

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ АВІАЦІЙНИЙ УНІВЕРСИТЕТ

На правах рукопису

МАРЧУК Володимир Єфремович

УДК 621.89

НАУКОВО-МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ
РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ З ТЕКСТУРОВАНОЮ ЛУНКОВОЮ
СТРУКТУРОЮ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Спеціальність 05.02.04 – тертя та зношування в машинах

Дисертація на здобуття наукового ступеня
доктора технічних наук

Науковий консультант
Ляшенко Борис Артемович
доктор технічних наук, професор

Київ – 2016

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ, СИМВОЛІВ, СКОРОЧЕНЬ.....	6
ВСТУП.....	7
РОЗДІЛ 1 АНАЛІЗ СТАНУ ПРОБЛЕМИ ТА ВИБІР НАПРЯМКІВ ДОСЛІДЖЕНЬ.....	21
1.1 Аналіз умов роботи та основних видів тертя та зношування деталей техніки спеціального призначення в екстремальних умовах експлуатації.....	21
1.2 Технологічні методи формування зносостійких поверхонь дискретної структури.....	37
1.3 Закономірності зношування дискретних поверхонь.....	63
1.3.1 Зносостійкість в умовах абразивного зношування.....	63
1.3.2 Зносостійкість в умовах граничного мащення.....	83
1.3.3 Зносостійкість поверхонь дискретної структури в умовах фретингу та її вплив на втомну міцність.....	95
Висновки до розділу 1. Мета та задачі дослідження.....	117
РОЗДІЛ 2 МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ ДОСЛІДЖЕНЬ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ.....	124
2.1 Методика математичного моделювання технологічного процесу.....	125
2.2 Методика моделювання напружено-деформованого стану методом скінченно-елементного аналізу.....	140
2.3 Методика моделювання течії рідини у дискретних ділянках.....	151
2.4 Методика визначення впливу магнітних полів на трибологічні процеси у дискретних ділянках.....	154
2.5 Технологічні методи формування дискретних поверхонь.....	157
2.5.1 Технологія формування лункових поверхонь.....	157
2.5.2 Технологія формування дискретних поверхонь методом електроіскрового легування.....	160
2.5.3 Зміцнення текстурованих лункових поверхонь методом іонно-	

плазмового термоциклічного азотування.....	161
2.6 Експериментальні методи досліджень текстурованих лункових поверхонь.....	163
2.6.1 Методика визначення залишкових напружень.....	163
2.6.2 Методика триботехнічних досліджень в умовах абразивного зношування.....	167
2.6.3 Методика досліджень в умовах фретинг-зношування.....	169
2.6.4 Методика досліджень текстурованих лункових поверхонь на фретинг-втому.....	171
2.6.5 Методика триботехнічних досліджень в умовах тертя ковзання.....	178
2.7 Фізичні та хімічні методи досліджень.....	181
Висновки до розділу 2.....	184
РОЗДІЛ 3 ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ФОРМУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ.....	186
3.1 Розрахунково-експериментальні дослідження залишкових напружень.....	186
3.2 Побудова математичних моделей за результатами експерименту.....	191
3.3 Дослідження напружено-деформованого стану методом скінченно- елементного аналізу.....	198
3.4 Дослідження впливу іонного азотування на структуру і фізико- механічні властивості текстурованих лункових поверхонь.....	210
3.5 Чисельне моделювання напружено-деформованого стану електроіскрових покриттів.....	217
Висновки до розділу 3.....	223
РОЗДІЛ 4 ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСІВ ЗНОШУВАННЯ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ ПРИ ТЕРТІ НЕ ЖОРСТКО ЗАКРІПЛЕНИМИ АБРАЗИВНИМИ ЧАСТИНКАМИ.....	226
4.1 Експериментальні дослідження в умовах абразивного зношування.....	227
4.2 Механізм зношування дискретної ділянки.....	235
4.3 Експериментальні дослідження в умовах зношування у водному	

середовищі з абразивом.....	238
4.4 Оптимізація технологічного процесу формування текстурованих лункових поверхонь та побудова математичних моделей за результатами експерименту.....	241
Висновки до розділу 4.....	252
РОЗДІЛ 5 ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗНОШУВАННЯ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ В УМОВАХ ФРЕТИНГУ І ФРЕТИНГ-УТОМИ....	255
5.1 Механізм фретинг-зношування текстурованих лункових поверхонь.....	255
5.2 Вплив текстури дискретних поверхонь на тривалість процесу припрацювання	263
5.3 Механізм зношування комбінованих дискретних поверхонь в умовах фретинг-зношування.....	266
5.4 Чисельне моделювання температурно-силового навантаження.....	273
5.5 Побудова математичних моделей за результатами експерименту.....	277
5.6 Дослідження текстурованих лункових поверхонь в умовах фретинг-утоми.....	286
Висновки до розділу 5.....	296
РОЗДІЛ 6. ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ В УМОВАХ ГРАНИЧНОГО МАЩЕННЯ ПРИ ТЕРТІ КОВЗАННІ.....	299
6.1 Закономірності зношування текстурованих лункових поверхонь.....	299
6.2 Вплив магнітних явищ на зносостійкість текстурованих лункових поверхонь.....	309
6.2.1 Механізм вилучення продуктів зношування.....	309
6.2.2 Дипольно-орієнтаційна поляризація молекул мастильного матеріалу при одночасному впливі магнітного поля і температури.....	313
6.3 Напружено-деформований стан поверхневого шару трибоконтакту.....	317
6.4 Побудова математичних моделей за результатами експерименту.....	324
6.5. Дослідження ефективності дискретних ділянок в умовах рідинного	

мащення.....	341
6.5.1 Експериментальні дослідження.....	342
6.5.2 Чисельне моделювання.....	345
Висновки до розділу 6.....	348
РОЗДІЛ 7. ОЦІНКА ЕФЕКТИВНОСТІ ВПРОВАДЖЕННЯ	
ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ	
ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕТАЛЕЙ ТЕХНІКИ СПЕЦІАЛЬНОГО	
ПРИЗНАЧЕННЯ.....	
7.1 Узагальнення результатів оптимізації текстури лункових поверхонь...	353
7.2 Техніко-економічне обґрунтування впровадження технологічного процесу формування текстурованих лункових поверхонь.....	356
7.3 Практичні рекомендації щодо формування зносостійких текстурованих лункових поверхонь на конструктивних елементах техніки спеціального призначення.....	361
Висновки до розділу 7.....	364
ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ І ВИСНОВКИ.....	366
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	371
ДОДАТКИ.....	436

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ, СИМВОЛІВ, СКОРОЧЕНЬ

АСКУ – автоматизована система контролю та управління технологічним процесом;

ДД – дискретна ділянка (лунка);

ЕІЛ – електроіскрове легування;

ЕІП ВК8 – електроіскрове покриття ВК8;

ЕІП ВК8+М – електроіскрове покриття ВК8, перед формуванням якого додатково оброблено мастилом нафтового походження;

ЕІП ВК8+Гр+М – електроіскрове покриття ВК8, перед формуванням якого додатково оброблено мастилом нафтового походження з домішками графіту;

ІПТА – іонно-плазмове термоциклічне азотування;

НДС – напружено-деформований стан;

ППД – поверхнево-пластичне деформування;

САР – система алгебраїчних рівнянь;

СЕ – скінченні елементи;

СЕМ – скінченно-елементна модель;

ТЛП – текстуровані лункові поверхні;

ТОіР – технічне обслуговування і ремонт;

ХТО – хіміко-термічна обробка;

30ХГСА+А – сталь 30ХГСА, поверхневий шар якої зміцнений методом ІПТА;

30ХГСА+Л – сталь 30ХГСА, поверхневий шар якої зміцнений ТЛП;

30ХГСА+Л +А – сталь 30ХГСА, поверхневий шар якої зміцнений ТЛП і ІПТА

ВСТУП

Актуальність теми. Проблеми тертя та зношування деталей вузлів і механізмів техніки спеціального призначення (ТСП) в екстремальних умовах експлуатації належать до числа найбільш складних проблем та є сукупністю багатьох часткових проблем створення умов для забезпечення максимального використання їх потенційних можливостей.

Постійне ускладнення ТСП при одночасному розширенні масштабів її застосування висуває все більш високі вимоги до надійності конструкційних елементів, фізико-механічних та триботехнічних властивостей поверхонь деталей трибосистем, де зароджуються і розвиваються одночасно різноманітні процеси і види тертя та зношування. Це зумовлено важкими умовами експлуатаційного навантаження, які характеризуються одночасною дією високих статичних і динамічних навантажень, обмеженою подачею мастильного матеріалу, наявністю абразивного і температурного впливу та інших факторів, а тому не виробляють запланованого ресурсу. В наслідок цього до 90% обсягу відмов спричиняють процеси тертя та зношування.

Недостатня зносостійкість поверхневого шару вузлів і механізмів веде втрати працездатності техніки і її простою, до значного звантаження виробничих потужностей ремонтних підприємств і підприємств по виробництву запасних частин. Витрати на ремонт і технічне обслуговування техніки, як правило, з часом зростають пропорційно зменшенню вартості виробу. Найбільш ефективним способом підвищення зносостійкості деталей і вузлів тертя – ще на стадії проектування моделювати і закладати для їх виготовлення прогресивні, прикладні розробки і технології.

Важливим напрямком вирішення даних проблем є науково-обґрунтований пошук і розвиток методів зміцнення та модифікації поверхонь тертя, серед яких найбільшу ефективність і економічну доцільність показали комбіновані технології інженерії поверхні. За останні десятиліття інженерія поверхні набуває все більш

вагоме значення у більшості галузей сучасного машинобудування. Її інноваційний характер розвитку охоплює комплекс наукових напрямків різних наук і знань, об'єднує методи цілеспрямованої зміни фізико-хімічних властивостей поверхневих шарів матеріалів шляхом модифікування, нанесення плівок, покриттів, захисних шарів різними методами та їх комбінаціями.

Однією з таких інноваційних комбінованих технологій є дискретне зміцнення поверхневого шару, суть якого полягає в заміні традиційного суцільного шару поверхні на переривисту мозаїчно-дискретну структуру. Дискретні поверхні дозволяють забезпечити необхідну надійність трибосполучень в екстремальних умовах експлуатації, де суцільні захисні покриття втрачають свою працездатність.

