взаємодія двох його крайніх ділянок опорної поверхні з верхньою і нижньою стінками свердловини. В цьому випадку слід констатувати утворення рухомого защемлення ОЦЕ в стовбурі свердловини. Такий варіант взаємодії центральної пристроїв із стінкою свердловини слід уникати, оскільки, в кінцевому варіанті, рухоме защемлення може перерости в заклинювання компоновки в стовбурі свердловини.

На базі вищезазначеної геометричної моделі реального розташування КНБК в стовбурі

свердловини запропоновано нову методику розрахунку неорієнтованих КНБК, яка передбачає його проведення в два етапи.

На першому етапі КНБК розраховується за загальноприйнятою методикою [10], в якій ОЦЕ розглядаються як точкові опори, а сам метод розрахунку базується на розв'язанні диференціального рівняння пружної осі КНБК.

На другому етапі, з врахуванням напрямку повороту КНБК в місці розташування центратора, складається розрахункова схема реального розташування КНБК в стовбурі свердловини, в якій центратор фігурує як окрема складова ділянка компоновки із своїм діаметром і довжиною, масою і жорсткістю. Відповідно до напрямку повороту ОЦЕ виставляються реакції нижньої стінки стовбура свердловини по краях їх робочих поверхонь, а також перевіряється наявність рухомого защемлення.

На рис. 1, а зображено розрахункову схему трицентраторної КНБК з точковими ОЦЕ для роторного способу буріння.

Таблиця 1 – Формування граничних умов на кінцях і в точках спряження елементів трицентраторної КНБК при різних варіантах розташування ОЦЕ в стовбурі свердловини

Місце розташування перерізу КНБК	Граничні умови		
	Універсальні, незалежні від напрямку повороту ОЦЕ	При повороті ОЦЕ за годинниковою стрілкою, (+)	При повороті ОЦЕ проти годинникової стрілки, (-)
$x_1 = 0$	$y_1(0) = 0$	-	-
$x_1 = l_1$, $x_2 = 0$	$y'_1(l_1) = y'_2(0)$	$y_1(l_1) = y_2(0)$	$y_1(l_1) = r_1$, $y_2(0) = r_2$
$x_2 = l_2$, $x_3 = 0$	$y'_2(l_2) = y'_3(0)$	$y_2(l_2) = r_1$, $y_3(0) = r_1$	$y_2(l_2) = y_3(0)$
$x_3 = l_3$, $x_4 = 0$	$y'_3(l_3) = y'_4(0)$	$y_3(l_3) = y_4(0)$	$y_3(l_3) = r_2$, $y_4(0) = r_2$
$x_4 = l_4$, $x_5 = 0$	$y'_4(l_4) = y'_5(0)$	$y_4(l_4) = r_2$, $y_5(0) = r_2$	$y_4(l_4) = y_5(0)$
$x_5 = l_5$, $x_6 = 0$	$y'_5(l_5) = y'_6(0)$	$y_5(l_5) = y_6(0)$	$y_5(l_5) = r_3$, $y_6(0) = r_3$
$x_6 = l_6$	$y'_6(l_6) = y'_7(0)$	$y_6(l_6) = r_3$, $y_7(0) = r_3$	$y_5(l_7) = y_6(0)$
$x_7 = l_7$	$y_7(l_7) = r_4$, $y'_7(l_7) = 0$, $y''_7(l_7) = 0$	-	-

На першому етапі розрахунку складаються диференціальні рівняння пружних осей чотирьох ділянок. Розв'язавши рівняння, отримаємо функції для визначення прогинів, кутів повороту, а також згинаючих моментів зазначених ділянок.

Граничні умови на кінцях і в точках спряження ділянок КНБК матимуть такий вигляд:

при $x_1 = 0$

$$y_1 = 0;$$

при $x_1 = l_1$ і $x_2 = 0$

$$y_1(l_1) = r_1, y_2(0) = r_1, y'_1(l_1) = y'_2(0);$$

при $x_2 = l_2$ і $x_3 = 0$

$$y_2(l_2) = r_2, y_3(0) = r_2, y'_2(l_2) = y'_3(0);$$

при $x_3 = l_3$ і $x_4 = 0$

$$y_3(l_3) = r_3, y_4(0) = r_3, y'_3(l_3) = y'_4(0);$$

при $x_4 = l_4$

$$y_4(l_4) = r_4, y'_4(l_4) = 0, y''_4(l_4) = 0.$$

На основі граничних умов складається система рівнянь, після розв'язку якої отримаємо значення відхиляючої сили на долоті F, величини реакції на ОЦЕ R_1 , R_2 і R_3 , довжини верхньої ділянки l_3 , а також сталі інтегрування. Визначаються значення і напрямки кутів повороту долота і ОЦЕ, а також величини згинаючих моментів на зазначених центруючих елементах.

Маючи напрямки повороту центрувальних пристроїв, виникає можливість уточнити схему розташування КНБК в стовбурі свердловини

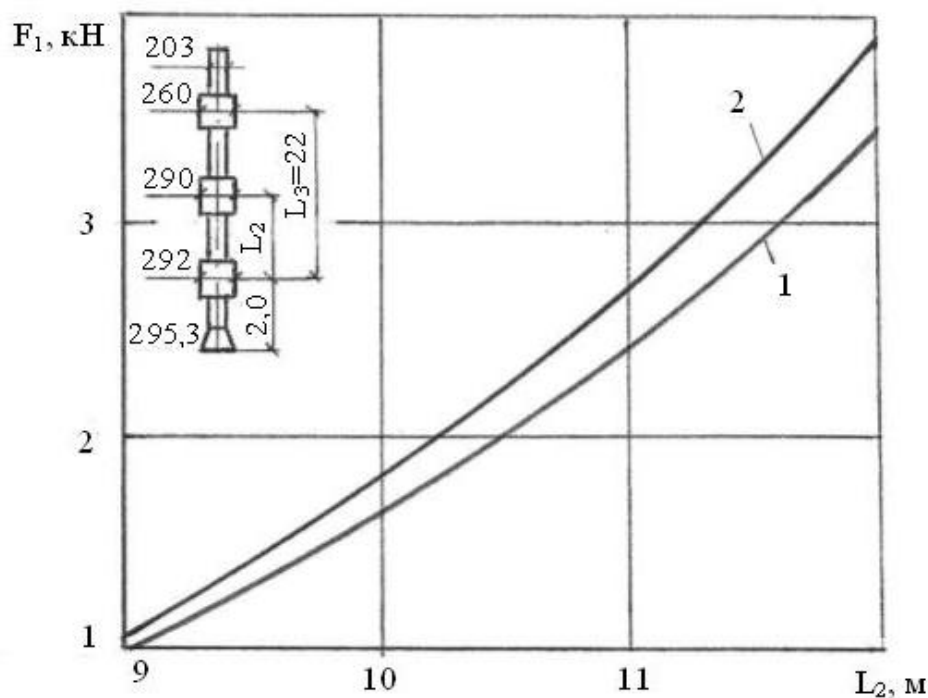
(рис. 1, б), тобто перейти до такої схеми, яка засвідчує її реальне розташування. В даному випадку поворот ОЦЕ за годинниковою стрілкою вважається додатнім, а проти годинникової – від'ємним. В першому випадку центратор контактує із стінкою стовбура свердловини своєю крайньою правою ділянкою опорної поверхні, а в другому випадку – навпаки, з крайньою лівою.

У відповідності із схемою реального розташування КНБК в стовбурі свердловини складаються диференціальні рівняння для семи ділянок компоновки.

В таблиці 1 відображено варіанти граничних умов на кінцях і в точках спряження елементів трицентраторної КНБК відповідно до напрямку повороту ОЦЕ.

За напрямками нахилу ОЦЕ формуються конкретні граничні умови, які відображають реальний варіант розташування КНБК в стовбурі свердловини.

За допомогою граничних умов складається система рівнянь, яка також відповідає реальному варіанту розташування в стовбурі свердловини ОЦЕ та компоновки в цілому. Після розв'язання системи рівнянь отримуємо уточнені значення відхиляючої сили на долоті F, величин реакцій $R_{11}(R_{22})$, $R_{33}(R_{44})$ і $R_{55}(R_{66})$, довжини верхньої ділянки l_7 . Окрім цього, розраховуються кінцеві значення кутів повороту КНБК в місцях розташування долота і ОЦЕ, а також величини згинаючих моментів на зазначених елементах компоновки.



1, 2 – розрахунок відповідно за загальноприйнятою і новою методиками

Рисунок 2 – Залежність відхиляючої сили на долоті від відстані між другим і третім центраторами (дол. – 295,3 мм, ОБТ – 203 мм – 20 м, ОЦЕ – 292 мм – 0,6 м, ОБТ – 203 мм – L_2 , ОЦЕ – 290 мм – 0,6 м, ОБТ – 203 мм, ОЦЕ – 260 мм – 0,6 м, ОБТ – 203 мм, $L_3=22$ м; $\alpha=30^\circ$)

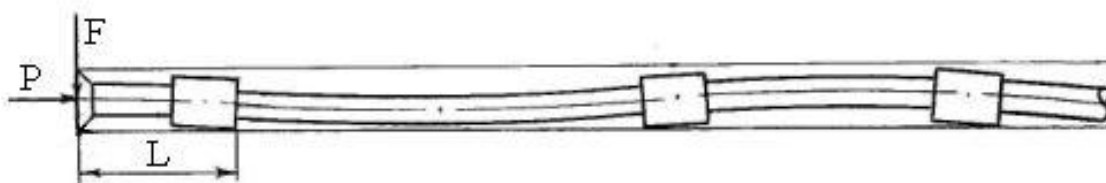


Рисунок 3 – Схема реального розташування трицентраторної компоновки низу бурової колони в стовбурі свердловини

Для порівняння результатів розрахунку за загальноприйнятою (перший етап прорахунку) і запропонованою методикою проведено розрахунок трицентраторної КНБК на базі обважнених бурових труб діаметром 203 мм.

На рис.2 зображено залежності відхиляючої сили на долоті від відстані між другим і третім центраторами КНБК. З рисунка видно, що із збільшенням відстані між центраторами відхиляюча сила на долоті також збільшується майже пропорційно, оскільки графічні залежності близькі до прямих. Однак, при розрахунку за новою методикою значення відхиляючої сили на долоті в середньому на 11% вище, ніж при розрахунку за традиційною методикою.

Пояснити зростання відхиляючої сили на долоті в трицентраторній КНБК при розрахунку за новою методикою можна на основі схеми реального розташування такої компоновки в стовбурі свердловини, яку зображено на рис. 3. Як видно з рисунка, основним фактором зростання відхиляючої сили на долоті є збільшення довжини першої секції, тобто відстані L від

опорної поверхні породоруйнуючого інструменту до точки контакту ОЦЕ із стінкою свердловини на половину довжини центратора (на 300 мм). Другим фактором, що впливає на зростання відхиляючої сили на долоті, є наявність в складі першої секції центратора, жорсткість якого більш, ніж у 2 рази перевищує аналогічний параметр обважнених бурових труб діаметром 203 мм.

Тут слід зазначити, що за допомогою нової методики є можливість проводити розрахунки КНБК також при турбінному способі буріння, або у випадку використання гвинтових двигунів, що робить її універсальною.

Таким чином, на основі розрахункової схеми реального розташування різних типів трицентраторних КНБК в стовбурі свердловини, розроблено удосконалену методику розрахунку неорієнтованих компоновок, яка оперує уточненими відстанями між їх точками опори, а також геометричними, ваговими і жорсткісними параметрами центраторів.

Література

- 1 Сулокшин С.С. Направленное бурение / С.С. Сулокшин. – М.: Недра, 1987. – 272 с.
- 2 Сушон Л.Я. Управление искривлением наклонных скважин в Западной Сибири / Л.Я.Сушон, П.В.Емельянов, Р.Т.Муллагалиев. – М.: Недра, 1988. – 125 с.
- 3 Воевідко І.В. Вибір критеріїв оптимізації та розрахунок трицентраторних неорієнтованих вибійних компоновок / І.В. Воевідко // Науковий вісник ІФНТУНГ. – 2003. – №2(6). – С. 5-8.
- 4 Бурение наклонных и горизонтальных скважин / А.Г.Калинин, Б.А.Никитин, К.М.Солодкий, Б.З. Султанов. – М.: Недра, 1997. – 648 с.
- 5 Оганов А.С. Принципы выбора неориентируемых компоновок низа буровой колонны для направленного бурения скважин / В.В. Прохоренко, Г.С. Оганов // Обзорная информация. Газовая промышленность. – 1989. – Вып. 6. – 24 с.
- 6 Расчёт отклоняющей силы на долоте системы с тремя центраторами в наклонном участке скважины / Г.А. Ситдыков, М.М. Юкусов, Л.М. Левинсон, Р.М. Нургалиев // Труды УфНИИ. – 1972. – Вып. 11. – С. 17-20.
- 7 Профили направленных скважин и компоновки низа буровых колонн / А.Г. Калинин, Б.А. Никитин, К.М. Солодкий, Б.З. Султанов. – М.: Недра, 1995. – 305 с.
- 8 Ишемгузин Е.И. К расчёту низа буровой колонны / Е.И. Ишемгузин, Б.З. Султанов // Нефтяное хозяйство. – 1970. – №7. – С. 11-16.
- 9 Метод оптимизации параметров компоновок для стабилизации зенитного угла наклонных скважин / А.Ф. Фёдоров, К.М. Солодкий, А.Г. Калинин, А.С. Повалихин // Нефтяное хозяйство. – 1982. – №11. – С. 11-12.
- 10 Воевідко І.В. Розробка теоретичних основ і технічних засобів для підвищення точності проведення спрямованих свердловин. дис... доктора техн. наук: 05.15.10 / Воевідко Ігор Володимирович. – Івано-Франківськ, 2007. – 410 с.