На підставі аналізу існуючих методів створення дискретних поверхонь, які застосовуються як в нашій країні, так і за кордоном, вимог до геометричних розмірів дискретних ділянок та фізико-механічних параметрів поверхневих шарів деталей трибосистем ТСП встановлено, що існує об'єктивна потреба у використанні дискретних поверхонь з макродискретними (поглибленими) ділянками. Найбільш перспективною, малозатратною і в той же час маловивченою сьогодні є технологія створення текстурованих лункових поверхонь (ТЛП) з поглибленими дискретними ділянками механічним способом. Однак широкому впровадженню даного методу у практику машинобудування заважають відсутність системних досліджень процесу формування зносостійких ТЛП для конструкційних матеріалів, з яких виготовлені деталі і вузли ТСП, недостатня вивченість закономірностей їх зношування при різних видах тертя та зношування, напружено-деформованого стану (НДС), фізико-механічних властивостей шарів, відсутність даних вибору оптимальної текстури ТЛП за критеріями максимальної зносостійкості. Крім того, існуючі на цей час підходи до застосування даної технології використовують лише окремі її потенційні можливості. Отримання таких даних надасть можливість науково-обґрунтувати вибір найбільш ефективної конструкції ТЛП з оптимальними конструктивно-технологічними і експлуатаційними параметрами за умов отримання високих триботехнічних характеристик для різних видів тертя та зношування, що в сукупності дозволить реалізувати ідею багатофункціонального призначення ТЛП з

підвищеними фізико-механічними і триботехнічними властивостями на сталевих деталях вузлів тертя ТСП.

Отже, вирішення проблеми підвищення зносостійкості деталей ТСП потребує подолання існуючого протиріччя між наявною потребою оновлення парку ТСП, обмеження фінансового ресурсу і виробничих потужностей промислових підприємств машинобудівної галузі України та відсутністю науково-методологічного апарату аналізу і синтезу процесу модифікації поверхневого шару деталей трибосполучень ТСП, що працюють в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при різних видів тертя та зношування. Це протиріччя породжує актуальну наукову проблему, яка полягає у створенні і практичному використанні нових високоефективних ресурсозберігаючих технологій управління функціональними властивостями деталей ТСП за рахунок направленої створення зносостійких поверхневих шарів і управління їх властивостями в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при різних видах тертя та зношування.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Вибраний напрямок досліджень тісно пов'язаний з основними науковими напрямами та проблемами фундаментальних досліджень у галузі технічних наук на період 2009–2013 рр., затвердженою Постановою Національної академії наук України №55 від 25.02.2009 р., та створення прогресивних прикладних розробок і технологій відповідно до Концепції розвитку НАН України на 2014–2023 рр. Дисертаційна робота виконувалася згідно з планами наукової та науково-технічної діяльності Національної академії оборони України в межах науково-дослідної роботи “Шляхи відновлення важконавантажених деталей авіаційної техніки військового призначення” №13413/2 і отримала диплом I ступеня серед колективів – переможців конкурсу у Збройних Силах України за перше місце у номінації “Матеріалознавство”. Автором розроблено методологічні основи формування зносостійких лункових поверхонь з дискретно-орієнтованою структурою на поверхнях тертя, проведено комплекс експериментальних досліджень, а також розроблені практичні рекомендації для впровадження їх результатів з метою

підвищення зносостійкості важконавантажених деталей авіаційної техніки (акт реалізації, вх. №554 від 13.02.2006 р.).

Дисертаційні дослідження проводилися в інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України у відділі міцності елементів конструкцій з функціональними покриттями у рамках науково-дослідної роботи №1.3.4.761 “Розробка критеріїв оптимізації поверхневого зміцнення деталей машин та інструменту, конструктивних схем суцільних та дискретних покриттів, методів керування технологічними процесами” (номер держреєстрації 0107U000627). Автором розроблено і реалізовано принцип формування рельєфних поверхонь, проаналізовано їх напружено-деформований стан для оптимізації параметрів технологічного процесу їх формування (акт реалізації від 19.01.2011 р.).

Також дисертаційні дослідження проводилися у відділі утоми та термоутоми матеріалів у рамках науково-дослідної роботи №1.3.4.710 “Дослідження критеріїв граничного стану матеріалів при циклічному навантаженні з урахуванням впливу поверхні та контактної взаємодії” (номер держреєстрації РК0106U000710) в інтересах спільної діяльності з Інститутом проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України. Автором розроблено принцип отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталевих деталей, як один із способів підвищення циклічної довговічності сталей в умовах фретингу, який реалізований у розробленому комплексі технологічно-експериментальних методів дослідження фретинг-утоми та умов формування поверхні тертя з метою забезпечення оптимальних технологічних процесів формування ТЛП із мінімальними затратами часу та засобів при їх реалізації (акт реалізації від 24.12.2010 р.).

Мета і завдання дослідження. Метою дослідження є підвищення зносостійкості робочих поверхонь деталей ТСП з текстурованою лунковою структурою шляхом встановлення закономірностей впливу оптимальної геометрії дискретних ділянок та її напружено-деформованого стану на процеси тертя і зношування в екстремальних умовах експлуатації.

Для вирішення поставленої мети в роботі були сформульовані наступні основні наукові і прикладні завдання:

1. Розробити концептуальний підхід створення зносостійких ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом іонно-плазмового термоциклічного азотування (ШТА).

2. Встановити закономірності виникнення технологічних залишкових напружень в процесі формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками. Дослідити вплив іонного азотування, структурно-фазового складу та фізико-механічних властивостей поверхневого шару на рівень напружено-деформованого стану як окремої дискретної ділянки, так і дискретної поверхні в цілому.

3. Встановити закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ШТА, в умовах абразивного і гідроабразивного зношування при терті не жорстко закріпленими абразивними частками. Дослідити вплив зернистості абразивних часток на зносостійкість ТЛП. Методом математичного моделювання визначити оптимальну текстуру ТЛП для заданих умов експлуатаційного навантаження.

4. На основі комплексних досліджень з використанням експериментальних, фрактографічних, математичних методів встановити закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ШТА, в умовах граничного мащення при фретинг-зношуванні. Побудувати модель зношування та сформувані системні уявлення про закономірності і процеси, які відбуваються у тонких поверхневих шарах ТЛП. Методом математичного статистичного аналізу розкрити зв'язок конструктивно-технологічних параметрів ТЛП з триботехнічними характеристиками для різних умов експлуатаційного навантаження.

5. На основі комп'ютерного моделювання методом скінченно-елементного аналізу розкрити механізм впливу напружено-деформованого стану (НДС) і температури в поверхневому шарі ТЛП на триботехнічні характеристики, розробити технологічні аспекти створення ТЛП для роботи в екстремальних умовах.

6. Розробити і протестувати методику досліджень фретинг-утоми консольних зразків у контакті з П-подібними фретинг-накладками при їх навантаженні у резонансному режимі на електродинамічному вібростенді для перевірки впливу різних методів модифікації поверхні матеріалів на їх опір втомі за наявності

фретинг-контакту. Встановити границю витривалості сталевих деталей з ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, в умовах фретинг-утоми, визначити закономірності впливу фретингу і циклічного навантаження на границю витривалості вузлів тертя.

7. Встановити закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, при терті ковзанні при обмеженій подачі мастильного матеріалу. Розкрити механізм мастильної дії ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в напрямку регенерації граничної мастильної плівки. Встановити закономірності впливу напруженості магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування з поверхні тертя в дискретні ділянки. Методом регресивного аналізу встановити оптимальну текстуру ТЛП при обмеженій подачі мастильного матеріалу.

8. Розробити алгоритм підвищення зносостійкості деталей вузлів тертя з ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених ПТА, та розрахувати основні техніко-економічні показники. Теоретично обґрунтувати, узагальнити і запропонувати для практичного використання розроблені наукові положення на виробничих підприємствах машинобудівної галузі України.

Об'єкт дослідження – процеси тертя та зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, які працюють в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при одночасному протіканні різних видів тертя та зношування, дії абразивного матеріалу.

Предмет дослідження – закономірності тертя та зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, в залежності від конструктивно-технологічних і експлуатаційних параметрів при різних видах тертя і зношування в екстремальних умовах експлуатації.

Методи дослідження. Методологічною основою роботи був комплексний підхід до наукових досліджень, який забезпечив всебічне і глибоке вивчення та аналіз процесів, які протікають на поверхні тертя ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, дозволив оптимізувати технологію їх формування з метою отримання найкращих триботехнічних характеристик. Комплекс досліджень включав в себе

метод багатofакторного планування експерименту і математичної обробки статистичних даних, що дозволяє представити процес у вигляді функціональної залежності вхідних і вихідних параметрів; рентгеноструктурні методи – для визначення кристалографічної текстури у поверхневому шарі деталей і структурно-фазових змін; методи растрової електронної мікроскопії та рентгенівського аналізу – для дослідження особливостей мікроструктури поверхневого шару, вмісту та розподілу легуючих елементів у дискретній поверхні, фрактографічних досліджень зруйнованих поверхонь та зломів; методи інженерної механіки – для дослідження залишкових напружень у дискретній поверхні, їх мікротвердості, триботехнічних характеристик в умовах абразивного зношування і зношування при фретингу, фретинг-утоми, терті ковзанні; метод скінченно-елементного аналізу – для оцінки напружено-деформованого стану та визначення граничних напружень деталей з ТЛП в умовах дії статичних та динамічних навантажень.

Наукова новизна одержаних результатів.

1. Теоретично обґрунтовано та експериментально доведено концептуальний підхід щодо створення зносостійких ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, який на відміну від існуючих базуються на дослідженні НДС як окремої дискретної ділянки, так і дискретної поверхні в цілому, та математичному моделюванні закономірностей їх формування.

2. Розкрито механізм зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах абразивного зношування при терті нежорстко закріпленими абразивними частинками, який на відміну від існуючого базується на нейтралізації розміцнюючої дії дискретних ділянок іонним азотуванням, що дозволяє збільшити зносостійкість в 1,5–3,6 рази.