*Стаття поступила в редакційну колегію
6.04.09*

*Рекомендована до друку професором
Петриною Ю.Д.*

АНАЛІЗ ВПЛИВУ РОЗМІРУ ВИБІРКИ ТА РОЗРЯДНОСТІ АЦП НА СКВ ЕНТРОПІЙНИХ ОЦІНОК ВИХРОВИХ АКУСТИЧНИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ ВИТРАТИ ГАЗУ

С.М.Рудак, С.І.Мельничук

Науково-дослідний і проектний інститут ВАТ «Укрнафта»,
76019, м. Івано-Франківськ, вул. Північний бульвар ім. Пушкіна, 2, тел. (03422) 43225,
e-mail: vpa@ndpi.ukrnafta.com

Проаналізовано вплив розміру вибірки та розрядності аналого-цифрових перетворювачів на зміну середнього квадратичного відхилення ентропійних характеристик вихрових витратомірів

Проанализировано влияние размера выборки и разрядности аналого-цифровых преобразователей на изменение среднего квадратичного отклонения энтропийных характеристик вихревых расходомеров.

The influence of size of selection and bit of ADC on changing of standard deviation of entropy descriptions of vortical transformers are analyzed.

Сучасні засоби вимірювання витрати, які використовують для визначення збурення потоку газу, що утворюється внесенням вихроутворюючого тіла (турбулізатора), практично вичерпали можливості подальшого покращення метрологічних характеристик. Така ситуація зумовлена значною нестаціонарністю фізичних параметрів вимірювального середовища в контрольованих межах, що використовуються як носій інформації про поточну витрату [3].

Одним із перспективних напрямків вдосконалення витратомірів газу згаданого типу є використання статистичних, зокрема ентропійних оцінок шумів, що утворюються потоком після проходження турбулізатора. Застосування принципу оцінювання статистичних характеристик випадкових коливань дає змогу суттєво спростити апаратну реалізацію вимірювальних каналів, проте зумовлює необхідність проведення аналізу можливих факторів, які безпосередньо впливають на точність вимірювання. Процедура вимірювання реалізується на послідовному перетворенні шумів акустичного діапазону у відповідні аналогові електричні коливання з подальшою дискретизацією, формуванням послідовності вибірок сигналу і обчисленням оцінок ентропії цих вибірок (рис. 1).

Одним із основних критеріїв ефективності функціонування первинних перетворювачів є повторюваність вимірювальних даних в діапазоні вимірювання такого пристрою, яка практично визначається величиною середнього квадратичного відхилення. Доцільно зазначити, що у випадку застосування статистичного підходу СКВ різних оцінок, зокрема ентропії, буде залежати від багатьох факторів, таких, що призводять до зміни шумів середовища не зумовлених зміною витрати (роботою різноманітного обладнання в експлуатаційних умовах), від розрядності аналого-цифрового перетворювача, а також від розміру вибірки. Крім того, характеристики випадкових акустичних коливань

зазнають суттєвих змін під впливом місцевих опорів на відстанях прямолінійних ділянок трубопроводу, що перевищують $100D$ [1], тому з метою усунення такого впливу доцільно розглянути можливість введення в потік збурюючого елементу, який буде основним джерелом шуму, що, в свою чергу, дасть можливість зменшити вплив неконтрольованих зовнішніх впливів.

При застосуванні турбулізатора, потужність випадкових акустичних коливань суттєво збільшується порівняно з реалізацією засобу вимірювання без нього [1], що зумовлює зростання потужності інформаційного сигналу і, як наслідок, призводить до збільшення ентропійних оцінок послідовних фрагментів реалізацій шумів потоку газу.

З вищевикладеного можна сказати, що важливою передумовою для розрахунку оцінок ентропії є вибір оптимального значення величини вибірки та розрядності АЦП, за яких значення СКВ вимірювань було б мінімальним [2, 4].

З метою дослідження згаданих питань, проведено низку експериментів на базі стаціонарної дзвонової установки ІВФ «Темпо» м. Івано-Франківськ, границі основної відносної похибки якої $\pm 0,13\%$ (свідоцтво про повірку №113), для трубопроводу діаметром $D = 0,03$ м з робочим тиском 114,0 мм водяного стовпа, робоче середовище — повітря.

Для проведення аналізу взято до уваги пряму ділянку трубопроводу $100D$ до вихрового акустичного перетворювача (з метою мінімізації впливу місцевих опорів на перетворювач), витрати середовища ≈ 3 м³/год, 5 м³/год, 7 м³/год та 9 м³/год, при яких потік середовища знаходиться в турбулентному режимі. Перехід в турбулентний режим відбувається при витраті середовища $\approx 3,12$ м³/год, що відповідає числу Рейнольдса $Re=2300$, з врахуванням в'язкості для повітря $\nu = 1,49 \cdot 10^{-5}$ м²/с та діаметру трубопроводу $D = 0,03$ м [3].

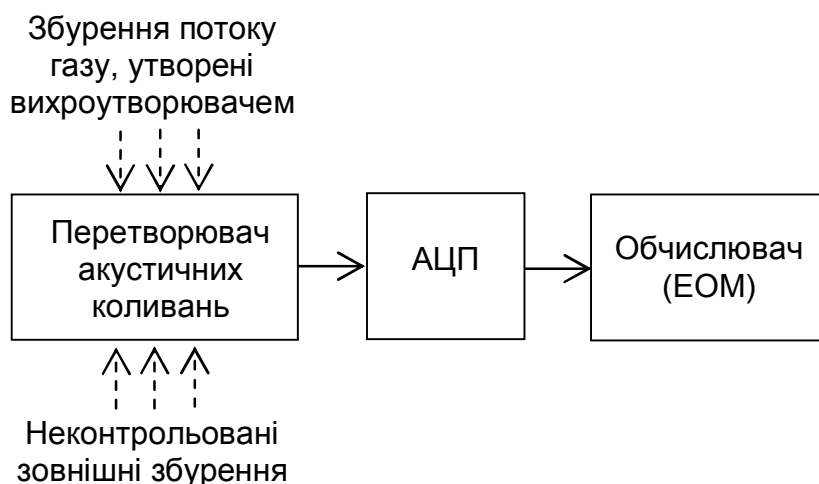


Рисунок 1 — Узагальнена структура системи вимірювання витрати за ентропійними оцінками шумів контрольованого середовища вихровим акустичним перетворювачем

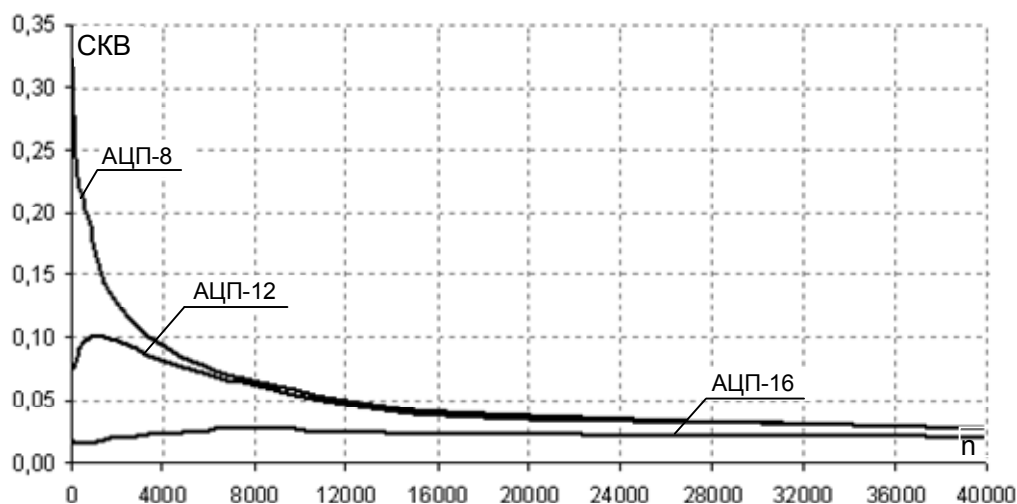


Рисунок 2 — Залежність значення СКВ оцінок ентропії від розміру вибірки n для різних розрядностей АЦП ($Q \approx 5 \text{ м}^3/\text{год}$)

На першому етапі проведено дослідження впливу розрядності АЦП для промислових пристроїв, які найбільш поширені, тобто аналізувались перетворювачі з розрядною сіткою 8, 12 та 16 біт. Результати дослідження свідчать (рис.2), що для обраного діапазону витрат найменше значення СКВ оцінок ентропії спостерігається для 16 розрядного АЦП, прийнятним також може бути застосування і 12-ти розрядного перетворювача, оскільки з його використанням значення СКВ не істотно відрізняються від вищенаведеного.

Уточнені результати обчислень СКВ ентропійних оцінок для різних витрат газу з обраного діапазону для АЦП 16, 12 та 8 біт зображено в табл.1-3. Результати розрахунку дають можливість простежити тенденцію та пропорційність зміни значень СКВ із зміною вищезгаданих параметрів.

З табл.1 видно, що за більших значень витрати середовища різниця в зміні СКВ досить незначна. Ця різниця збільшується із зменшенням розрядності АЦП.

З табл.1-3 видно, що найменші значення СКВ оцінок ентропії випадкових шумів контрольованого середовища спостерігаються для АЦП розрядністю 16 біт.

Наступним та важливим етапом є дослідження і порівняльний аналіз СКВ оцінок ентропії вищерозглянутих величин витрат для різних розмірів вибірок, яке проведено для n від 32 до 40960 послідовних відліків (значень) (рис. 3-5).

Із зростанням розміру вибірки значення СКВ для АЦП-12 та АЦП-8 розрядного суттєво зменшуються (рис. 4, 5). Фактично для АЦП-16 розрядів (табл. 1) найменші значення СКВ лежать в межах розміру вибірок від 128 до 1024 елементи (відліки) для різних витрат відповідно, проте починаючи вже з 36000 ці значення стабілізуються з постійною тенденцією до їх зменшення (рис. 3). Також слід зазначити, що АЦП-8 розрядів має найкращі характеристики (рис.5): збільшення розміру вибірки, а також зростання витрати вимірювального середовища приводить до зменшення СКВ і межі розмірів

Таблиця 1 – СКВ ентропійних оцінок різних розмірів вибірок та витрат АЦП 16 біт

Витрата середовища Q , м ³ /год	Розмір вибірки, n											
	32	64	128	256	512	1024	2048	4096	8192	16384	32768	40960
3	0,0393	0,0366	0,0357	0,0372	0,0422	0,0531	0,0610	0,0825	0,0828	0,0686	0,0520	0,0501
5	0,0203	0,0177	0,0158	0,0153	0,0156	0,0174	0,0203	0,0239	0,0268	0,0228	0,0218	0,0208
7	0,0153	0,0129	0,0114	0,0104	0,0100	0,0102	0,0112	0,0122	0,0141	0,0161	0,0177	0,0160
9	0,0129	0,0104	0,0088	0,0079	0,0075	0,0073	0,0076	0,0080	0,0089	0,0103	0,0121	0,0108

Таблиця 2 – СКВ ентропійних оцінок різних розмірів вибірок та витрат АЦП 12 біт

Витрата середовища Q , м ³ /год	Розмір вибірки, n											
	32	64	128	256	512	1024	2048	4096	8192	16384	32768	40960
3	0,1621	0,1571	0,2225	0,1696	0,1688	0,1607	0,1487	0,1290	0,1074	0,0806	0,0573	0,0546
5	0,0814	0,0756	0,0755	0,0841	0,0957	0,1020	0,0977	0,0813	0,0609	0,0384	0,0297	0,0271
7	0,0567	0,0511	0,0486	0,0511	0,0576	0,0643	0,0685	0,0627	0,0519	0,0388	0,0294	0,0234
9	0,0439	0,0368	0,0332	0,0323	0,0340	0,0372	0,0411	0,0437	0,0390	0,0328	0,0225	0,0202

Таблиця 3 – СКВ ентропійних оцінок різних розмірів вибірок та витрат АЦП 8 біт

Витрата середовища Q , м ³ /год	Розмір вибірки, n											
	32	64	128	256	512	1024	2048	4096	8192	16384	32768	40960
3	0,3742	0,3087	0,2671	0,2329	0,2009	0,1754	0,1556	0,1319	0,1083	0,0807	0,0568	0,0542
5	0,3248	0,3102	0,2927	0,2295	0,2126	0,1648	0,1270	0,0926	0,0647	0,0405	0,0305	0,0267
7	0,3400	0,2454	0,2416	0,2232	0,1919	0,1492	0,1133	0,0822	0,0598	0,0420	0,0306	0,0242
9	0,2212	0,1816	0,1611	0,1490	0,1291	0,1044	0,0781	0,0583	0,0425	0,0324	0,0219	0,0200

вибірок з найменшими значеннями СКВ не простежується, як для АЦП-16, проте їхні значення є (порівняно з АЦП-12 та АЦП-16) дещо вищими (табл. 3).

З рис. 3-5 також видно, що збільшення розрядності перетворювача веде до збільшення непропорційності розподілу значень СКВ з зменшенням витрати вимірювального середовища (відносно великих витрат). Відповідно, це зумовлює нерівномірність розподілу математичних сподівань для даних витрат.

Залежність енергії сигналу від ентропійних оцінок величини витрати існує по всьому досліджуваному діапазоні. Основна частка енергії шумового сигналу припадає на максимальне значення ентропійних характеристик, а, відповідно, і на витрати вимірювального середовища. При цьому збільшення величини витрати вимірювального середовища приводить до збільшення енергії шумів E_s (рис.6), в такому випадку спостерігається зменшення значення СКВ ентропійних оцінок, що породжуються переміщенням потоку контрольованого середовища (табл. 1-3) [5].

Проведений аналіз і отримана залежність ентропійних оцінок послідовних вибірок реалізації випадкових процесів (шумів) потоку газу від енергії, що отримується при обробці інформаційного потоку з вимірювального перетво-

рювача витрати, з впевненістю описується степеневою функцією. Результат також підтверджує пропорційність зростання математичного сподівання ентропійних оцінок із зростанням витрати потоку газу.

Для визначення оцінки точності вимірювання витрати в контексті статистичного аналізу оперують поняттям ентропійної величини похибки. Величина цієї похибки буде безпосередньо залежати від значення СКВ випадкової величини ентропійних характеристик та описуватися Гауссовим інтегралом помилок.

У випадку застосування статистичного підходу СКВ оцінок ентропії буде мати найменше значення при зростанні розрядності АЦП та із збільшенням розміру вибірки. Це, в свою чергу, за подальших досліджень дасть змогу мінімізувати верхню границю похибки вимірювання шумовим перетворювачем.

Таким чином, результати проведених досліджень мають практичне значення і підтверджують необхідність подальшої роботи в даному напрямку, особливо в питанні підвищення точності вимірювання запропонованим методом, а також можуть стати підґрунтям для оцінювання впливу прямих ділянок трубопроводів до та після шумового вихрового перетворювача витрати газу.

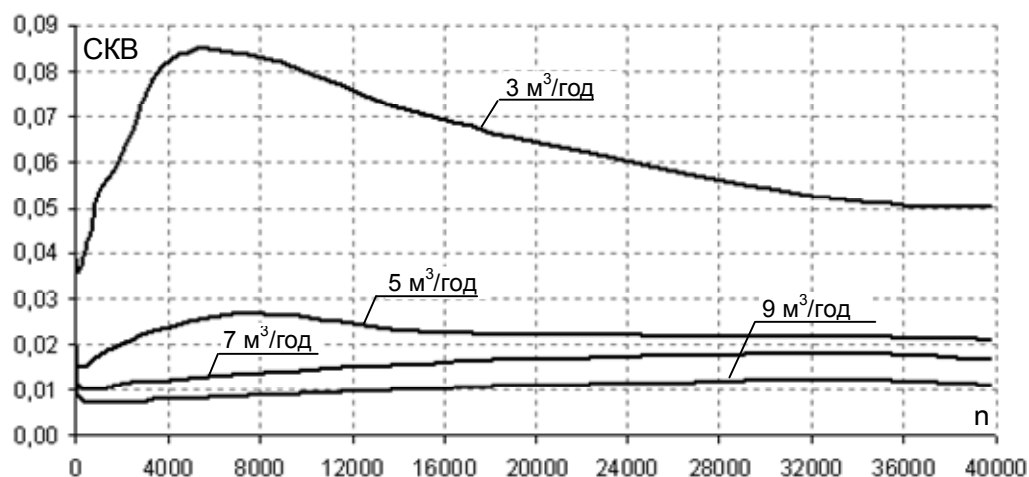


Рисунок 3 – Залежність значення СКВ ентропійних характеристик від розміру вибірки n для АЦП 16 біт

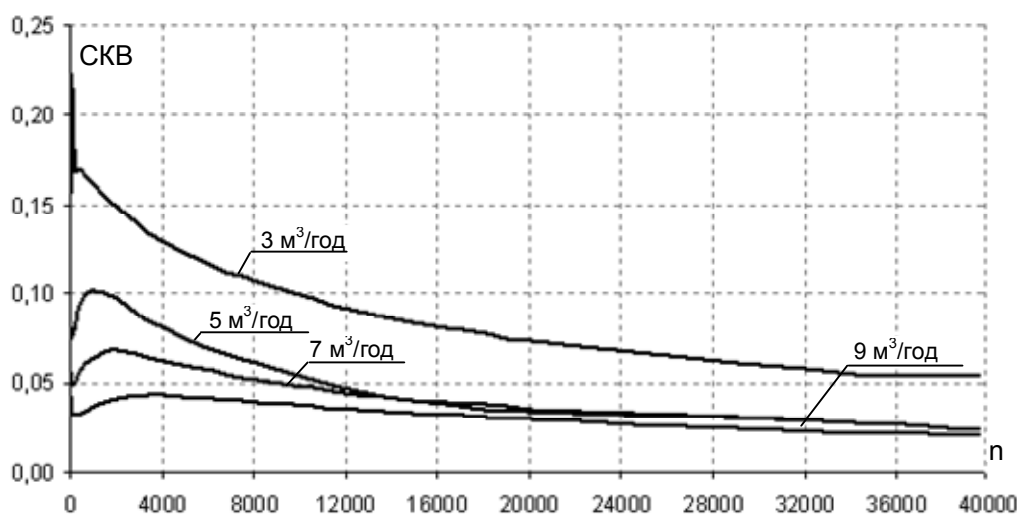


Рисунок 4 – Залежність значення СКВ ентропійних характеристик від розміру вибірки n для АЦП 12 біт

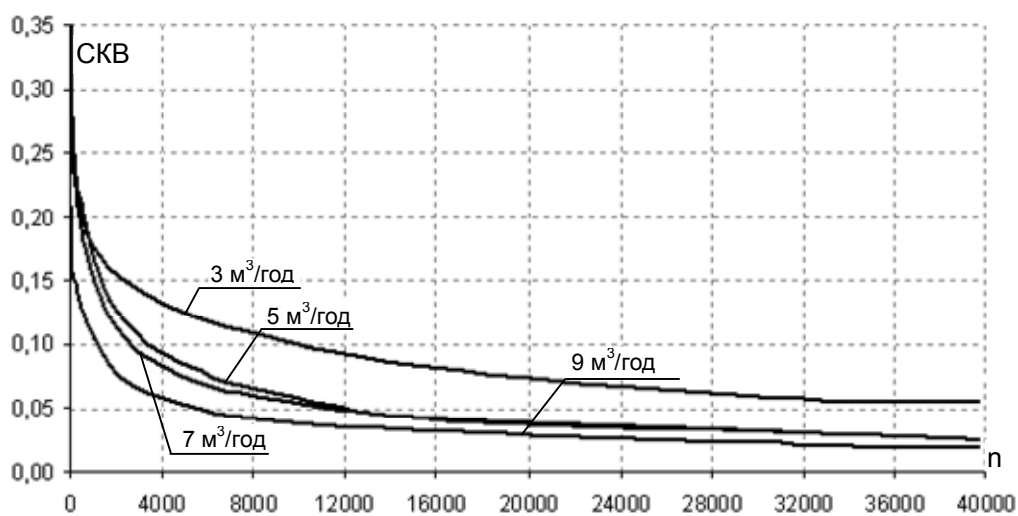


Рисунок 5 – Залежність значення СКВ ентропійних характеристик від розміру вибірки n для АЦП 8 біт

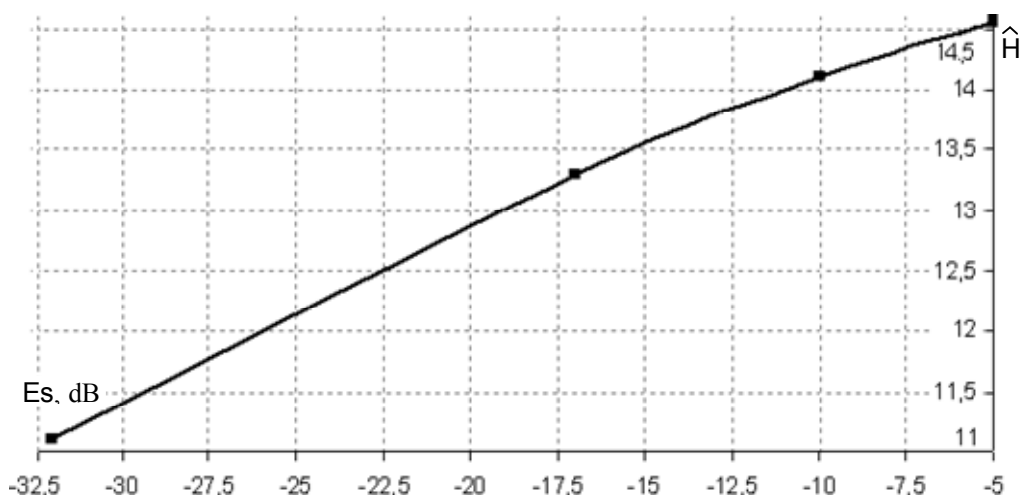


Рисунок 6 – Залежність енергії сигналу E_s від значень ентропійних оцінок величини витрати газу (повітря) $\hat{N}$ для розміру вибірки 40960 відліків

Література

1 Рудак С.М. НДПІ ВАТ "Укрнафта" – "Автоматика 2008" [Текст] / С.М. Рудак // Дослідження впливу місцевих опорів та довжини прямих ділянок трубопроводів на метрологічні характеристики шумових витратомірів: зб. тез доповідей 15 Міжнародної конференції з автоматичного управління, 23-26 вер., 2008 р., доповнення 2. – Одеса: ОНМА, 2008. – С.17-19.

2 Пат. 7 G01F25/00. Спосіб вимірювання витрати на основі статистичних характеристик шумів вимірювального середовища [Текст] / Мельничук С. І., Пашкевич О. П.; – № 77083; опубл. 16. 10. 06, Бюл. №10.

3 Кремлевский П.П. Расходомеры [Текст] / П. П. Кремлевский. – М.–Л.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1963. – 656 с.

4 Кісіль І. С. Метрологія, точність і надійність засобів вимірювань [Текст]: [навчальний посібник] / І. С. Кісіль. – Івано-Франківськ: Факел, 2002. – 400 с.

5 Пашкевич О.П. "Галицька академія" – Метрологія та вимірювальна техніка [Текст] / О. П. Пашкевич, С. І. Мельничук // Статистичний аналіз випадкових сигналів, які утворюються при переміщенні газових потоків в транспортній магістралі: наукові праці конференції. – Харків, 2004. – С.126-128.

Стаття поступила в редакційну колегію
01.04.09

Рекомендована до друку професором
Горбійчуком М.І.

Наука — виробництву

УДК 621.673.001

ЕФЕКТИВНІ МЕТОДИ ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ НАСОСНИХ ШТАНГ

С.Ю.Онищук

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 42166

e-mail: koreyb@nuing.edu.ua

Подается описание эффективных методов повышения надежности насосных штанг — метода усиления насосных штанг склотканевой стрічкою і застосування обертача колони насосных штанг черв'ячного типу безперервної дії. Метою методів є підвищення стійкості матеріалу штанг до корозійного спрацювання та зниження інтенсивності відкладання парафіну на їх поверхні, зменшення інтенсивності механічного спрацювання, зумовленого тертям насосных штанг до поверхні труб. Вказується негативний вплив факторів корозії, утворення парафінових пробок та тертя колони насосных штанг до поверхні насосно-компресорных труб на працездатність штангової насосної установки для видобутку нафти. Наводиться огляд заходів, спрямованих на підвищення надійності колони насосных штанг. Подається опис технології зміцнення насосных штанг склотканевою стрічкою. Описано позитивний ефект від застосування обертача колони насосных штанг черв'ячного типу безперервної дії. Сформульовано висновки по доцільності застосування методів зміцнення насосных штанг склотканевою стрічкою і застосування штангообертача черв'ячного типу безперервної дії.

Дано описание эффективных методов повышения надежности насосных штанг — метода упрочнения насосных штанг стеклотканевой лентой и применение вращателя колонны насосных штанг червячного типа непрерывного действия. Цель методов заключается в повышении устойчивости материала штанг к коррозионному износу и снижение интенсивности отложения парафина на их поверхности, уменьшение интенсивности механического износа, обусловленного трением насосных штанг к поверхности насосно-компрессорных труб. Указывается вредное влияние факторов коррозии, образования парафиновых пробок и трения колонны штанг к поверхности насосных труб на работоспособность штанговой насосной установки для добычи нефти. Приводится обзор мероприятий, направленных на повышение надежности колонны насосных штанг. Дается описание технологии упрочнения насосных штанг стеклотканевой лентой. Описано позитивный эффект от применения вращателя колонны насосных штанг червячного типа непрерывного действия. Формулируются выводы по применимости данного методов упрочнения насосных штанг стеклотканевой лентой и применение штангообертача червячного типа непрерывного действия.

Description of effective methods of increase of reliability of sucker rod sis given in the article - method of strengthening of sucker rods by a fiberglass ribbon and application of sucker rods column rotator of worming type of continuous action. The increase of firmness of material of sucker rods is the purpose of methods to corrosive damage and decline of intensity of laying of paraffin on their surface, diminishment of intensity of mechanical damage, conditioned by friction of sucker rods to the surface of pipes. The negative influencing of factors of corrosion, formation of paraffin corks and friction of column of sucker rods to the surface of tubing on the capacity of the barbell pump setting for the oil production is specified. The review of the measures directed on the increase of reliability of column of sucker rods is pointed. Description of technology of strengthening of sucker rods by a fiberglass ribbon is given. A positive effect is described from application of sucker rods column rotator of worming type of continuous action. Conclusions on expedience of application of methods of strengthening of sucker rods are formulated by a polymeric ribbon and application of sucker rods column rotator of worming type of continuous action.