3. Встановлено закономірність зношування ТЛП в умовах фретинг-зношування при обмеженій подачі мастильного матеріалу в зону трибоконтакту, яка на відміну від існуючої враховує конструктивно-технологічні параметри дискретної ділянки та можливість видалення із зони трибоконтакту продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного матеріалу. Це надає можливість керувати процесами припрацювання при виборі оптимальної текстури ТЛП, в період припрацювання

зменшити коефіцієнт тертя на 57–62%, зменшити період припрацювання на 10–20% та збільшити зносостійкість в період після припрацювання у 1,8–2,44 рази.

4. Сформовані системні уявлення про закономірності і процеси впливу магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування, які на відміну від існуючих враховують дію внутрішнього магнітного поля кромek дискретних ділянок. Встановлено, що ефект притягування продуктів зношування до дискретних ділянок ТЛП є результатом збільшення на 10–26% напруженості магнітного поля кромek дискретних ділянок у порівнянні з напруженістю магнітного поля у міжлунковому просторі.

5. Доведено, що завдяки впливу внутрішнього магнітного поля кромek дискретних ділянок, в умовах трибоконтакту з ТЛП, на регенерацію граничних мастильних плівок витрачається менше енергії за рахунок збільшення кількості діамагнітних молекул мастильного матеріалу, що підтверджується зростанням тангенса кута діелектричних втрат в 1,8 рази.

6. Побудовані математичні моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками при різних видах тертя та зношування, які на відміну від існуючих враховують розміри, розташування і глибину дискретних ділянок для оцінки триботехнічних характеристик для різних умов експлуатаційного навантаження, що дозволяє керувати властивостями поверхневого шару.

Практичне значення одержаних результатів. Практична цінність роботи полягає у тому, що автором одержано нові наукові положення та науково обґрунтовані результати, які є науково-методологічною основою розробки комбінованого технологічного процесу підвищення зносостійкості деталей і вузлів тертя ТСП в екстремальних умовах експлуатації, та дозволяють на етапах їх створення (розробки й виробництва) здійснити вибір раціональних за складом та властивостями ТЛП з поглибленими дискретними ділянками для підвищення зносостійкості конструктивних елементів в умовах експлуатаційного навантаження.

Розроблено та захищено деклараційними патентами України і впроваджено в практику експериментальних випробувань пристрій для формування ТЛП механічним способом (пат. № 13762, опубл. 17.04.2006, бюл. №4), спосіб отримання

рельєфних зносостійких текстурованих лункових азотованих шарів сталевих деталей (пат. №44643, опубл. 12.10.2009, бюл. №19) і спосіб покращення триботехнічних властивостей пар тертя (пат. 81367, опубл. 25.06.2013, Бюл. №12).

Розроблено комбінований технологічний процес формування ТЛП для підвищення довговічності допоміжних накладок корінних листів та опорних сухарів ресор автомобільної техніки, що дозволило збільшити ресурс ресор в 1,7 рази (акт реалізації, №693 від 04.12.2009). Ефективність запропонованих рішень підтверджується деклараційним патентом України №13763, опубл. 17.04.2006, бюл. №4 (акт реалізації, вх. №693 від 04.12.2009). Технологію формування ТЛП, зміцнених методом ПТА, на конструктивних елементах деталей використано при виробництві та модернізації силових рухомих з'єднань гелікоптерів Мі-171, Мі-8МТВ-1, Мі-8Т, а саме болтових з'єднаннях шасі і підвісних паливних баків. Економічний ефект від впровадження технології забезпечується за рахунок підвищення ресурсу конструктивних елементів гелікоптерів та зниження собівартості ремонту (акт реалізації від 30.09.2011р). Застосування ТЛП дозволило підвищити зносостійкість поверхонь тертя деталей і вузлів авіаційної техніки більш ніж на 50% (акт реалізації, вх. №554 від 13.02.2006).

Зміцнення робочої поверхні поршневого пальця ТЛП показали покращення працездатності пари тертя «поршневий палець – втулка шатуна» енергоагрегата ЭА-10 бронетанкової техніки за рахунок зменшення схильності до схоплювання (акт реалізації від 20.10.2015). Зміцнення робочої поверхні поршневого пальця ТЛП показали покращення працездатності пари тертя «поршневий палець – втулка шатуна» енергоагрегата ЭА-10 бронетанкової техніки за рахунок зменшення схильності до схоплювання (акт реалізації від 20.10.2015). Річний економічний ефект від впровадження у виробничий процес метода формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками становив 44937 грн. при використанні одного пристрою.

Запропоновано алгоритм підвищення триботехнічних характеристик деталей ТСП ТЛП, який базується на оптимізації комбінованого технологічного процесу та практичних рекомендаціях щодо зміцнення поверхневого шару іонним азотуванням.

Особистий внесок здобувача. Основні наукові й теоретичні положення та практичні результати дисертаційної роботи, які виносяться на захист, одержані здобувачем особисто. Без співавторів опубліковано наукові праці – [9, 600, 607-609, 615, 617, 620, 629, 631]. З наукових праць, опублікованих у співавторстві, використовуються результати, отримані особисто здобувачем, а саме: встановлено механізм зношування електроіскрових покриттів в умовах абразивного зношування та показана перспективність їх застосування для відновлення зношених деталей ТСП [13]; встановлено закономірності зношування ТЛП в умовах гідроабразивного зношування від одночасного впливу конструктивних, технологічних і експлуатаційних параметрів [274]; експериментально визначено зниження межі витривалості сталі 30ХГСА за наявності фретингу та розкриті їх причини, розроблено та протестовано методику досліджень фретинг-утоми консольних зразків у контакті з П-подібними фретинг-накладками за їх навантаження у резонансному режимі на електродинамічному вібростенді [624]; наведено короткий огляд методів підвищення захисних властивостей конструкційних матеріалів, що працюють в умовах фретинг-втоми. Проаналізовані результати випробувань на втому і фретинг-утому зразків із сталі 30ХГСА з різними видами дискретних поверхонь [627]; виявлені закономірності впливу глибини дискретної ділянки на НДС ТЛП, що дозволяють оцінити умови зменшення напруженості сторін лунок підбором її текстури та обґрунтувати концептуальний підхід створення ТЛП з поглибленими дискретними ділянками з високими триботехнічними властивостями [273, 599]; встановлено механізм зношування ТЛП при терті нежорстко закріпленими абразивними частинками, який базується на нейтралізації розміцнюючої дії дискретних ділянок іонним азотуванням [602]; визначено закономірності зношування ТЛП в умовах граничного мащення в залежності від конструктивних, технологічних і експлуатаційних параметрів [611]; встановлено закономірність зношування ТЛП в умовах фретинг-зношування при обмеженій подачі мастильного матеріалу в зону трибоконтaktu, яка враховує конструктивно-технологічні параметри дискретної ділянки та можливість видалення із зони трибоконтaktu продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного матеріалу,

що дозволило в період припрацювання зменшити коефіцієнт тертя на 57–62% [616]; експериментально обґрунтовано використання рельєфної поверхні у вигляді сітки лунок на поверхні контакту, зміцненої ПТА, для підвищення характеристик опору зношуванню і втомі в умовах фретингу [606, 628]; досліджено структуру і фазовий склад поверхневого шару ТЛП, зміцнених методом ПТА, мікротвердість поверхневих шарів та їх вплив на триботехнічні характеристики в умовах граничного тертя при терті ковзанні [633]; досліджено рух вихрових потоків рідини у дискретних ділянках трибосполучень, встановлено, що вихрові структури виконують роль “вихрових підшипників”, які запобігають руйнування поверхонь в місцях контакту в екстремальних умовах експлуатації [650]; встановлено закономірності зношування ТЛП при терті ковзанні з обмеженою подачею мастильного матеріалу. Проаналізовано напружений стан в зоні трибоконтракту, виявлено зниження залишкових напружень в місцях розташування лунок за рахунок їх перерозподілу на поверхні тертя [641]; експериментально досліджено вплив середовища при формуванні електроіскрових покриттів на триботехнічні характеристики в умовах фретингу. Встановлено закономірності зношування покриттів, досліджено їх фізико-механічні властивості [604]; запропоновано механізм мастильної дії дискретної ділянки при терті ковзання ТЛП в екстремальних умовах експлуатації, який пришвидшує процес регенерації граничної мастильної плівки, забезпечує високу швидкість змочування місць фактичного контакту трибосполучень та базується на гідродинамічних процесах [660]; сформовані системні уявлення про закономірності і процеси впливу напруженості магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування. Встановлено і експериментально підтверджено, що ефект притягування продуктів зношування до дискретних ділянок ТЛП є результатом збільшення на 10–26% напруженості магнітного поля кромek лунок у порівнянні з напруженістю магнітного поля у міжлунковому просторі [642, 649]; побудовані математичні моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах фретингу, які враховують розміри, розташування і глибину дискретних ділянок для оцінки триботехнічних характеристик для різних умов експлуатаційного

навантаження, що дозволяє отримати оптимальні технологічні параметри їх формування [622]; проаналізовано методи інженерії для підвищення зносостійкості деталей і вузлів машин і механізмів [34]; теоретично і експериментально обґрунтовано концептуальний підхід щодо створення ТЛП з поглибленими дискретними ділянками на базі застосування системного підходу для вирішення проблем тертя та зношування машин та механізмів. Основні концептуальні положення базуються на дослідженні НДС, як окремої дискретної ділянки, так і дискретної поверхні в цілому, та математичному моделюванні виявлених закономірностей їх формування [632]; проаналізовано зміну діелектричної проникності та тангенса кута діелектричних втрат при впливі магнітного поля і температури на мастильні матеріали. Доведено, що в умовах трибоконтакту з ТЛП менше енергії необхідно витратити на відновлення вторинних структур, регенерацію зруйнованих граничних мастильних плівок на поверхні трибоконтакту за рахунок збільшення взаємодії діамагнітних молекул вуглеводню з парамагнітними молекулами кисню, що підтверджується зростанням тангенса кута діелектричних втрат в 1,8 рази [643, 644]; проаналізовано процеси у дискретних ділянках ТЛП контактуючих деталей при застосуванні комплексного підходу наукових досліджень процесів тертя та зношування за різними науково-технічними напрямками – математичної статистики, механіки контакту, фізики поверхонь, магнітних явищ, гідродинаміки [621, 645]; розроблено способи створення дискретних поверхонь, які базуються на формуванні рельєфу лунок як без, так і з подальшим їх зміцненням методом ПТА [580, 584]; запропоновано спосіб підвищення зносостійкості допоміжних накладок корінних листів та опорних сухарів ресор автомобілів за рахунок утворення на них механічним способом рельєфу лунок на поверхні тертя з застосуванням додаткового пристрою мащення [659]; запропоновано способи обробки деталей методом електроіскрового легування для підвищення зносостійкості деталей і вузлів тертя [581, 582]; запропоновано новий спосіб обробки поверхонь деталей шліфувальним електродом-інструментом [652].