Метою статті є опис ефективних методів підвищення надійності насосних штанг — зміцнення склотканевою стрічкою, використання штангообертача черв'ячного типу безперервної дії в поєднанні із застосуванням шкребків-центраторів, виділення переваг вказаних заходів підвищення ресурсу колони насосных штанг порівняно із іншими методами та формулюван-

ня висновку про застосовність методів на нафтових промислах. Подається опис технології зміцнення, установки для намотування стрічки та фізико-механічні параметри такого покриття. Також описано принцип роботи штангообертача черв'ячного типу безперервної дії.

Аналіз даних про відмови на нафтових промислах дає змогу стверджувати, що перева-

жна більшість аварій на промислах пов'язана із корозійними процесами. І це однозначно впливає на вартість продукції свердловин. Так, за даними Державного трубного інституту імені Я.Є.Осади (м. Дніпропетровськ), затрати на ліквідацію несприятливих наслідків корозійних руйнувань становлять до 30% від витрат на видобуток нафти [1]. Істотний вплив корозійного зносу пояснюється наявністю високоагресивних середовищ і високим вмістом в продукції пласта кислих газів H_2S , CO_2 . Найбільш небезпечним, з точки зору надійності, вузлом підземної частини комплексу штангової насосної установки є колона насосних штанг — спільна дія циклічних втомних навантажень і корозійної втоми та спрацювання (часто ще місцеве тертя до внутрішньої поверхні насосних труб) призводить до інтенсивного її спрацювання, часто — до обриву колони насосних штанг, що супроводжується значними витратами коштів на спуско-підіймальні та ремонтні операції.

Вказана проблема часто додатково загострюється наявністю в продукції свердловини парафіністих сполук — в процесі видобутку нафти, кристалізований парафін осідає на поверхні насосних штанг, збільшуючи навантаження на тіло штанг завдяки збільшеному гідравлічному опору каналу всередині насосних труб. В деяких випадках можливе утворення парафінових пробок в каналі насосних труб, що може призводити до обриву колони насосних штанг. Крім того, парафінізація каналу насосних труб спричиняє підвищення тиску в колоні, що збільшує витрати рідини через плунжер і клапани насоса і зменшує коефіцієнт подачі насоса. [2]

Ще одним фактором, який, безумовно, впливає на довговічність колони насосних штанг є тертя між штангами та внутрішньою поверхнею насосно-компресорних труб. Зважаючи на те, що абсолютна більшість нафтопромислових свердловин не є строго вертикальними, а мають певні відхилення від вертикальної осі, в процесі роботи ШНУ в місцях згину колони насосних труб одні і ті самі ділянки штанг будуть торкатися одних і тих самих ділянок внутрішньої поверхні насосних труб. Об'єднана дія механічного спрацювання, корозійних процесів та втомних напружень в матеріалі насосних штанг веде до досить швидкого зносу металу в цих небезпечних ділянках.

Описані нами фактори, які впливають на спрацювання колони насосних штанг — корозійна агресивність середовища, кристалізація парафіністих сполук і тертя насосних штанг до внутрішньої поверхні насосних труб і є тими основними проблемами, усунувши або зменшивши інтенсивність їх прояву, ми досягнемо підвищення ресурсу найбільш навантаженої частини ШНУ — колони насосних штанг, як результат — отримаємо можливість знизити витрати на обслуговування насосної установки.

Для боротьби з корозією підземної частини ШНУ застосовують такі заходи [3]:

- застосування інгібіторів корозії;
- застосування труб із низьколегованих та легованих сталей;

- застосування склопластикових труб [4];
- захист поверхні труб протикорозійними покриттями.

З точки зору економічних затрат на боротьбу з корозією і ефект від застосування того чи іншого методу, доцільним є використання методів захисту поверхні насосних штанг протикорозійними покриттями. Їх теж можна поділити на чотири види [3]:

- дифузійне цинкове покриття;
- полімерне покриття;
- силікатно-емалеве покриття;
- покриття склотканинною стрічкою з епоксидним зв'язувачем [5].

Слід зауважити, що на вітчизняних нафтопромислах сьогодні найбільш затребуваними є методи, які не вимагають значних капітальних вкладень, є технологічно простими і, по можливості, такими, що підлягають відновленню в умовах промислу. Тому найбільш вигідним є використання технології зміцнення насосних штанг із застосуванням полімерно-композитних матеріалів. Крім того, даний вид покриття значно зменшує інтенсивність відкладання парафіну на поверхні насосної штанги, і певною мірою протидіє механічному спрацюванню тіла насосної штанги від тертя до насосно-компресорної труби.

Суть даного методу полягає в тому, що на поверхню насосної штанги по всій довжині намотується стрічка з полімерного матеріалу, стійкого до корозії. Кожен наступний шар стрічки приклеюється до попереднього за допомогою епоксидного зв'язувача (як і перший шар з тілом штанги). Завдяки відмінним протикорозійним якостям склотканини, що використовується при зміцненні, та щільному покриттю нею тіла штанги, значно знижується інтенсивність корозійного руйнування матеріалу насосної штанги. Істотними перевагами методу є його дешевизна та технологічна простота процесу зміцнення.

Для зміцнення насосних штанг вищезгаданим способом пропонується застосування установки, що складається з електричного двигуна приводу 1 (рисунок 1), який через муфту 2 з'єднується з редуктором 3, що передає обертання на патрон на станині 4, в якому закріплено штангу 5. Епоксидний зв'язувач із ванни 6 подається на штангу щіткою 8, яка обертається незалежним приводом 8. Між двома напрямними валиками 9 проходить зміцнююча стрічка 10, що змотується з барабану 11. Для створення потрібного натягу стрічки до барабану приєднано гальмо 12. Переміщення станини 13, на якій змонтовано барабан, напрямні валики і ємність із зв'язувачем, забезпечується пасом 14, який з'єднано з редуктором 3.

Перед ввімкненням установки початок зміцнюючої стрічки 10 закріплюється на штанзі 5 за допомогою двосторонньої клеючої стрічки. Ванна 6 наповнюється епоксидним зв'язувачем, вмикається привід щітки 8, що забезпечить її обертання та нанесення клею на поверхню тіла штанги і стрічку. Після ввімкнення головного двигуна 1 штанга 5 почне обертатися, намоту-

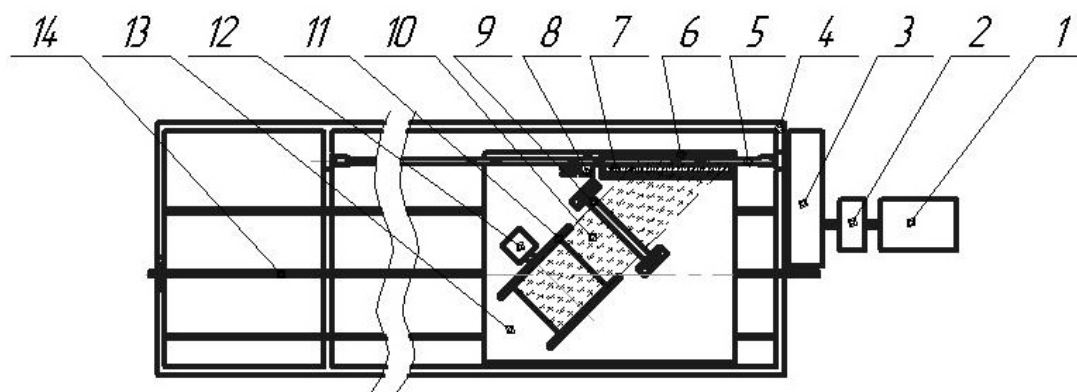


Рисунок 1 – Схема установки для зміцнення насосних штанг склотканинною стрічкою

Таблиця 1 – Властивості конструкції склотканинного покриття на основі наповнювача – склотканини Т-10-80, зв'язувача ЕДТ-10, адгезія до металу на основі клею К-153

№ з/п	Параметри	Одиниці вимірювання	Значення параметрів
1	Густина зміцнюючого покриття	кг/м ³	1900
2	Границя міцності на розтяг	МПа	100
3	Границя міцності на стискання	МПа	240
4	Модуль пружності	МПа	46400
5	Питомий об'ємний електричний опір	Ом·м	1,3·10 ¹³
6	Ударна в'язкість	кДж/м ²	874
7	Водопоглинання	%	0,04
8	Твердість за Брінелем	Н _В , МПа	487
9	Час затвердіння	год	24
10	Коефіцієнт лінійного розширення	1/К	4,1·10 ⁻⁶ -8,1·10 ⁻⁶
11	Коефіцієнт Пуассона		0,24
12	Перехідний електричний опір	Ом·м ²	10 ⁸
13	Міцність адгезії склопластикового покриття до матеріалу штанги зі сталі:		
	а) за руйнуючим напруженням при рівномірному відриві за 20°C	МПа	10-10,9
	б) за руйнуючим напруженням при зсуві, за 20°C	МПа	10,5-12,8
14	Температура адгезії	°C	18-20
15	Робоча температура експлуатації з'єднання на основі клею К-153	°C	-40÷+90
16	Електрична міцність адгезійного з'єднання	кВ/мм	24,9
17	Термін служби адгезійного з'єднання	років	25
18	Суцільність покриття	кВ/мм	не менше 5,0
19	Товщина покриття	м	0,01
20	Термін служби покриття	років	25
21	Міцність під час удару	Дж	не менше 10

ючи на поверхню склотканинну стрічку 10. Одночасно рух паса 14 забезпечить переміщення станини 13 разом із барабаном зміцнюючої стрічки. Натяг стрічки забезпечується гальмом 12.

Після покриття стрічкою всієї поверхні тіла штанги, стрічка відрізається паралельно осі штанги, за недостатнього просочення епоксидним зв'язувачем зміцнену штангу можна промастити клеєм, повернувши установку у вихід-

не положення (ввімкнувши реверс основного двигуна) і повторивши весь цикл роботи без з'єднання із стрічкою на барабані.

Як зв'язуючий компаунд для зміцнюючої стрічки пропонується використовувати епоксидний зв'язувач ЕДТ-10 ОСТ 92-0957, в який можна додавати прискорювач полімеризації 2,4,6-три (діметиламіно) (метил) фенол УПО 60612 згідно з ТУ 6-00209817.035, каталізатор диметиланілін технічний згідно з ГОСТ 2168-78.

Матеріал стрічки — конструкційна склотканина структури 10 на замаслювачі №80 Т-10-80 згідно з ГОСТ 19170-73.

Зміцнююче покриття на основі вищезазначених матеріалів повинне забезпечувати фізико-хімічні характеристики, наведені в таблиці 1.

Описаний метод зміцнення насосних штанг полімерною стрічкою завдяки фізико-хімічним особливостям такого покриття має також добрі результати в боротьбі із утворенням парафінових відкладень.

Для боротьби із парафінізацією каналу насосних труб можна застосовувати два види методів — попередження і видалення [6]. Перші передбачають використання засобів і методів, які уповільнюють або повністю припиняють процеси утворення кристалів парафіну, другі — передбачають періодичне очищення обладнання від утворень, які ще не досягли розмірів, що суттєво ускладнюють роботу установки.

З огляду на високу вартість і складність проведення заходів з попередження парафінування, звернемо увагу на значно простіші і дешевші методи видалення парафіну. Їх розділяють на три види — теплові, механічні і хімічні. З них теплові і хімічні потребують для їх проведення спеціального обладнання або реагентів, вони тривалі і вимагають припинення процесу видобутку.

Механічні методи базуються на принципі видалення утворених відкладень на внутрішній поверхні НКТ застосуванням спеціальних пристроїв — шкребків, закріплених на насосних штангах. При здійсненні зворотно-поступального руху штанг шкребки стирають парафінові відкладення. За конструкцією і принципом дії шкребки поділяють на: пластинчаті (застосовуються із штангообертачем), які очищають канал НКТ при обертанні колони штанг; спіральні; “літаючі”, які розкривають скребучі поверхні при русі вгору (для викривлених свердловин). Завдяки простоті виготовлення та використання шкребків (які крім того, ще можуть виконувати роль центраторів) даний метод знаходить застосування в даний час. Особливо ефективним є використання пластикових шкребків-центраторів із штангообертачем, що дає можливість рівномірно очищати всю поверхню каналу НКТ, крім того, запобігаючи контакту насосних штанг із колоною насосних труб.

Таким чином, використання обертачів колони насосних штанг має в собі декілька позитивних впливів. Завдяки провертанню колони насосних штанг, спрацювання штанг, штангових муфт та стінок насосно-компресорних труб від тертя метал по металу розсіюється на кут 360° (особливо актуально для викривлених або похилих свердловин); завдяки обертанню штанг разом із шкребками та протекторами збільшується область, що очищається від парафінових відкладень. Крім того, дія крутного моменту запобігає розгвинчуванню різьбових з’єднань насосних штанг.

На даний час відомо декілька типів штангообертачів, спільною ознакою яких є наявність упорного підшипника, встановленого між кана-

тною підвіскою та затискачем полірованого штока, який дає змогу обертатись колоні насосних штанг при здійсненні зворотно-поступального руху. В якості джерела енергії для створення крутного моменту використовується енергія коливань балансира верстата-качалки. При цьому зворотно-поступальний рух головки балансира перетворюється у обертовий рух робочого органу обертача завдяки використанню храпового колеса з собачкою, яка впродовж половини робочого циклу штовхає робоче колесо, а іншу половину — утримує його нерухомим.

Добрі результати дає застосування штангообертача черв’ячного типу безперервної дії. В порівнянні із храповими обертачами, такий тип обертача є надійнішим завдяки наявності черв’ячної передачі, яка може сприймати значні навантаження. Крім того, тут немає потреби у встановленні собачки для фіксації колони під час її обертання, її функції виконує черв’ячна передача. Згинальні навантаження, що діють на колону штанг під час роботи обертача в даному випадку менші завдяки наявності черв’ячної передачі.

Здійснення безперервного обертання штангової колони є можливим завдяки використанню двох храпових передач, встановлених по різні боки черв’ячного вала, діаметрально протилежно один до одного. При русі балансира вгору задіяною є одна храпова передача, а при русі вниз — інша (завдяки використанню вантажу, приєднаного до важеля). Таким чином, завдяки використанню черв’ячної передачі підвищується надійність конструкції обертача, а завдяки використанню двох храпових передач — зменшується шкідливий вплив фактору циклічної зміни крутного моменту, що передається колоні насосних штанг — це зменшує шкідливий вплив фактора циклічної зміни крутного моменту, що передається колоні насосних штанг.

Принцип дії обертача (рисунк 2) полягає в передачі обертів колоні насосних штанг від черв’ячного колеса 1, розміщеного в корпусі 2 з приєднаними лапами 3. Рух важелів 4 із собачками 5 передається на храпові колеса 6, а від них — валу черв’ячному 7. Вал черв’ячний в місцях контакту з корпусом обертача ущільнюється кільцями 8. На вал черв’ячний напресовано дві пари підшипників 9, 11. 10 — кришка підшипника 9. Храпові колеса 6 по черзі, в залежності від напрямку руху головки балансира обертаються від дії сили, прикладеної до важелів 4. Обертання черв’ячного вала в бік, протилежний необхідному, блокується підпружиненими собачками 5.

Обидва важелі з’єднуються гнучкими підвісками з головкою балансира. Для створення потрібного зусилля для обертання вала при ході колони штанг вниз, до лівого (див. рисунок 2) важеля приєднано вантаж.

Застосування вищенаведених заходів зниження інтенсивності корозійного спрацювання та втоми і зниження швидкості утворення парафінових відкладень — покриття тіла насосних

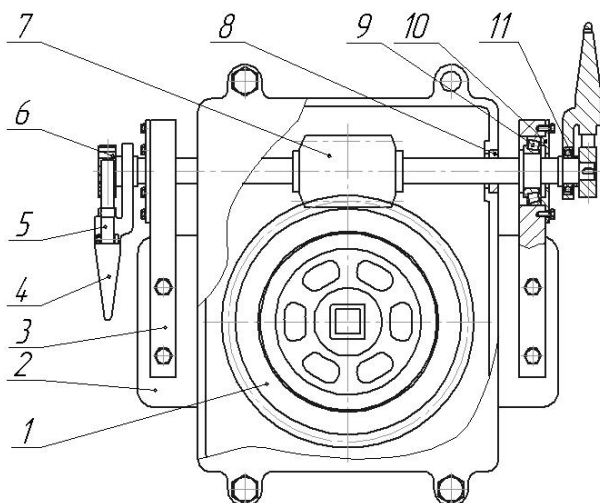


Рисунок 2 – Схема обертача черв'ячного типу безперервної дії

штанг склотканинною стрічкою та застосування штангообертача черв'ячного типу безперервної дії із шкребками-центраторами дає змогу знизити темпи механічного спрацювання від тертя насосних штанг до поверхні труб. З одного боку, полімерне покриття певною мірою захищає від механічного спрацювання, крім того наявність шкребків-центраторів знижують ймовірність контакту штанг з трубами, з іншого боку, застосування обертача безперервної дії розсіює місцеві спрацювання на кут 360° .

Застосування методу зміцнення насосних штанг полімерною стрічкою в поєднанні із використанням обертача насосних штанг черв'ячного типу безперервної дії разом із шкребками-центраторами дозволяє, завдяки невисокій вартості обладнання і матеріалів, за невеликих витрат досягнути зменшення впливу одразу трьох факторів спрацювання насосних штанг: корозійно-агресивного середовища, утворення парафінових відкладень, механічному спрацюванню від тертя.

Отже, в статті наведено опис ефективних методів підвищення надійності насосних штанг — зміцнення насосних штанг склотканинною стрічкою з епоксидним зв'язувачем і використанням штангообертача черв'ячного типу безперервної дії в поєднанні із використанням шкребків-центраторів. Наведено короткий опис обох методів підвищення ресурсу насосних штанг. Обидва методи володіють кількома перевагами перед іншими сучасними методами підвищення надійності колони насосних штанг, а основне — низька вартість методів і при цьому відсутня потреба у дорогому специфічному обладнанні.

1 Проскуркин Е. Защитные покрытия. Качество и долговечность труб // Национальная металлургия. — 2003. — №5. — С. 86-97.

2 Борьба с отложениями парафина при добыче нефти / [С.Ф. Люшин, В.А. Рассказов, Д.М. Шейн-Али, и др.]. — М.: Государственное научно-техническое издательство нефтяной и горно-топливной литературы, 1961.

3 Сучасні методи боротьби із корозією глибинного обладнання свердловинної штангової насосної установки: матеріали VI міжнар. конф. молодих науковців "Інформатика та механіка", м. Кам'янець-Подільський, 6-8 трав. 2008 р. — Хмельницький: Хмельницький національний університет, 2008. — С. 56.

4 Насосні штанги та труби з полімерних композитів: проектування, розрахунок та випробування / [Б.В. Копей, О.В. Максимук, Н.М. Щербина та ін.]. — Львів: ІПІММ імені Я.С. Підстригача НАН України, 2003.

5 Копей Б.В. Сучасні методи боротьби з корозією глибинного обладнання штангових насосних установок / [Б.В. Копей, О.О.Онищук, С.Ю.Онищук та ін.]. // Нафтогазова енергетика. — 2008. — №2 (7). — С. 13-16.

6 Сучасні методи профілактики відкладень парафіну на глибинному обладнанні свердловинної штангової насосної установки: матеріали VI міжнар. конф. молодих науковців "Інформатика та механіка", м. Кам'янець-Подільський, 6-8 трав. 2008 р. — Хмельницький: Хмельницький національний університет, 2008. — С. 53.

*Стаття поступила в редакційну колегію
14.05.09*

*Рекомендована до друку професором
Петриною Ю.Д.*

ПРО ОСОБЛИВОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ МОВИ DELPHI ПІД ЧАС СТВОРЕННЯ ЕЛЕКТРОННОГО ДОВІДНИКА МЕТАЛОРИЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ У НАФТОГАЗОВОМУ МАШИНОБУДУВАННІ

О.Р.Онисько, Л.О.Борушак, Ю.Д.Петрина, В.В.Врюкало

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 41166

e-mail: public@nung.edu.ua

Одним із важливих завдань нафтогазового машинобудування є створення інструментальної бази для реалізації технологічних процесів обробки поверхонь деталей. До останніх відносяться бурові, аварійні інструменти та деталі обладнання промислів.

Суттєво знизити витрати на проектування і виробництво високоточних інструментів можна шляхом автоматизованого проектування. Основними етапами цього процесу є створення програм на мові Delphi з їх подальшим використанням для параметричного тривимірного моделювання необхідних інструментів у середовищі Autocad. Кінцевим результатом є робочі креслення останніх. Отримані проекти можна з високою продуктивністю реалізувати на сучасному обладнанні з числовим програмним керуванням. Перевагою такого проектування є висока точність геометричних параметрів інструментів, їх розмірів, а також гнучкість самої системи технологічної підготовки інструментального виробництва.

К числу важнейших задач нефтегазового машиностроения относится создание инструментальной базы для реализации технологических процессов обработки поверхностей деталей. К последним относятся буровые, аварийные инструменты и детали оборудования промыслов.

Существенно снизить затраты на проектирование и производство высокоточных инструментов можно путем автоматизированного проектирования. Основными стадиями этого процесса являются создание программ на языке Delphi с их дальнейшим использованием для параметрического трехмерного моделирования необходимых инструментов в среде Autocad. В конечном итоге получают рабочие чертежи инструментов. Полученные проекты можно с высокой производительностью реализовать на современном оборудовании с числовым программным управлением. Преимуществом такого проектирования является высокая точность геометрических параметров инструментов, их размеров, а также гибкость самой системы технологической подготовки инструментального производства.

Creating of the cutting instrument basis for the improvement of the technological machining processes of machine details surfaces is one of the most important aim in the oil and gas machine building industry.

Automatic designing is the best path to product of the high precision instruments. To do one the 3-Dimension modeling of that instruments by applying of Delphi system programming together with AutoCAD is very useful. The digitally machine-tools working programs are opened for the projects received from that cooperation between Delphi – preparing application and AutoCAD 3D- designing. One of the preferences of this application is its using flexibility.

Актуальність проблеми та її стан. На сучасному етапі розвитку нафтогазового машинобудування та гірничовидобувної промисловості значне місце посідає проблема швидкого і ефективного виготовлення та ремонту чимраз ширшого спектру деталей для обладнання галузі. До цього переліку можна віднести інструменти – долота різних типів, в першу чергу, шарошкові, турбобури, аварійні інструменти та агрегати для пневмо - чи гідродударного буріння. Конструктивне виконання вказаної продукції передбачає наявність у неї складних фасонних поверхонь. До них відносяться поверхні різбові (кріпильні) та напрямні, бігові доріжки доліт, поверхні, що контактують з робочим середовищем турбобурів тощо.

Технологічні процеси обробки вказаних поверхонь передбачають застосування, в першу чергу, різців. Останні можуть бути використані як різці для токарної обробки та як елементи фасонних (канавкових) фрез. Відповідно отримання високих показників якості обробки значною мірою залежатиме від точності різальних інструментів. Огляд інформаційних джерел в цьому напрямі свідчить, що конкретних досліджень з підвищення якості проектування металорізальних інструментів із використанням прикладних програм параметричного моделювання в Україні фактично не проводиться.

Постановка задачі дослідження. З метою підвищення точності та зниження витрат на проектування широкого спектру різцевих інструментів для нафтогазового машинобудування нами запропоновано комплексно використати можливості мови Delphi та конструкторського редактора Autocad. В результаті потрібно отримати прикладну програму проектування різців, параметричні тривимірні моделі необхідних інструментів та робочі креслення останніх. Вирішення поставленої задачі відобразимо на прикладі конструювання токарного різця.

Як відомо, об'єктно-орієнтована мова Delphi ґрунтується на трьох основних принципах – інкапсуляції, поліморфізмі та спадковості [1]. Отож, об'єкти в середовищі Delphi можуть створюватися

користувачами – програмістами, як такі, що є видозміненими спадкоємцями раніше створених об'єктів. Оскільки всі об'єкти цієї мови описуються програмно, а характерні їм властивості є фрагментами таких програм, то, свого часу, розробниками Delphi було запропоновано поділ всіх об'єктів на класи. Відтак класи стали програмним вмістилищем конкретного набору спільних для певної групи об'єктів властивостей. Самі ж об'єкти стали екземплярами певного класу. Різниця між екземплярами одного і того ж класу полягає в наданні однаковим за назвою властивостям різних значень. Окрім властивостей в класах передбачено ще і методи їх застосування. Для прикладу, існує поняття геометричних параметрів різального клина – це кути: передній, задній і кут загострення, які функціонально пов'язані між собою спільною формулою

$$\alpha + \beta + \gamma = \pi / 2.$$

Зрозуміло, що будь-яка зміна значення властивості β мусить призвести до зміни значень одного чи двох інших властивостей – α і γ . Це, в свою чергу, наводить на думку про недопустимість одночасної зміни значень усіх трьох параметрів. Отже, програмно повинно бути передбачена неможливість взаємної неузгодженості значень цих властивостей. Для забезпечення непорушності самої формули, тобто програмного захисту від недбалого втручання, яке призвело б до її зміни, варто скористатись вищезгаданим принципом інкапсуляції. Це означає, що програмно вказану формулу описано в класі і впливає на зміни значень властивостей, що в ній фігурують як доданки, але доступ до самої формули для програмістів-користувачів обмежений.

Оскільки всі лезові металорізальні інструменти обов'язково містять один чи багато різальних клинів, то варто скоритатись цим поняттям, створивши базовий для всіх цих інструментів клас – “клин”.