Апробація результатів дисертації. Загальні результати роботи доповідались на V, VI, VII, XI Міжнародних науково-технічних конференціях АВІА–2003, АВІА–2004, АВІА–2006, АВІА–2013 відповідно (м. Київ, 2003, –2005, 2013 р.р.); Міжнародній науково-технічній конференції «Політика розвитку авіації в ХХІ столітті» (м. Київ, 2008 р.); науковій сесії, яка проведена науковою радою з проблеми «Механіки деформованого твердого тіла» при відділенні механіки Національній академії наук України (м. Полтава, 2008 р.); VIII Міжнародній науково-методичній конференції «Технічне забезпечення інноваційних технологій АПК» (м. Харків, 2010 р.); Міжнародній науково-практичній конференції «Проблеми надійності машин та засобів механізації сільськогосподарського виробництва» (м. Харків, 2010 р.); 10-й Ювілейному Міжнародному науково-технічному семінарі (м. Свалява, 2010 р.); Міжнародній науково-методичній конференції «Сучасні проблеми трибології» (м. Київ, 2010 р.); IV Міжнародній науково-технічній конференції «Проблеми динаміки та міцності у турбомашинобудуванні» (м. Київ, 2011 р.); X, XI Міжнародних науково-технічних семінарів «Сучасні проблеми виробництва і ремонту в промисловості і на транспорті» (м. Свалява, 2010, 2011 рр.); Міжнародній науково-практичній конференції «Технічний прогрес в АПК» (м. Харків, 2011 р.); XI Міжнародної науково-методичної конференції «Інженерно-технічне забезпечення інноваційних технологій сервісу машин» (м. Харків, 2011 р.); науково-технічному семінарі «Новітні триботехнології» при Раді трибологів Національного авіаційного університету (м. Київ, 2011 р.); Міжнародній науково-практичній конференції «Деревооброблювальні технології та системотехніка лісового комплексу» (м. Харків, 2015 р.); Міжнародних наукових сесіях «Інноваційні проекти в галузі технічного сервісу машин» (м. Харків, 2014, 2015 рр.).

Публікації. Основні результати дисертаційних досліджень опубліковані в 60 наукових працях, у тому числі: 30 праць у фахових виданнях переліку МОН України; 6 наукових праць опубліковані в іноземних спеціалізованих виданнях і виданнях України, які внесені до реєстру міжнародних наукометричних баз даних; 17 матеріалів та тез доповідей на міжнародних науково-технічних конференціях і семінарах; 7 патентів України.

Структура і обсяг дисертації. Дисертація складається з вступу, семи розділів, висновків та додатків. Повний обсяг дисертації складає 460 сторінок. Дисертація містить 225 ілюстрацій (із них тих, що займають повну сторінку – 67), 47 таблиць (із них тих, що займають повну сторінку – 13). Список використаних джерел із 663 найменувань займає 65 сторінок. Додаток містить 26 сторінок. Обсяг основної частини дисертації становить 289 сторінок.

Автор вважає своїм обов'язком виразити особливу вдячність науковому консультанту доктору технічних наук професору Ляшенку Борису Артемовичу за постійну увагу та поради, які сприяли успіху у виконанні дисертаційної роботи.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ СТАНУ ПРОБЛЕМИ ТА ВИБІР НАПРЯМКІВ ДОСЛІДЖЕНЬ

1.1 Аналіз умов роботи та основних видів тертя та зношування деталей техніки спеціального призначення в екстремальних умовах експлуатації

Світова практика експлуатації техніки спеціального призначення (авіаційна, автомобільна, броньована, будівельна та ін. техніка як цивільного та військового призначення), особливо останніх десятиліть, поставила ряд нових проблем, серед яких однією з головних є проблема експлуатації „старіючого” парку техніки. Значні запаси невитрачених ресурсних можливостей конструкцій техніки спеціального призначення (ТСП), поряд зі значним зростанням цін нових зразків, змусили повному глянути на стратегію проектування й експлуатації, а також місце ремонту у цій стратегії.

Сучасний стан більшості ТСП сьогодні є критичним через значну кількість несправних зразків та зразків з незначним залишком ресурсних показників [1, 2]. Програмними документами щодо економічного забезпечення розвитку сектору безпеки і оборони України, яка протягом останнього десятиліття була на досить низькому рівні (рис. 1.1), передбачені завдання щодо відновлення та модернізації наявних зразків ТСП з подовженням термінів і ресурсів їх експлуатації [3–6]. Тому проблема підвищення надійності ТСП та забезпечення заданого його технічного рівня з кожним роком набуває дедалі все більшої актуальності.

Досвід експлуатації ТСП показує, що виконання регламентних видів ТОіР не завжди підвищує ресурс автомобільної техніки, знижує вимушені простой при проведенні ремонтних робіт. Вже при досягненні четвертого року експлуатації ймовірність виникнення відмов може досягати 18–22%, а витрати трудових ресурсів на поточний ремонт можуть становити 70% і більше від усіх витрат трудових ресурсів на підтримання автомобілів в працездатному стані. Значна тривалість

усунення відмов призводить до зниження коефіцієнта технічної готовності – найважливішого експлуатаційного показника ТСП [8].

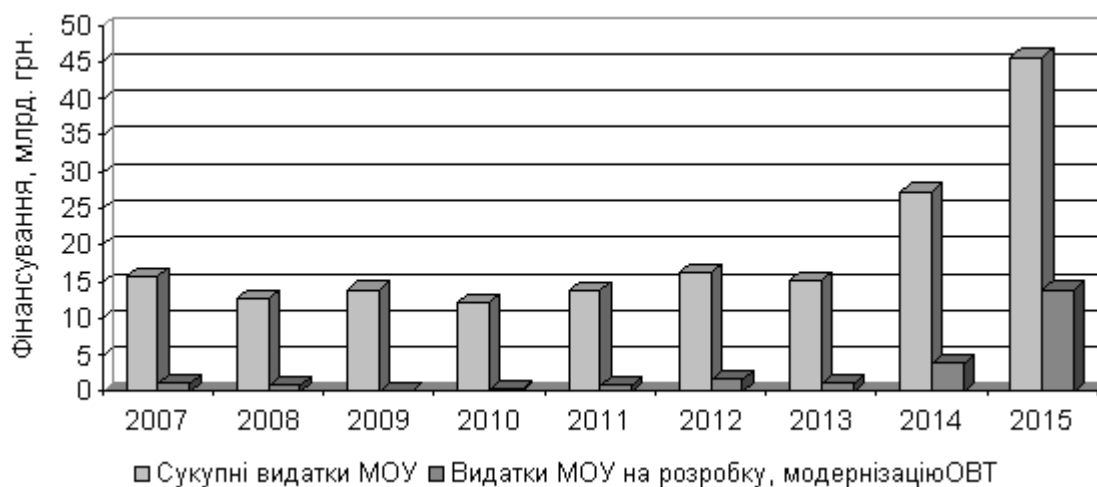


Рисунок 1.1 – Сукупні видатки МОУ на розробку і модернізацію ОВТ у 2007–2015 рр. [7]

У таких умовах гарантом збереження існуючого парку ТСП, що відповідають вимогам надійності і безпечної експлуатації, стає удосконалення системи технічного обслуговування і ремонту, розробка та впровадження сучасних технологічних рішень на етапі створення і виробництва, спрямованих на зниження витрат. Пошук нових технічних рішень актуалізується значним подорожчанням сировини, запасних частин і агрегатів [2, 9].

Аналіз основних причин несправностей та пошкоджень ТСП свідчить, що найбільш розповсюдженою передумовою їх виникнення є зношування поверхонь агрегатів, вузлів та деталей в екстремальних умовах експлуатації. В результаті зношування робочих поверхонь збільшуються зазори у рухомих та спряжених деталях, змінюється їх розташування, що порушує нормальні умови роботи вузлів, механізмів і систем та призводить до перерозподілу діючих навантажень, збільшенню контактних напружень, внаслідок чого відбувається подальша інтенсифікація процесів зношування.