Отже, створено клас Tklyn, що походить від базового класу мови Delphi – TObject. Для дотримання принципу інкапсуляції цей клас прописано в окремому модулі – Cut_unit. До членів класу входять геометричні параметри, як властивості, на мові Delphi вони називаються – property.

```
{не вказаний розділ private }
public
property alfa:real read Falfa write Setalfa;
{оголошення властивості – альфа (задній статичний кут в радіанах)}
property gama:real read Fgama write Setgama;
{оголошення властивості – гама (передній статичний кут в радіанах)}
property beta:real read Fbeta write Setbeta;
{оголошення властивості – бета (статичний кут загострення в радіанах)}
property lambda:real read Flambda write Setlambda;
{оголошення властивості – лямбда (кут нахилу різальної кромки в радіанах)}
property list:TStringList read Flist write Setlist;
{список геометричних параметрів}
function alfa_ins(alfa:real;lambda:real):real;
{функція визначення заднього інструментального кута}
function gama_ins(gama:real;lambda:real):real;
{функція визначення переднього інструментального кута}
function beta_ins(gama:real;alfa:real):real;
{функція визначення інструментального кута загострення}
procedure Set_List; {процедура запису у список геометричних параметрів}
procedure SetAll(a,g,b,l:real);
{процедура встановлення всіх статичних геометричних параметрів різального клина}
procedure initialize;
{встановлення початкових геометричних параметрів, тобто їх ініціалізація “за замовчуванням”}
end;
```

В розділі implementation даного модуля описані вище задекларовані процедури і функції. Інкапсуляція формули

$$\alpha + \beta + \gamma = \pi / 2$$

забезпечена в такий спосіб:

```
procedure Tklyn.Setalfa( const Value: real);
{інкапсульована процедура встановлення заднього статичного кута}
begin
  Falfa := Value;
  Fbeta := (pi/2)-Falfa-Fgama;
  FGama := (pi/2)-Fbeta-Fgama;
end;
```


Аналогічні процедури стосуються переднього кута і кута загострення.

Задекларовані функції визначення інструментальних геометричних параметрів створено доступними для майбутнього користувача-програміста і задекларовано в розділі публічних оголошень – public, а описано в розділі

```

implementation:
function Tklyn.alfa_ins(alfa:real;lambda: real): real;
{функція визначення значення інструментального заднього кута}
begin
  result:=arctan((sin(alfa)/(cos(alfa))*cos(lambda)))*360/(2*pi);
end;
function Tklyn.gama_ins(gama:real;lambda: real ):real;
{функція визначення значення інструментального переднього кута}
begin
  result:=(arctan(sin(gama)/(cos(gama)*cos(lambda)))*360/(2*pi);
end;
function Tklyn.beta_ins(gama:real;alfa:real):real;
{функція визначення значення інструментального кута бета}
begin
  result:=90-arctan((sin(alfa)/(cos(alfa))*cos(lambda)))*360/(2*pi)-
  (arctan(sin(gama)/(cos(gama)*cos(lambda)))*360/(2*pi);
end;

```

Оскільки клас TKlyn не є класом візуальних об'єктів, то для ефективного доступу до візуальних компонентів Delphi запропоновано властивість – List (список геометричних параметрів):

```

property list:TStringList read Flist write Setlist;
таі спеціальну процедуру запису, тобто долучення до списку відповідних параметрів:
procedure Tklyn.Set_List;
var str1,str2,str3:string[49];
a:real;
begin
  str(alfa_ins(alfa,lambda):4:2,str1);
  str(gama_ins(gama,lambda):4:2,str2);
  str(beta_ins(alfa,gama):4:2,str3);
  list.Add('задній статичний кут'+FloatToStr(alfa*360/(2*pi))+' '+'град');
  list.Add('передній статичний кут'+FloatToStr(gama*360/(2*pi))+' '+'град');
  list.Add('статичний кут загострення'+FloatToStr(beta*360/(2*pi))+' '+'град');
  list.Add('кут нахилу різальної кромки'+FloatToStr(lambda*360/(2*pi))+' '+'град');
  list.Add('задній інструментальний кут'+str1+' '+'град');
  list.Add('передній інструментальний кут'+str2+' '+'град');
  list.Add('інструментальний кут загострення'+str3+' '+'град');
end;

```

Встановлення статичних геометричних параметрів може відбуватися шляхом виклику процедури SetAll:

```

procedure TKlyn.SetAll(a,g,b,l:real);
begin
  alfa:=2*pi*a/360; {в радіанах}
  gama:=2*pi*g/360; { в радіанах }
  lambda:=2*pi*l/360; { в радіанах }
  beta:=2*pi*b/360; { в радіанах }
end;

```

Надання значень фактичних параметрів вказаної процедури відбувається у градусах, що є більш зручним в її використанні фахівцями з програмування і різальних інструментів.

Оскільки клас Tklyn створено як спадкоємець класу TObject, то можна скористатись методом Create вказаного класу для створення екземпляру класу Tklyn. За цим принципом спадковості слід створити також екземпляр оголошеної властивості - property list:TStringList read Flist write Setlist.

Спадкоємцем класу Tklyn запропоновано ще один клас TplanKut. В цьому класі властивостями є кути в плані прямого прохідного різця, а також функції визначення повздовжніх переднього і задніх кутів і кут нахилу допоміжної різальної кромки. Оскільки різальна частина вказаного різця в тій чи іншій формі є інтегральною частиною багатьох інших багатолезових інструментів, то, очевидно, клас TplanKut відноситься до базових класів, за допомогою яких створюються параметричні моделі усіх лезових різальних інструментів.

```
TPlanKut=class(Tklyn)
{оголошення класу – Кути в плані }
public
property fi:real read Ffi write Setfi; {головний кут в плані}
property fi1:real read Ffi1 write Setfi1; {допоміжний кут у плані}
property epselon:real read Getepselon write Setepselon; {кут епсилон }
property alfa_d:real read Falfa_d write Setalfa_d; {допоміжний задній кут }
function alfa_p(ALFA,fi,lamba:real):real; {головний задній повздовжній кут }
function lambdal(gama,lamba,fi,fi1:real):real; {кут нахилу допоміжної різальної кромки }
function alfa_pl(alfa_d,fi1,lambdal:real):real; {допоміжний повздовжній задній кут }
function gama_p(gama,fi,lamba:real):real; {повздовжній передній кут}
procedure SetAll(a,g,l,f,fi,a_d:real);overload;
procedure Set_List; overload;
end;
```

Процедури SetAll і Set_List як видно по директиві overload є спадкоємцями аналогічних процедур класу Tklyn. Принцип поліморфізму мови Дельфі сприяє ідентифікації об'єктами, що створені на базі класів Tklyn чи TplanKut властивих саме їм одноіменних за назвою процедур.

Варто розглянути ще раз розділ implementation модуля Cut_unit, в тій його частині, що містить опис функцій – членів класу TplanKut. Згідно з принципом інкапсуляції, по аналогії з геометричними параметрами різального клина створено і процедура надання значення куту іпсилон:

```
procedure TPlanKut.SetEpselon( Value: real);
begin
  Fepselon := Value;
  Ffi:=2*Pi-Ffi1-Fepselon;
  ffi1:=2*Pi-Ffi-Fepselon;
end;
```

Тож зміна значення цього кута автоматично призведе до зміни головного і допоміжного кутів у плані.

Як вже згадувалося процедура SetAll є спадкоємницею одноіменної процедури класу–попередника і містить ряд додаткових параметрів:

```
procedure TPlanKut.SetAll(a,g,l,f,fi,a_d:real);
begin
  inherited SETALL(a,g,l);
  fi:=2*pi*f/360;
  fi1:=2*pi*f1/360;
  alfa_d:=2*pi*a_d/360;
end;
```

Останнім класом, який міститься в модулі cut_unit є клас, що уможливорює створення параметричної моделі прямого прохідного різця. Цей клас названо Trizets. Ось його декларація:

```
TRizets=class(TPlanKut) {не вказаний розділ privat}
Public
Property Program_Text:TStringList read FProgram_Text write SetProgram_Text;
Property length:real read Flength write Setlength; {довжина державки різця}
Property width:real read Fwidth write Setwidth; {ширина державки }
Property height:real read Fheight write Setheight; {висота державки різця}
Procedure SET_derjavca(l,w,h:real); { процедура встановлення розмірів державки різця}
```

```
Function vershyna_A(y:real):real; { визначення координати У вершини різця A }
Procedure Program_write(y,h:real); { процедура запису лісп-програми }
Procedure Program_send; { процедура запису лісп-програми у текстовий файл }
end;
```

Для створення Лісп-програми, тобто для параметричного проектування різця в середовищі Автокад запропоновано відповідну процедуру:

```
Procedure TRizets.Program_write(y,h:real);
{h – відстань в мм вершини різця від верха державки по вертикалі}
var sLength: string[5]; sWidth, sHeight: string[5]; {рядкові значення довжини, ширини і висоти державки }
sFi, sAlfa_p, sGama:string[4]; {рядкові значення головного кута в плані, головного повздовжнього заднього кута, переднього кута}
sVershyna_A: string[3]; {рядкове значення координати у вершини різця A}
alfap:real; {визначення головного повздовжнього заднього кута в градусах}
z,x,y1:real; {координати z,x,y використані в побудові передньої поверхні}
sX,sZ,sY:string[3]; {рядкові значення координат x, z}
sLambda:string[5]; {рядкове значення кута нахилу різальної кромки у градусах}
b:real; sB:string[4];
begin
Program text.Clear;
alfap:=Alfa_p(ALFA,fi,lambda)*360/(2*pi); {визначення головного повздовжнього заднього кута у градусах }
str(length:5:1,sLength); {рядкове значення довжини державки}
str(width:5:1,sWidth); {рядкове значення ширини державки}
str(height:5:1,sHeight); {рядкове значення висоти державки}
str((Fi*360/(2*pi)):5:1,sFi); {рядкове значення головного кута в плані}
str(Alfa_p:4:1,sAlfa_p); {рядкове значення головного повздовжнього заднього кута}
str(vershyna_A(y)):3:1,sVershyna_A); {рядкове значення координати у вершини A різця}
With Program_text do
begin
Add('(defun C:rizets())');
{лісп –програма побудови прямого прохідного різця}
add('(command "box" "0,0,0" "l" "+" sLength "+" "+" sWidth "+" "+" sHeight+"") ');
{лісп-програма побудови головної різальної кромки }
add('(command "box" "0," + sVershyna_A +',' +sHeight+" " -40,-20,-30") ');
add('(command "ROTATE3D" "last" "SI" "y" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -'+sAlfa_p+'")');
add('(command "subtract" "+" sLength+', 'sWidth+', 'sHeight+' "SI" "last" "SI")');
add('(command "box" "0," + sVershyna_A +',' +sHeight+" " -40,-20,-30") ');
add('(command "rotate" "last" "SI" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " +sFi+'")');
add('(command "ROTATE3D" "last" "SI" "y" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -'+sAlfa_p+'")');
add('(command "subtract" "+" sLength+', 'sWidth+', 'sHeight+' "SI" "last" "SI")');
end;
y1:=Vershyna_A(y)+(width-Vershyna_A(y))*1.2/cos(Fi1);
str(y1:4:1,sy);
With Program_text do
begin
{ лісп-програма побудови допоміжної різальної кромки }
add('(command "box" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -40,+sy+,-30")');
add('(command "ROTATE3D" "Last" "SI" "y" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -'+sAlfa_p+'")');
add('(command "subtract" "+" sLength+', 'sWidth+', 'sHeight+' "SI" "last" "SI")');
add('(command "box" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -40,+sy+,-30")');
add('(command "rotate" "last" "SI" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -'+sFi+'")');
add('(command "ROTATE3D" "last" "SI" "y" "0,"+sVershyna_A+',' +sHeight+" " -'+sAlfa_p+'")');
add('(command "subtract" "+" sLength+', 'sWidth+', 'sHeight+' "SI" "last" "SI")');
end;
{ визначення кута нахилу головної різальної кромки }
b:=(vershyna_A(y))*(sin(fi));STR(b:4:1,sB); { визначення координати z першої точки "box" для повернутих координат }
str(width*(cos(fi)):4:1,sWidth); { визначення координати x першої точки "box" для повернутих координат }
z:=1.2*((width-vershyna_A(y))*(cos((pi/2)-epselon))/(cos(Fi1))+b); { визначення координати z другої точки "box" для повернутих координат }
```

```

x:= (vershyna_A(y))*((1/(cos(Fi)))-cos(fi))+z*(cos((pi/2)-fi))/(cos(fi)); { визначення координати х другої точки "box" для повернутих координат }
y1:=height+20; { визначення координати у другої точки "" для повернутих координат }
str(x:4:1,sX); str(z:4:1,sZ); str(y1:4:1,sy);
lambda:=lambda*360/(2*(pi));
str(lambda:4:1,sLambda); { рядкове значення кута нахилу різальної кромки в градусах }
with Program_text do
begin
{лісп-програма побудови передньої програми з урахування значення кута нахилу різальної кромки}
add('command "ucs" "z" "-'+SFfi+''); { повернута вздовж головної різальної кромки вісь x }
add('command "ucs" "x" "90");
{ визначення координат "box" в повернутих щодо головної різальної кромки осях }
add('command "box" "-'+sWidth+', '+sHeight+', 0' "'+sx+', '+sy+', '-'+sz+'");
end;
{ визначення координат вершини різця А в повернутій вздовж проекції різальної кромки на основну площину системі координат до і після її переміщення на висоту h щодо верха державки різця }
y1:=height-h; str(y1:4:1,sY); { значення координати у після зниження вершини А на розмір h }
x:= (vershyna_A(y))*(cos(fi)); str(x:4:1,sX); { координата х вершини різця до переміщення }
z:=h*cos(alfa_p(ALFA,fi,lambda));
z:=z*cos((pi/2)-fi);
z:=x-z; str(z:4:1,sZ); { координата х вершини різця А після переміщення на розмір h }
with Program_text do
begin
{лісп_програма встановлення кута нахилу різальної кромки}
add('command "move" "last" "SI" "'+sX+', '+sHeight+', 0' "'+sX+', '+sY+', '+0'');
add('command "rotate" "last" "SI" "'+sz+', '+sy+', 0' "'+ '-'+sLambda+'");
end;
{ встановлення координат переміщеної вершини різця у світовій системі координат }
z:=height-h; str(z:4:1,sZ); { координата z вершини різця після її переміщення на розмір h }
x:=h*sin(alfa_p(ALFA,fi,lambda))/cos(alfa_p(ALFA,fi,lambda)); str(x:4:1,sX);
gama:=(gama*360)/(2*pi); str(gama:4:1,sGama);
{лісп_програма встановлення переднього кута}
with Program_text do
begin
add('command "ucs" "w"); { повернення в світову систему координат }
add('command "ROTATE3D" "Last" "SI" "y" "'+sX+', '+sWidth+', '+sZ+' "'+sGama+'");
end;
str(width:4:1,sWidth);
with Program_text do
begin
add('command "Subtract" "'+sLength+', '+sWidth+', '+sHeight+' "SI" "Last" "SI");
add('princ');
end;
end;
end;

```

Отож, подана процедура уможливила надання властивості Program_Text відповідного до заданих користувачем параметрів вигляду, а саме укладених в неї у відповідній послідовності рядків лісп-програми з конкретними даними.