Аналіз технічного стану ТСП за останні роки свідчить (рис. 1.2, 1.3) про те, що основні вузли і деталі авіаційної техніки виходять із ладу з причини різноманітних поверхневих пошкоджень, пов'язаних з порушенням геометричних

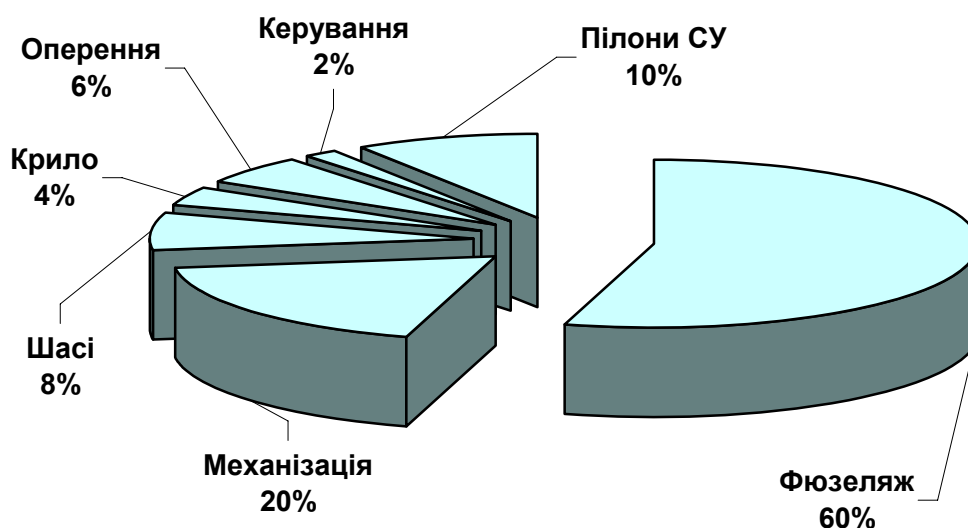
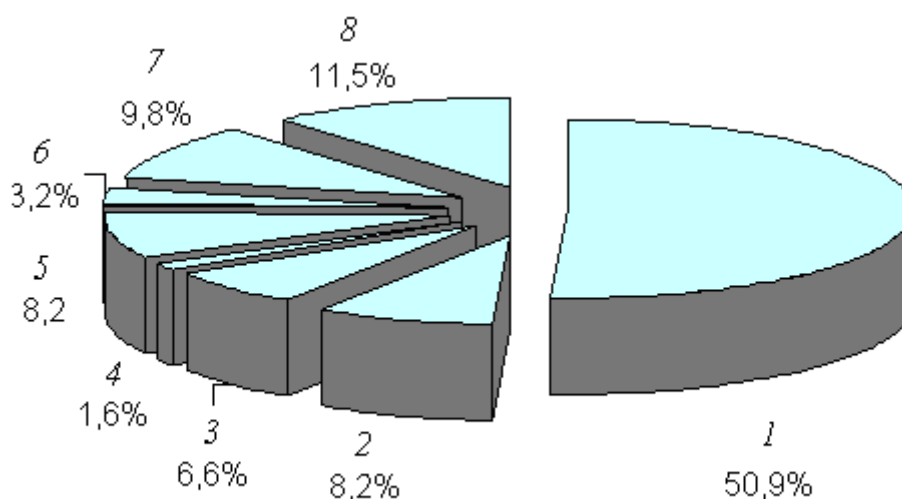


Рисунок 1.2 – Розподіл дефектів за елементами конструкцій літаків



- 1 - контактні ушкодження, корозія;
- 2 - викришування хромового покриття;
- 3 - пробоїни, деформації;
- 4 - протікання гідравлічної рідини, палива, масла;
- 5 - випучування обшивки;
- 6 - відшарування сотових панелей;
- 7 - тріщини;
- 8 - порушення лакофарбових та інших покриттів

Рисунок 1.3 – Розподіл видів дефектів авіаційної техніки

розмірів та погіршенням якості поверхневого шару, якому сприяють високі експлуатаційні навантаження. Так у 100% літальних апаратів виявлено дефекти в конструкції фюзеляжу, 47% - у конструкції крила і шасі та до 60% - у ГТД, які пов'язані з руйнуванням лопаток компресорів і турбін та інших деталей [10–12].

Гусеничні машини, як одна із основних видів ТСП, знаходять широке застосування в якості будівельних, сільськогосподарських, транспортних машин, а також швидкохідних машин спеціального призначення. Надійність швидкохідних гусеничних машин значною мірою визначається зносостійкість рухомих вузлів, що працюють у складних умовах знакозмінного циклічного та динамічного навантаження, абразивного впливу підвищеної запиленості, взаємодії з активними та агресивними робочими середовищами, а тому не виробляють запланованого ресурсу. В наслідок цього до 90% обсягу відмов спричиняють процеси тертя та зношування [13, 14].

Аналіз статистичних даних про знос деталей і вузлів гусеничної техніки свідчать, що втрати ваги через зношування деталей нерухомих трибосполучень складають 0,01%, а лінійного розміру – 0,08%; деталі рухомих трибосполучень, які працюють за схемою "вал-втулка", втрата ваги складає 0,75%, а лінійного розміру – 0,95% (рис. 1.4, *a*); деталі рухомих спряжень "вал - підшипник ковзання" мають середній знос, що відповідно не перевищує 0,15 мм та 0,13 мм. Зі всієї сукупності робочих поверхонь валів 46% зношуються до 0,3 мм; 27% – від 0,3 до 0,6 мм; 19% – від 0,6 до 1,2 мм і 8% – більше 1,2 мм (рис. 1.4, *б*). З них найбільшу кількість (понад 80%) мають знос до 0,6 мм [14–18].

Статистичні дані показують, що велике розмаїття конструктивних елементів вузлів тертя, робочого середовища, умов навантаження разом з широким сполученням різновидів тертьових деталей, характеру ушкоджень рухомих з'єднань деталей і вузлів створюють різні умови протікання різних трибологічних процесів і видів тертя та зношування, основними з яких є зношування при фретингу, фретинг-утома, абразивне зношування, граничне тертя та ін. З усіх відбракованих деталей ТСП найбільшу кількість складають вироби зі сталей різних марок, серед яких найбільший відсоток браку (30%) припадає на деталі із конструкційних сталей

30ХГСА, 40Х, 40ХН, 15Х та ін.), причому близько 50% з них відновленню не підлягають (табл. 1.1).

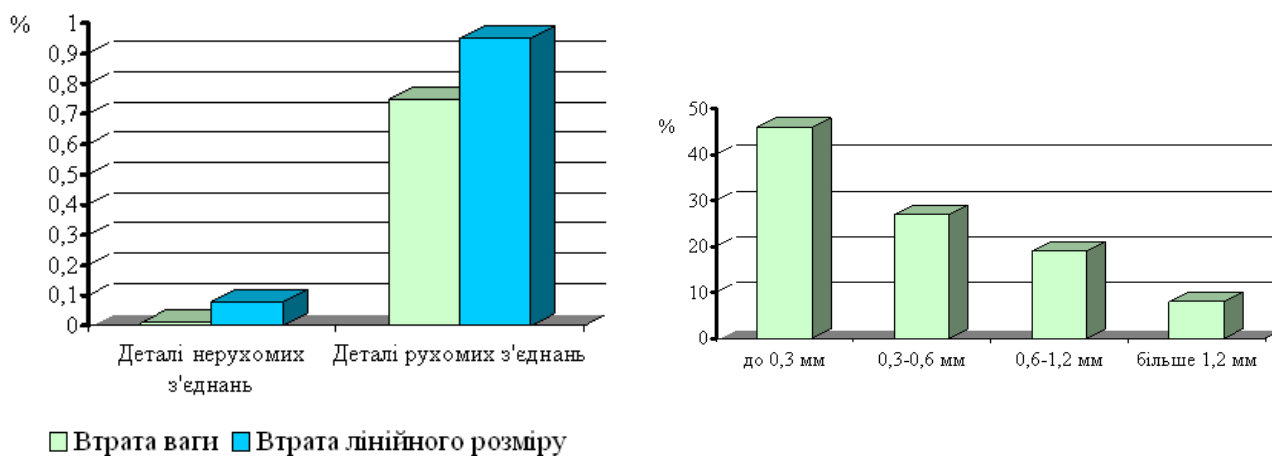


Рисунок 1.4 – Аналіз статистичних даних про знос деталей і вузлів гусеничної техніки

Експлуатаційна стійкість таких деталей в сучасних умовах не відповідає зростаючим вимогам виробництва у зв'язку зі збільшенням витрат на запасні частини, поточний і капітальний ремонт агрегатів, пов'язаних з їх заміною. Тому, проблема продовження експлуатаційного ресурсу деталей є актуальною як в економічному, так і ресурсозберігаючому аспектах, оскільки їх первинне виробництво і утилізація супроводжується споживанням енергетичних ресурсів і сировини, а також техногенним забрудненням навколишнього середовища.

Аналіз умов експлуатації авіаційної техніки показав, що 80–90% деталей ушкоджується при їхній контактній взаємодії під час експлуатації, 30–40% передумов до дострокового знімання виробів з експлуатації обумовлено недостатньою міцністю поверхневого шару деталей, низькою зносостійкістю, 60–70% контактних ушкоджень викликано недосконалістю технологій обробки робочих поверхонь деталей. Тому більшість деталей і вузлів авіаційної техніки виготовляються із високоміцних сталей 30ХГСА (рис. 1.5, табл. 1.2). Це пояснюється тим, що деталі працюють під впливом високого питомого навантаження при високих швидкостях ударів і малих швидкостях та кутах

ковзання; в умовах забруднення абразивом, пилом, конденсатом, атмосферними опадами. Міцність таких деталей також в значній мірі залежить від рівня методів контролю та технологічних процесів виготовлення і ремонту (розточка і розгортання порушених форм, нанесення покриттів для відновлення зношеного шару, заміна втулок, болтів, деталей і цілих вузлів). Нестабільність технологічних операцій, технологічні дефекти, які не виявленні у ході виробничого контролю, можуть привести до суттєвого розбігу характеристик міцності і зниженню їх середніх значень, що у свою чергу впливає на зниження довговічності всієї конструкції [19–20].

Таблиця 1.1 – Застосування конструкційних сталей

Марка конструкційної сталі	Застосування
40Х	Деталі, які працюють при середніх швидкостях і питомих навантаженнях (вали, втулки, кільця, ротори гідронасосів та ін.)
40ХН	Відповідальні деталі, які працюють при підвищених динамічних навантаженнях (вали, болти, ротори, колінчасті вали та ін.)
30ХГСА	Відповідальні деталі, які працюють в умовах підвищеного зношування (силові конструкції, шарнірно-болтові з'єднання, вісі, вали, підвіски, втулки, шліц-шарніри та ін.)

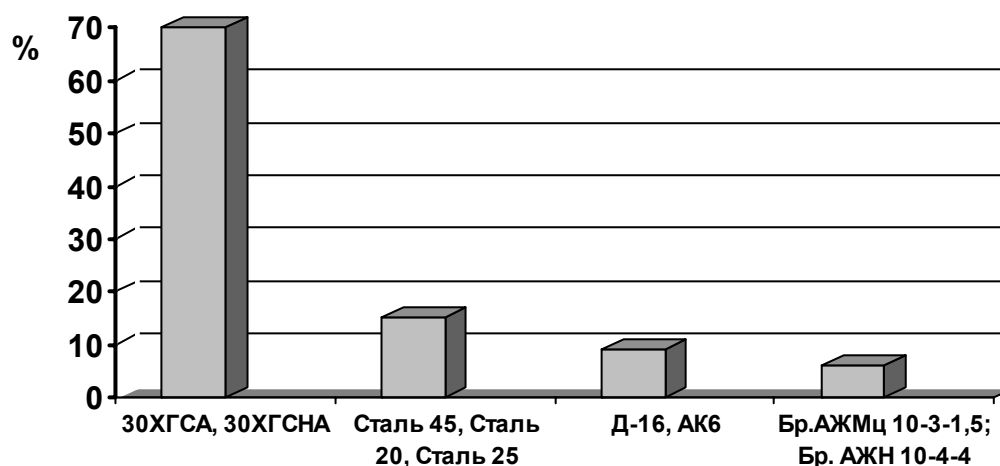
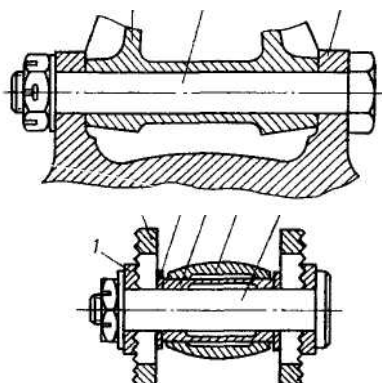
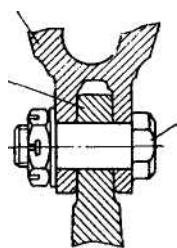
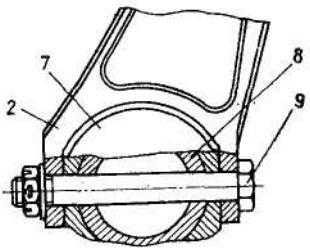
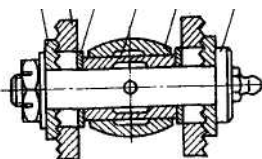
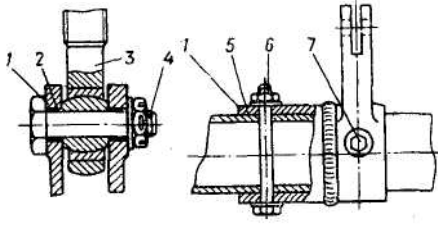
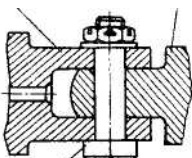
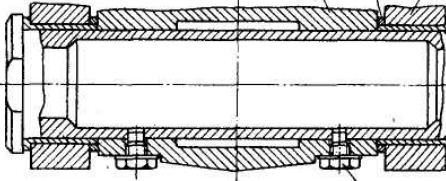


Рисунок 1.5 – Розподіл матеріалів за елементами конструкції шасі

Таблиця 1.2 – Характеристика деяких найбільш зношуваних деталей рухомих з'єднань авіаційної техніки за матеріалами і умовами їх роботи

№ з/р	Найменування вузла	Конструктивна форма вузла	Матеріал трибосполучення	Умови роботи пари тертя
1	Механізм керування створами		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА, 30ХГСНА	Мастило ЦИАТИМ-221 (201). Можливість попадання абразивних часток, мала швидкість ковзання, великі питомі навантаження, низькі температури
2	З'єднання тяги з підкосом		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА, 30ХГСНА	Умови аналогічні
3	Кріплення до важеля керування механізмом створок		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА	Умови аналогічні
4	Кріплення розпору до важеля амортизатора		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА	Умови аналогічні
5	Кріплення тяги до качалки труби механізму управління створами		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА, 30ХГСНА	Умови аналогічні
6	Кріплення рульового циліндра до цапфи траверси		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА, 30ХГСНА	Умови аналогічні

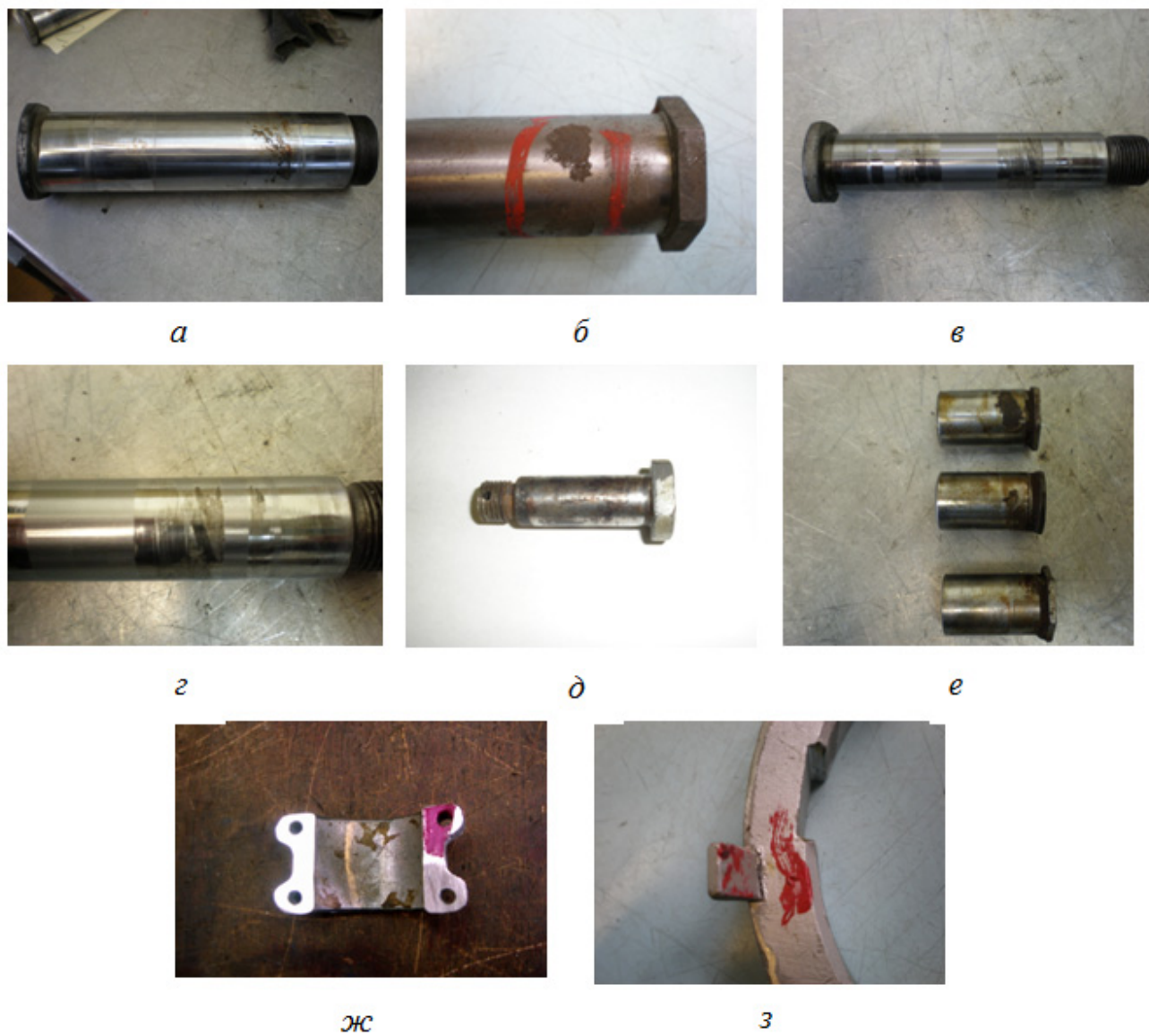
Продовження табл. 1.2

№ з/р	Найменування вузла	Конструктивна форма вузла	Матеріал трібосполучення	Умови роботи пари тертя
7	Кріплення важеля до циліндру		Всі деталі виготовлені з конструкційної сталі 30ХГСА, 30ХГСНА	Умови аналогічні

Таким чином, велике розмаїття конструктивних елементів вузлів тертя, робочого середовища, умов навантаження разом з широким сполученням різновидів тертьових деталей, характеру ушкоджень рухомих з'єднань створюють різні умови протікання різних видів тертя і зношування під впливом цілого комплексу фізичних явищ, що виникають в поверхневих шарах матеріалів, основними з яких є, як правило, втомне, фретинг-корозія, одночасна дія циклічного навантаження і фретингу – фретинг-утома, абразивне зношування та ін. [21–22].

Фретинг-корозія представляє собою механічне явище, яке супроводжується різними електроерозійними, фізико-хімічними та хімічними процесами, і виникає при малих амплітудах відносного реверсивного переміщення поверхонь, де частота вібрацій, зазвичай, складає десятки герц.

Швидкість розвитку фретинг-корозії залежить від властивостей матеріалу та якості поверхневого шару, конструктивних особливостей з'єднань та інтенсивності їх взаємного переміщення, силових взаємодій та умов зовнішнього середовища. Вона знижує довговічність у десятки разів при відносно незначних пошкодженнях глибиною 0,05–0,2 мм за рахунок значної зміни фізико-механічних властивостей пошкодженої поверхні та виникнення зруйнованих фрагментів її структури. Втомлені тріщини в таких фрагментах зростають дуже швидко і проникають у зони не пошкодженні фретинг-корозією, що створює умови для раптового руйнування (рис. 1.6).



а–е - зношені поверхні шарнірно-болтових з'єднань;

ж - тріщина і зношування поверхні напівхомута;

з - тріщина кільця

Рисунок 1.6 – Загальний вигляд пошкоджених деталей

Зношування при фретинг-корозії поглиблюється тим, що руйнування конструкції проходить при малих частотах коливань (~ 30 Гц) та малих амплітудах ($\sim 0,025$ мм), які супроводжують малі відносні швидкості переміщення зруйнованої поверхні (~ 3 мм/с). В цих умовах на поверхні тертя виникають продукти зношування, які часто твердіші у 4–5 разів ніж основний матеріал. Наслідком цих процесів відбувається інтенсивний абразивний знос контактуючих поверхонь, що складає у більшості 60% випадків зношування.