Серед задекларованих у класі Trizets методів міститься процедура запису лісп-програми у текстовий файл. В результаті її застосування отримується текстовий файл з розширенням *.lsp, який і є програмою побудови різця на мові АвтоЛісп. Ось її форматний вивід за таких вхідних параметрів:

```

розміри державки довжина - 100 , ширина – 30, висота - 40
Значення величини заднього кута – 12°
значення величини переднього кута – 8°
значення величини кута нахилу різальної кромки 7°
зниження вершини різця А відносно верха державки - 9
(defun C:trizets()
(command "box" "0,0,0" "I" "100.0" " 30.0" " 40.0")
(command "box" "0,18., 40.0" "-40,-20,-30")
(command "ROTATE3D" "last" "SI" "y" "0,18., 40.0" "-17.2")

```

```
(command "subtract" "100.0, 30.0, 40.0" "SI" "last" "SI")
(command "box" "0,18., 40.0" "-40,-20,-30" )
(command "rotate" "last" "SI" "0,18., 40.0" " 45.")
(command "ROTATE3D" "last" "SI" "y" "0,18., 40.0" "-17.2")
(command "subtract" "100.0, 30.0, 40.0" "SI" "last" "SI")
(command "box" "0,18., 40.0" "-40,38.,-30")
(command "ROTATE3D" "Last" "SI" "y" "0,18., 40.0" "-17.2")
(command "subtract" "100.0, 30.0, 40.0" "SI" "last" "SI")
(command "box" "0,18., 40.0" "-40,38.,-30")
(command "rotate" "last" "SI" "0,18., 40.0" "- 45.")
(command "ROTATE3D" "last" "SI" "y" "0,18., 40.0" "-17.2")
(command "subtract" "100.0, 30.0, 40.0" "SI" "last" "SI")
(command "ucs" "z" "- 45.")
(command "ucs" "x" "90")
(command "box" "-21.2, 40.0,0" "48.,60.,-35.")
(command "move" "last" "Si" "12., 40.0,0" "12.,31.,0")
(command "rotate" "last" "si" " 6.,31.,0" "- 7.0")
(command "ucs" "w")
(command "ROTATE3D" "Last" "SI" "y" " 3.,21.2,31." " 8.0")
(command "Subtract" "100.0,30.0, 40.0" "SI" "Last" "SI")
(princ))
```

Керуюча прикладна програма створена на основі класів Tklyn, Tplankut, TRizets може мати доволі лаконічний вигляд, наприклад такий, що представлено на рисунку1.

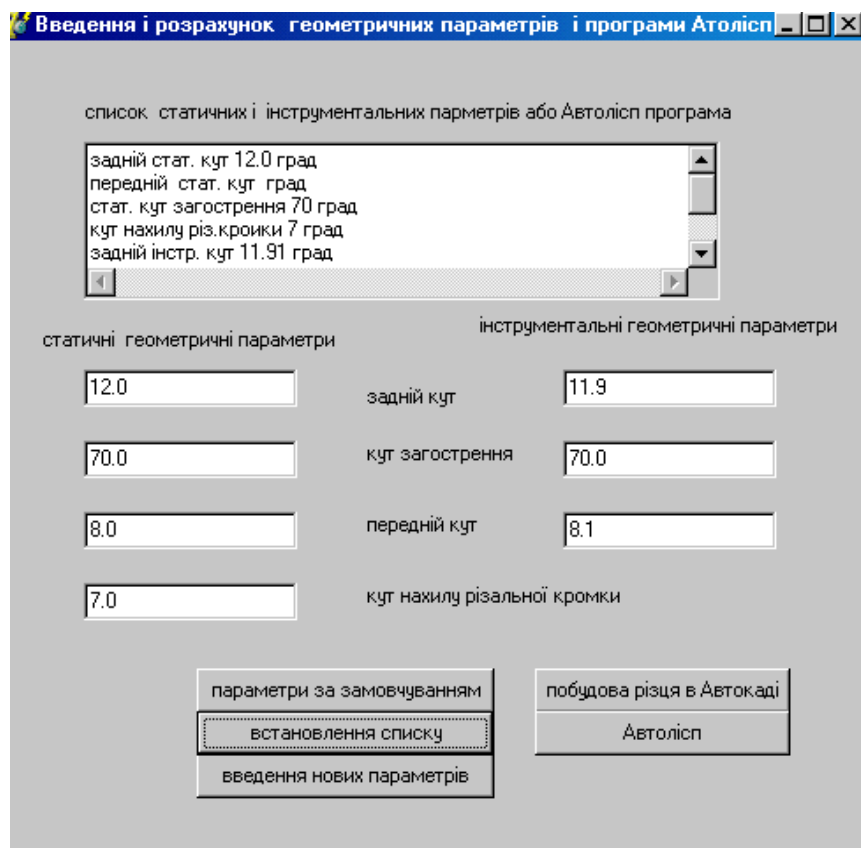


Рисунок 1 — Зовнішній вигляд прикладної програми розрахунку і побудови прохідного прямого різця

Висновок. Кінцево вартісним є не просто отримання числових даних інструментальних геометричних параметрів, вкрай потрібних для вимірювання і контролю різального клина, а власне формування програми Автолісп для побудови твердотільної моделі різця із максимально можливою для галузі точністю отримання розмірів. Отримана модель і програма для неї уможливує якнайточніше і найпродуктивніше відтворення моделі на металорізальному обладнанні з цифровим виконанням в натурі. На рисунку 2 зображено твердотільну модель розрахованого за введеними параметрами в прикладній програмі (рис. 1).

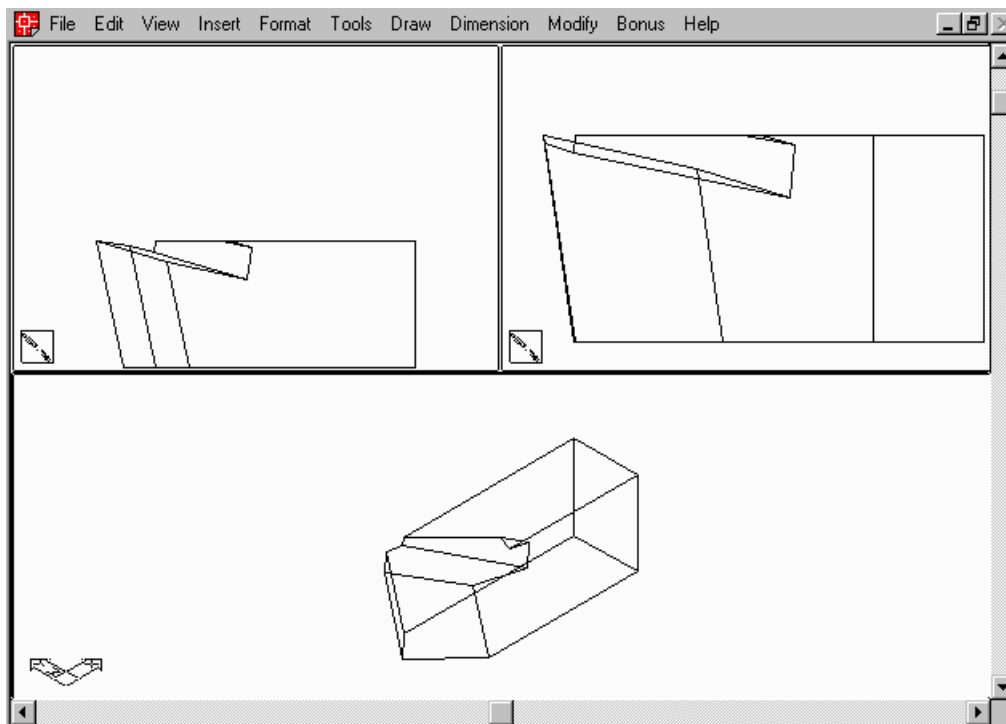


Рисунок 2 — Тривимірна твердотільна модель різця з параметрами, що введені і розраховані у показаній на рисунку 1 прикладній програмі

Література

1 Глинський Я.М.Паскаль. TurboPascal I Delphi. [текст] / Я.М.Глинський, В.Є.Анохін, В.А.Ряжська. – Львів: Деол, 2002. – 144 с.

*Стаття поступила в редакційну колегію
18.05.09*

*Рекомендована до друку професором
Мойсишиним В.М.*

Виробничий досвід

УДК 622.24:621.603.29

ЗМЕНШЕННЯ СПРАЦЮВАННЯ ДЕТАЛЕЙ РЕДУКТОРА ВЕРСТАТА-ГОЙДАЛКИ

¹Б.В.Копей, ²О.І.Стефанишин

¹ ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська 15, тел. (03422) 40534,
e-mail: koreyb@iifnq.edu.ua

² ЦБВО ВАТ "Укрнафта", 79760, Львівська обл., м. Борислав, вул. Шевченка 77-а

Розглядаються відмови редукторів верстатів-гойдалок, які підлягають зносу і виходу з ладу. Визначено причини відмов редукторів.

Рассматриваются отказы редукторов станков-качалок, которые подлежат износу и выходу из строя. Определены причины отказов редукторов.

Types of failures of reducing gears of pumping units which are subject to wear and failures are examined in this article. Certain reasons of failures of reducing gears are determined.

У важконавантажених деталях машин, до яких відносяться зубчаті передачі, основними видами спрацювання вважаються: адгезійне спрацювання (в результаті стирання або заїдання), абразивне спрацювання (в результаті зрізання поверхневого шару через наявність в маслі частинок абразиву, до якого належать частинки металу і частинки інших матеріалів, що знаходяться в маслі), корозійне спрацювання і втомне викришування.

Перший вид спрацювання у важконавантажених передачах відбувається тоді, коли масляна плівка, яка розділяє контактуючі поверхні під дією навантаження зменшується і в окремих точках контакту виникає дотик поверхні з іншою поверхнею. В цьому випадку властивості масла, які впливають на спрацювання деталей, залежать від його властивості витримувати великі навантаження. Основними показниками, що характеризують властивість масла до створення масляної плівки з високою несучою властивістю, яка запобігає і зменшує спрацювання поверхонь є його в'язкість.

Встановлено, що більш в'язкі масла порівняно з менш в'язкими за однакових умов експлуатації утворюють більшої товщини масляну плівку і одночасно підвищують її несучу властивість, а отже — зменшується спрацювання. Крім цього, властивість масла попереджувати або зменшувати спрацювання залежить від типу плівки, яка виникає на поверхнях тертя че-

рез застосування поверхнево-активного або неактивного масла.

Частими причинами виходу з ладу опор кочення є: втомне викришування (рис. 1), теплове заклинення (рис. 2), аварійне спрацювання і руйнування сепараторів, абразивне спрацювання. Довговічність опор кочення з лінійним контактом тіл кочення і кілець обернено пропорційна навантаженню на більш навантажене тіло в степені 3,3. Зменшення цього навантаження хоча б на 10% збільшує довговічність підшипника на 36%.

Одним із методів збільшення довговічності підшипника є створення між тілом кочення і кільцем підшипника металічної плівки, яка збільшить площу контакту і тим самим зменшить максимальне навантаження на тіло кочення. Металічна плівка товщиною 0,5...1 мкм може збільшити за достатньо великого навантаження площу контакту в 1,5...2 рази, що вплине на довговічність підшипника (рис. 3).