Процеси фретинг-корозії ініціюють розвиток втомленого руйнування. Втомлені пошкодження виникають на поверхні або близько до неї, внаслідок втрати (зменшення) енергетичних зв'язків в окремих ланках поверхневого шару основного матеріалу. Поверхневий шар має окремі зони з різними енергетичними рівнями зчеплення і, як правило, поверхневі шари мають менший опір втомленому руйнуванню, приблизно на 50%, ніж нижче сформовані шари [23–24]. Це є однією із причин виникнення втомлених тріщин. Вони, в залежності від експлуатаційного навантаження, розповсюджуються в глибину і, при деяких критичних значеннях, призводять до руйнування деталі (див. рис. 1.6).

Втомлені тріщини можуть зароджуватися і в середині матеріалу. Вони найбільш небезпечні, тому що концентрація енергії у них дуже велика і для руйнування зв'язків металу не потребує великих зусиль [25, 26], а ще і тому, що в цьому випадку важко їх визначити при дефектації. Вони розкриваються при роботі конструкції і приводять до раптових відмов техніки.

Один із найбільш небезпечних і руйнівних видів зношування є схоплювання матеріалів, яке супроводжується інтенсивним деформуванням та руйнуванням поверхонь тертя, вирвами і налипанням металу. В результаті втомлена міцність деталей різко зменшується, а інколи спостерігається їх заїдання, що як правило призводить до їх руйнування. Процеси схоплювання характеризуються високими значеннями коефіцієнтів тертя та шорсткості, а також розповсюдженням пластичної деформації на велику глибину [27, 28].

Інтенсивність процесу схоплювання залежить від фізико-механічних властивостей матеріалів пари тертя, а також значень зовнішніх чинників (питомого

навантаження, швидкості відносного переміщення деталей, середовища і температури). Для шарнірно-болтових з'єднань, для яких характерно незначні швидкості ковзання поверхонь тертя і великі питомі навантажень, що перевищують границю плинності металу, на окремих ділянках фактичного контакту виникає і розвивається захоплення (див. рис. 1.6). При цьому спостерігається інтенсивне пластичне деформування робочих поверхонь та їх руйнування.

Суттєво впливає на довговічність рухомих з'єднань абразивне середовище, яке приводить до руйнування поверхневого шару деталей твердими частками, що знаходяться у різних становищах і по-різному впливають на матеріал. При абразивному зношуванні руйнується тільки частина контактів, при цьому інші зони контакту і нижче розташовані шари піддаються змінам, зв'язаним з нагромадженням ушкоджень. Зміни під поверхнею шару відбувається й у результаті механічної обробки поверхонь тертя. Необхідно відмітити, що навіть в умовах сталого режиму тертя можливі одночасна реалізація декількох механізмів зношування і зміна розміру часток у широких межах, що в свою чергу впливає на надійність і ресурс деталі, вузла і техніки в цілому.

Наявність абразивних часток, продуктів зношування у мастильному матеріалі, в якому працюють рухомі з'єднання, є рішучим фактором процесу зношування. Майже у всіх вузлів тертя було знайдено велика кількість абразивних часток піску в мастилі, яка не бере участь в роботі деталі, а знаходиться поблизу поверхонь тертя. Абразивні частки потрапляють у мастило при експлуатації, коли піднімається велика кількість пилу. Величина часток не перевершує зазорів у вузлах тертя.

Пошкодження і підвищене зношування в рухомих з'єднаннях може призвести до втрати кінематичної точності силової конструкції, що, в свою чергу, може створити перерозподіл навантажень і, в деяких випадках, удари у сполученнях. Тому, сьогодні, дослідження в області трибології і механіки контактного руйнування є актуальною задачею [29].

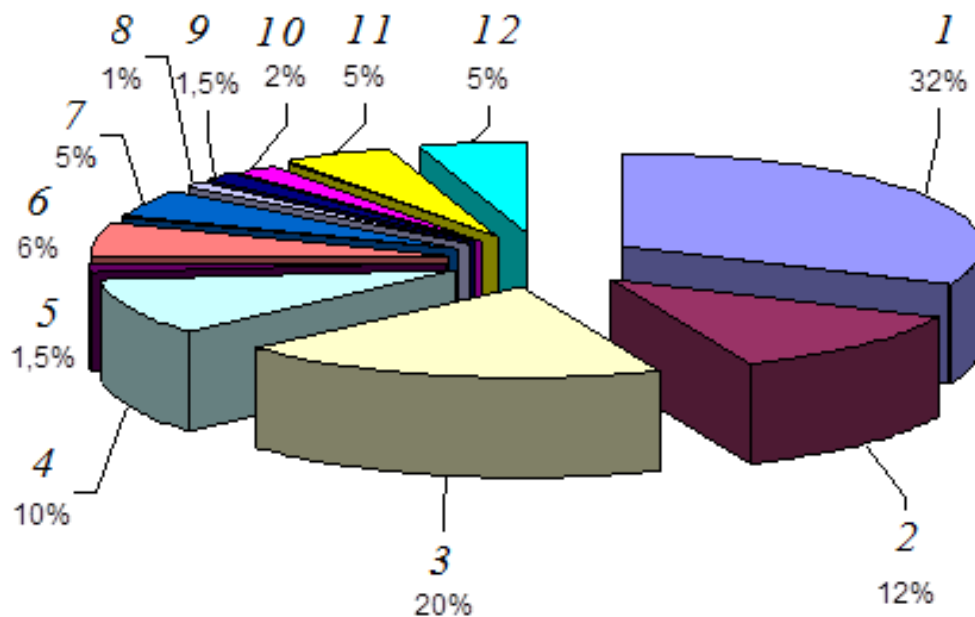
Таким чином, наявність відмов деталей та вузлів ТСП на протязі майже всього строку їх експлуатації визначає значну складність виявлення оптимальної міцності і довговічності конструкції. Ця складність обумовлена дією значної кількості

конструктивних, технологічних і експлуатаційних факторів. Це випадковий у часі характер діючих навантажень і прояв відмов; суттєвий розбіг характеристик міцності основних конструктивних елементів, окремих силових вузлів і конструкції в цілому; складність вибору оптимального технологічного комплексу, який би забезпечував високу експлуатаційну якість вузлів і деталей; велика інтенсивність та значні строки експлуатації техніки; складність організації контролю, який забезпечував точність і достовірність виявлення відмов та причин їх виникнення та ін.

Аналіз пошкоджень елементів трибосистем ТСП свідчать про необхідність подальшого більш глибокого вивчення комплексного впливу таких процесів, як абразивне зношування, фретинг-корозія, фретинг-утома, тертя ковзання в умовах граничного мащення в різних середовищах на трибосполучення силових елементів зі конструкційних сталей, що застосовується для їх виготовлення та методів підвищення їх довговічності в екстремальних умовах експлуатації.

В загальному обсязі робіт по відновленню деталей на ремонтних підприємствах різні способи відновлення складають різний відсоток (рис. 1.7). Всі вони успішно використовуються і дозволяють відновлювати практично усі пошкодження: з нестандартним ремонтом ($\approx 58\%$); припустимим ($\approx 26\%$), стандартним ($\approx 11\%$) і довготривалим ($\approx 5\%$) [30, 31], але практично відновлюються тільки 20–30% пошкоджених поверхонь. Це обумовлено тим, що технологічне забезпечення ремонтних підприємств у ряді випадків не відповідає сучасним вимогам, що приводить до відбракування дорогих деталей через неможливість їхнього відновлення існуючими методами. Також на дану ситуацію впливає обмеження фінансового ресурсу і виробничих потужностей ремонтних підприємств.

Як видно з рис. 1.7 більше 70% зношених деталей відновлюється різними методами наплавлення. Вибір наплавного матеріалів виконується у переважній більшості випадків, виходячи з твердості металу, що наплавляється, та без достатнього обґрунтування обраного варіанту з точки зору оптимальної зносостійкості пар тертя, без урахування впливу механічних властивостей, структур та фазового складу матеріалу на зношування кожної з контактуючих поверхонь.



- 1 - наплавлення під шаром флюсу;
 2 - вібродугове наплавлення;
 3 - наплавлення в середовищі вуглекислого газу;
 4 - наплавлення порошковою проволокою без флюсового або газового захисту;
 5 - плазмове наплавлення;
 6 - електроконтактне спікання;
 7 - гальванічні способи;
 8 - електромеханічна обробка;
 9 - електрошлакове наплавлення;
 10 - заливка деталей рідким металом;
 11 - відновлення деталей полімерами;
 12 - інші способи

Рисунок 1.7 – Статистика застосування різних способів відновлення зношених деталей на ремонтних підприємствах [31]

Перспективність та ефективність використання того чи іншого методу визначається конкретними умовами роботи трибосполучення, що безпосередньо впливає на довговічність вузлів і якість відремонтованого виробу в цілому (табл. 1.3).

Не дивлячись на великий обсяг деталей ТСП, які відновлюються на ремонтних підприємствах, основним недоліком представлених методів нанесення суцільних покриттів, які працюють в екстремальних умовах експлуатації, є відшарування і розтріскування. Недостатня зносостійкість поверхневого шару вузлів і механізмів веде втрати працездатності техніки і її простою, до значного завантаження виробничих потужностей ремонтних підприємств і підприємств по виробництву запасних частин. Витрати на ремонт і технічне обслуговування техніки, як правило, з часом зростають пропорційно зменшенню вартості виробу. Найбільш ефективним способом підвищення зносостійкості деталей і вузлів тертя – ще на стадії проектування моделювати і закладати для їх виготовлення прогресивні, прикладні розробки і технології. Такий підхід дозволяє підвищити надійність техніки в екстремальних умовах експлуатації та значно скоротити витрати.

Отже, основними причинами низької справності ТСП слід вважати:

- вичерпання встановлених строків служби та досягнення граничного стану придатності техніки;
- втрата працездатності техніки та її простоювання з причин масового пошкодження в наслідок впливу природних факторів через її тривалу експлуатацію;
- відсутність надходження нових зразків техніки;
- накопичення значної кількості несправних агрегатів, деталей і вузлів через низьку зносостійкість трибосполучень;
- обмеження фінансового ресурсу і виробничих потужностей промислових підприємств.