Одним із важливих факторів, які впливають на стан пари тертя, є температура, що виникає під час тертя. Температура від тертя нагріває тонкі поверхневі шари спряжених зубів коліс і шари масла між ними. Тому найбільш важливим фактором, що впливає на процес заїдання поверхонь, є температура поверхневого тертя. Заїдання коліс (рис. 4) супроводжується збільшенням температури робочих поверхонь зубів до такого значення, коли в'язкість масла



Рисунок 1 — Втомне викривлення роликів підшипника



Рисунок 4 — Зубчасте колесо проміжного вала редуктора Ц2НШ-750 після заїдання зубчастої передачі

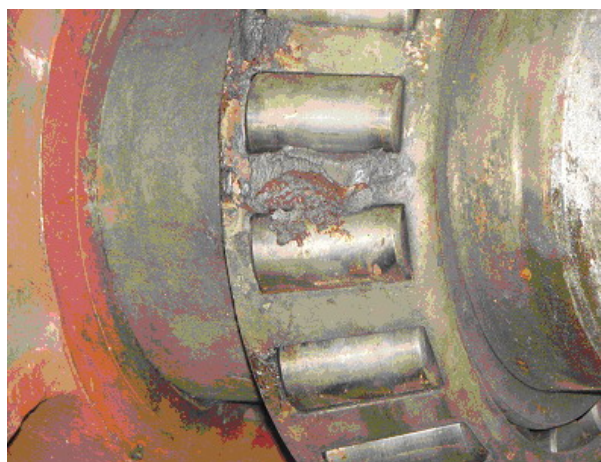


Рисунок 2 — Теплове заклинювання підшипника редуктора

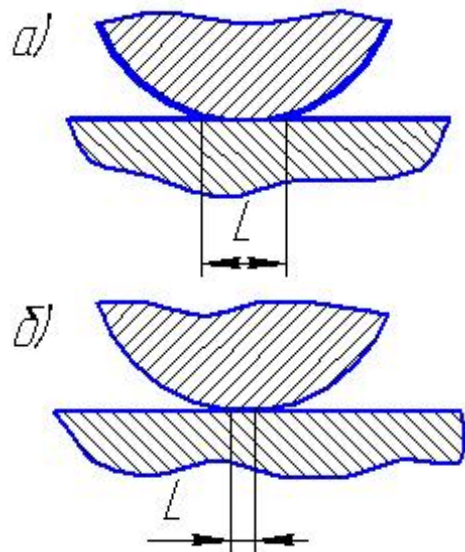


Рисунок 3 — Контакт ролика з кільцем роликового підшипника за наявності металічної плівки (а) і без неї (б)

зменшується і граничний його шар повністю втрачає змазуючі властивості і не захищає від безпосереднього контакту металеві поверхні. При цьому виникає миттєвий процес заїдання і передача виходить із ладу.

Важливою фізико-хімічною властивістю масла є здатність його до окислення. Мінеральні масла в звичайних атмосферних умовах зберігають свої властивості протягом досить тривалого часу. Але під час експлуатації в результаті нагрівання, а також в результаті взаємодії масла з повітрям за наявності кристалічно-активних компонентів при високій температурі масло змінює свої фізико-хімічні і експлуатаційні властивості. Це проявляється у виникненні нових продуктів під час окислення: кислот, смоли асфальтенів, карбенів і карбоїдів, які, в більшості випадків, є причиною виникнення ускладнень під час роботи важконавантажених передач і вузлів тертя, а також є причиною виникнення лакових плівок на поверхнях тертя, випадання осаду. Інколи масла, які використовують для змащування зубчатих передач, внаслідок окислення майже повністю стають твердими.

Зі збільшенням навантаження в контакті збільшується потужність тертя, тепловиділення, а також контактна температура. Товщина змазуючої плівки внаслідок зменшення в'язкості з підвищенням температури зменшується. Таким чином із збільшенням навантаження небезпека заїдання практично у всіх випадках зростає.

Зі зменшенням шорсткості робочих поверхонь зубів коліс можна значно зменшити максимальну миттєву температуру в зоні контакту зубів. Очевидно є якась оптимальна шорсткість поверхонь, яка забезпечує найбільшу несучу властивість передачі по заїданню і спрацюванню. Крім цього має значення відношення товщини масляної плівки і сумарної висоти мікронерівностей спряжених поверхонь зубів коліс.

Властивості масла і їх в'язкість також значно впливають на максимальну миттєву температуру на поверхні зубчатих коліс. Оскільки спалахи температури на поверхні зуба високі в

початковій і кінцевій точках контакту, де швидкість ковзання найбільша і можливі кромочні удари, які приводять до розсікання масляної плівки, ефективним методом зниження цієї температури є профільна модефікація зубів.

На виникання заїдання не значно впливає спосіб і кількість подачі масла в контакт. Необхідно утримувати тонку масляну плівку на поверхні тертя, надмірне масло повинне видалятися із зони тертя до входу в контакт, в іншому випадку збільшуються витрати енергії на видавлювання і розбризгування масла з поверхонь тертя. Ідеальним є змащування коли подається струя масла в зону виходу зубів із зачеплення. При цьому відбувається швидке відведення тепла в масло, скидання масла в картер, а до моменту зачеплення зубів на їх поверхнях залишається тонка ефективна масляна плівка.

На можливість виникнення заїдання впливає шорсткість поверхні (рис. 5). З одної сторони завдяки шорсткості поверхні створюється масляні кишені, і, оскільки зубчаті передачі працюють в області граничного тертя то невелика шорсткість має позитивний вплив на роботу зубчатих передач. Велике значення має структура шорсткості.

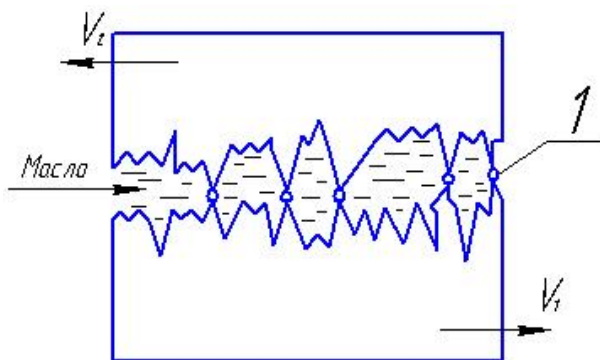


Рисунок 5 — Схема контакту мікронерівностей пари тертя (1-точки контакту)

Якщо мікронерівності та масляні кишені на поверхні розміщені в хаотичному порядку, то під час контакту спряжених поверхонь зубів виникає великий тиск в масляних кишенях. Одночасно під дією миттєвої температури від дотику мікронерівностей значно збільшується температура в масляних кишенях, що має шкідливий вплив на поверхневий шар зубів (рис. 6). Поперечна або повздовжня шорсткість на поверхнях тертя більш практична, оскільки під час контакту спряжених поверхонь масло, нагріте миттєвою температурою, буде видавлюватися із масляних кишень та одночасно буде відводитись тепло з поверхні спряження.

Велике значення для збільшення міжремонтного періоду має періодичне технічне обслуговування редуктора, що зводиться до змащування підшипників та перевірки рівня та якості масла в картері тачасної заміни відпрацьованих пластичних мастильних матеріалів.

Структурно-механічні властивості пластичних мастильних матеріалів, які визначають їх поведінку під навантаженням, в основному

пов'язані з такими характеристиками, як міцність і в'язкість. Більш в'язким мастильним матеріалом притаманні товсті масляні плівки, які краще вирівнюють контактні навантаження і при цьому володіють меншим опором зсуву. Таким чином, пружнопластичні характеристики мастильного матеріалу разом із параметрами в'язкості є основними показниками, що визначають роботу пари тертя. До основних характеристик пластичних мастильних матеріалів відноситься в'язкість, степінь очищення, температура спалаху, і температура застигання.



Рисунок 6 — Викришування поверхневого шару зубів

Під час заміни пластичних мастильних матеріалів основною характеристикою може слугити їх основа (повинна бути однаковою в обох випадках), несуча властивість, яка також повинна бути або однаковою в обох випадках, або дещо кращою. В'язкість та міцність пластичних мастильних матеріалів є найбільш суттєвими показниками, які визначають можливість їх проходження по каналах (для проходження масла) і малих зазорах вузлів тертя. Практично всі пластичні мастильні матеріали, періодично подають до вузлів тертя за допомогою шприца. Більшість пластичних матеріалів за температури 20°C мають в'язкість 0,4-4 кП і вільно подаються у вузли тертя. Однак за низьких температур, наприклад -30°C, в'язкість зростає до 3,5-30 кП і проведення змащування дещо ускладнюється. При невчасній заміні пластичних мастильних матеріалів виникає його деструкція, випаровування, згущення, що перешкоджає проникненню свіжого мастильного матеріалу.

Під час заміни масла необхідно врахувати, щоб характеристики масла, яке заливають в картер редуктора були однакові, або дещо кращі, ніж характеристики масла згідно паспортних даних редуктора. Протягом місяця було проведено огляд обладнання, яке надійшло в ремонт. Зокрема, контролювали кількість масла в картері та його якість. В кожній одиниці обладнання в картері спостерігали значно занижений рівень масла та, крім масла, в ньому знаходилася значна кількість води. Дані дослідження представлені в таблиці 1.

Таблиця 1 — Дійсний об'єм відпрацьованого масла та вміст води в картері редуктора чи насоса

Перелік обладнання	Об'єм картера, л	Дійсний об'єм відпрацьованого масла	
		Вміст масла, л	Вміст води, л
Редуктор Ц2НШ-750	135	85	20
Редуктор Ц2НШ-750	135	42	12
Редуктор Ц2НШ-315	37,8	15	8
Редуктор Ц2НШ-450	109	30	15
Насос НБ-125(9МГр) (механічна частина)	24,3	5	12
Насос НБ-125(9МГр) (механічна частина)	24,3	10	5
Редуктор РН-650	63	22	4

Присутність в мастильному матеріалі води майже завжди впливає негативно на роботу вузла тертя, так як вода викликає корозію металічних поверхонь. Вода конденсується на стінках картера і деталях після зупинки редуктора і охолодження нагрітих деталей. Висока вологість і значне попадання води в картер значно підвищує інтенсивність корозії. Отже, в цьому випадку мастильні матеріали повинні володіти високими деемульгуючими властивостями, тобто властивістю забезпечувати швидке відстоювання води і запобігати утворенню стійких водо-масляних емульсій.

Корозійна агресивність масла залежить від наявності в ньому не тільки води, але і кислот, присадок, які містять в своєму складі хімічно-активні речовини, агресивні по відношенню до металів. Низькомолекулярні кислоти реагують з металом вже при звичайній температурі, в той час як високомолекулярні кислоти вступають в реакцію при наявності в маслі води і кисню через гідрат окису. Властивість масла захищати деталі від корозії в присутності води і кисню може бути покращена застосуванням присадок.

Впровадження у промисловість нової енерго-ресурсозаощадливої і екологічно чистої ХАДО-технології є особливо актуальним в умовах нинішньої енергетичної кризи і підвищеного енергоспоживання. Суть технології полягає в нанесенні на деталі вузлів і механізмів, що піддаються тертю в процесі їхньої експлуатації шляхом додавання у масло спеціальної ремонтно-відновлюючої суміші (РВС), що утворює на поверхнях деталей шар металокерамічного покриття. РВС- це дрібнодисперсна, багатокомпонентна суміш мінералів з різними добавками і кристалізаторами. Вона сумісна з будь-якими видами масел, у хімічні реакції з ними не вступає, і не змінює в'язкість. В початковий момент взаємодії РВС з поверхнями, що піддаються тертю відбувається їхнє суперфінішне припрацювання. За рахунок високої температури, що виникає в місцях контакту, відбувається "приплавлення" частинок РВС до кристалічної решітки поверхневого шару металу. Таким чином, на поверхнях пари тертя утворюється металокерамічний шар, вирощений на

кристалічних решітках поверхневого шару металу.

Більш широке застосування отримують мастильні матеріали з присадками хімічних з'єднань або м'яких металів. Призначення присадок – захист поверхонь тертя від прямого контакту, підвищення несучої властивості і ресурсу роботи пари тертя. В результаті припрацювання присадки на поверхнях тертя утворюють стабільні захисні плівки. Властивості таких плівок можна порівняти з властивостями звичайних мастильних матеріалів. Для важконавантажених передач це виявляє особливий інтерес, так як в експлуатації не було мастильних матеріалів, які витримують питомо навантаження до 150МПа і більше на малих швидкостях ковзання. Якщо в мастильні матеріали в якості присадки ввести молібден або дрібнозернисті порошки міді, бронзи, олова або свинцю, несуча властивість їх зростає. Плівки м'яких металів скорочують час припрацювання поверхонь тертя, захищають від заїдання, знижують теплове напруження контакту.

На довговічність будь-якого важконавантаженого спряження значно впливають вид і властивості мастильного матеріалу, однак ще немає достатньо обумовлених методів і рекомендацій вибору та його заміни. Під час вибору мастильних матеріалів дуже важливо не тільки знати їх експлуатаційні характеристики, основними з яких є: зменшення спрацювання зубчатих коліс та інших деталей, зменшення тертя, а одже і втрат потужності на тертя, використання масла, як охолоджуючої рідини, попередження корозії, зменшення шуму, вібрації і ударних навантажень, видалення із спряжених поверхонь забруднюючих включень, виконання ролі носія присадок, а також ролі конструкційного матеріалу, так як масло має важливе значення під час визначення несучої властивості зубів і стійкості їх до виламування. Також не менш важливо правильно оцінити умови роботи конкретної пари тертя. Часто одним мастильним матеріалом під час експлуатації змащують і обертові, і зворотньо-обертові (кочення) пари тертя.

Література

- 1 Избирательный перенос в тяжело нагруженных узлах трения / [Гаркунов Д. Н., Дякин С.И., Курлов О.Н. и др.] – М.: Машиностроение, 1982. – 205 с.
- 2 Генкин М.Д. Повышение надежности тяжело нагруженных зубчатых передач / Генкин М.Д., Рыжов М.А., Рыжов Н.М. – М.: Машиностроение, 1981. – 232 с.
- 3 Раабен А.А. Монтаж и ремонт бурового и нефтепромыслового оборудования / Раабен А.А., Шевалдин Н.Х., Максutow Н.Х.. – М.: Недра, 1980. – 260 с.
- 4 Решиков В.Ф. Трение и износ тяжело нагруженных передач / Решиков В.Ф. – М.: Машиностроение, 1975. – 230 с.

Стаття поступила в редакційну колегію

15.05.09

*Рекомендована до друку професором
Петриною Ю.Д.*