Широкого поширення останнім часом в світовому машинобудуванні набуває найбільш ефективний напрям – інженерія поверхні (Surface Engineering), яка дозволяє забезпечити максимальну зносостійкість триботехнічних систем в нестационарних умовах експлуатації, реалізації процесів і станів самоорганізації поверхонь тертя в різноманітних робочих середовищах (мастильне середовище,

Таблиця 1.3 – Характеристика основних методів поверхневого зміцнення

Властивості		Твердість, МПа	Товщина, мм	Температура процесу, °С	Тривалість процесу	Зносостійкість	Корозійна стійкість	Ерозійна стійкість
ХТО	Азотування	1230–1640 HV	0,05–0,15	900–1100	3–100 год.	↑ в 2,5–3,2 рази	↑ в 20 разів	↑ в 2 рази
	Борування	1500–1700 HV	0,12–0,5	900–1200	3–20 год.	↑ в 8,0 разів	↑ в 35 разів	↑ в 2 рази
	Ін. методи ХТО	7500–8500	0,01–0,25	750–950	2–50 год.	↑ в 1,5–3,0 рази	↑ в 15 разів	↑ в 2 рази
Поверхнево-пластичне деформування		4000–6200	0,35–0,45	20–50	0,5–4 год.	↑ в 1,2–2,0 рази	↑ в 2 рази	↑ на 23%
Гальванічні покриття		1100	0,15–0,7	50–450	0,5–3 год.	↑ в 5,4 рази	↑ в 3 рази	↓ до 5%
Електроіскрове легування		500–1000	0,2–0,4	300–500	0,0003 м ² /хв.	↑ в 1,6–3,5 рази	-	-
Газотермічне напилювання		6500–11000	0,1–0,5	50–350	0,1–10 кг/год.	↑ 2,5–3,1 рази	↑ в 5 разів	↑ в 3 рази
Вакуум-плазмові покриття		11000–16000	0,05–0,12	400–600	0,5–1,5 год.	↑ в 2,0–4,0 рази	↑ до 10 разів	↑ в 7...10 разів
Лазерне ТО		7500–15000	0,35–5	1000–1500	10–100 м/с	↑ 1,5...3,0 рази	↑ на 15%	↑ на 10%
Іонне азотування		10500–10700	0,1–0,3	300–900	0,5–10 год.	↑ 1,7–3,1 рази	-	-

пил, волога та ін.). Сутність науки про інженерію поверхні полягає у розробці теорії обґрунтованого вибору форми робочих поверхонь, геометричних параметрів і фізико-хімічних властивостей, які забезпечують безвідмовність і економічну доцільність довговічності, а також у технологічному створенні таких поверхонь, їх контролі, випробуванні, зміні при експлуатації, ремонті, відновленні і утилізації [32].

Інноваційний характер розвитку інженерії поверхні охоплює комплекс наукових напрямків різних наук і знань, об'єднує методи цілеспрямованої зміни фізико-хімічних властивостей поверхневих шарів матеріалів шляхом деформування, модифікування, нанесення плівок, покриттів, захисних шарів різними методами та їх комбінаціями. Унікальне поєднання сучасних науково-технічних засобів і досягнень, реальних потреб і стимулів ініціювали творчу атмосферу, широкомасштабне міжнародне співробітництво і привернули до напряму інженерії поверхні велику кількість науково-технічної інтелігенції [33].

Обґрунтований вибір методів інженерії для конкретних деталей і вузлів тертя представляє складну техніко-економічну задачу. Тільки методів модифікування поверхні на сьогоднішній день відома не одна сотня. Протягом найближчих десятиліть очікується ще більш бурхливий розвиток інженерії поверхні, яке стимулюватиме розробку нових технологій. Однією з таких технологій сьогодні є методи створення дискретних поверхонь (в закордонній літературі їх ще називають текстуровані поверхні, плямисті покриття), суть яких полягає в заміні традиційного суцільного шару поверхні на переривисту мозаїчно-дискретну структуру. Дискретні поверхні дозволяють забезпечити необхідну надійність і довговічність трибосполучень в екстремальних умовах експлуатації, де суцільні захисні покриття втрачають свою працездатність [34].

При застосуванні дискретних поверхонь можуть спостерігатися ефекти їх відсутності зношування, протікання комплексу процесів, які сприяють стабілізації геометричних розмірів і форм, відновленню властивостей і характеристик трибоелементів та робочих середовищ.

Таким чином, даний напрямок є одним із основних резервів підвищення зносостійкості деталей та вузлів ТСП в екстремальних умовах експлуатації. Систематизація й узагальнення основних закономірностей тертя та зношування трибосистем ТСП, взаємодії їх елементів, природа, специфіка механізму протікання процесів та формування станів їх самоорганізації, типи, види та форми її реалізації недостатньо досліджені як з теоретичної, так і експериментальної точок зору. Тому її розв'язання, розробка і впровадження у практику нових підходів і методів підвищення зносостійкості та керування процесами і станами трибосистем ТСП є безумовно актуальною проблемою.

1.2 Технологічні методи формування зносостійких поверхонь дискретної структури

Сучасні технологічні методи поверхневого зміцнення відкривають значні можливості для створення захисних структур триботехнічного призначення, що забезпечують надійну роботу вузлів тертя в найрізноманітніших умовах експлуатації, дозволяють підвищити продуктивність праці і як результат - заощадити величезні матеріальні, енергетичні й трудові ресурси.

Суцільні захисні структури, які формуються на поверхні деталей при їх відновленні, не завжди дозволяють забезпечити необхідну надійність і довговічність трибосполучень в екстремальних умовах експлуатації. Сьогодні широкі можливості відкривають технологічні методи створення дискретних структур (поверхонь), суть яких полягає в заміні традиційного суцільного шару поверхні на переривисту мозаїчно-дискретну структуру.

Дискретні поверхні, як засіб покращення трибологічних характеристик деталей і вузлів машин, виникли багато років назад, але широке розповсюдження отримали за останнє десятиліття як найбільш перспективний, життєздатний напрямок інжинірингу поверхні. Результатом впровадження такої технології є розширення

діапазону роботи деталей в екстремальних умовах експлуатації (по допустимому навантаженню, зносостійкості, коефіцієнту тертя, фізико-механо-хімічних характеристик пар тертя).

Дослідженню дискретних поверхонь присвячено багато робіт відомих вітчизняних та закордонних вчених, а саме В.С. Антонюка, Л. Барштейна, Х. Ванга, С.В. Венцеля, М. Гайгера, М.В. Кіндрачука, В.Ф. Лабунця, Б.А. Ляшенко, Като Х., В.І. Мірненко, У. Петерсена, Н. Сака, Саха Н.П., Е. Фальца, Д.Б. Хамільтона, Ю.Г. Шнейдера, І. Етсіона та багато інших.

Для формування дискретних поверхонь можуть використовуватися різноманітні методи, а саме: металургійні, механічні, хімічні, електрохімічні, електрофізичні та інші методи. Аналіз даних методів дозволив згрупувати їх у групи за наступними ознаками (рис. 1.8):

1. Формування дискретних поверхонь шляхом зміцнення робочої поверхні.
2. Формування дискретних поверхонь при різних видах обробки деталей.



Рисунок 1.8 – Класифікація методів створення дискретних структур [34]

Різні методи текстурування поверхні розроблялися роками для поліпшення трибологічних характеристик вузлів і механізмів машин. Метод вібронакатування був розроблений Шнейдером Ю.Г. у 80-х роках минулого століття [35, 36], він полягає в створенні сітки мікроканалів (дрібних жолобів) шляхом пластичної деформації металевих поверхонь з використанням твердого індентора. В роботі [37] застосовується система канавок з частково регулярним мікрорельєфом, які формувались вібронакатуванням з наступним вигладжуванням. В результаті був отриманий несиметричний профіль канавки: одна сторона крута, інша полого. Наявність пологого виходу із канавки забезпечує розтікання мастила по системі канавок і зменшує зношення трибосполучення. Велика робота з вібронакатуванням була проведена в Східній Європі [38], що так чи інакше пройшло непоміченим у західному світі.

Трибологія давно зіткнулася з явищем вибіркового зношування матеріалів, якому притаманна тією чи іншою мірою структурна неоднорідність. Такого роду явища спостерігаються в бабітових підшипниках ковзання, що виготовляються з латуні, бронзи, чавуна чи іншого матеріалу з заглибинами у вигляді сітки, заповнене бабітом [39, 40], здатні поглинати сторонні частки. Суть його полягає в тому, що найбільш інтенсивному руйнуванню піддається менш міцна (найчастіше більш м'яка) структура. У результаті цього спочатку рівна робоча поверхня стає хвилястою (дискретною) [41]. Цей ефект формозміни поверхні тертя більш яскраво виражений на матеріалах з крупнодисперсною структурою. Утворення такої експлуатаційної дискретності на поверхні тертя сприяє підвищенню службових властивостей сполучення.

Аналогічно пропонується спосіб формування мастильних мікрокарманів струйно-абразивною обробкою. Шаг мікрокарманів визначається заданою концентрацією абразивних часток у площині розташування поверхні, обробляється; заданою кутовою швидкістю обертання поверхні; закруткою пневмоабразивного потоку в технологічному соплі. Наступне заповнення мікрокарманів антифрикційними матеріалами дозволяє збільшити строк служби деталі [42].

Сах Н.П. і його співробітники [43] у США представили ідею модульної поверхні для видалення продуктів зносу у вигляді оксидів з поверхні електричних контактів. Споконвічно для формування жолобів, що назвали хвилястою поверхнею, використовували технологію травлення, що пізніше була замінена абразивною механічною обробкою [44–46]. Як і в роботі [43], пропонується нерівності використовувати як пастки для продуктів зносу, що веде до скорочення ушкоджень і неприпустимих деформацій поверхні тертя.

Утворення мікрозаглибин на поверхні тертя відбувається й у результаті зношування трибосполучень під дією абразивного матеріалу за рахунок пластичного деформування і утворення канавок [47–49] чи за рахунок дроблення абразивних часток, що інтенсифікує процес зношування поверхонь тертя в зоні контакту. Воно супроводжується свого роду мікроударами, що приводять до руйнування поверхні. Сліди руйнувань, що мають украй малу напруженість, мають вид кратероподібних заглиблень, усередині яких залишаються осколки застряглих абразивів [50].

Реактивне іонно-променеве травлення (RIE – Reactive ion etching) було використано в Японії групою дослідників, очолюваної Като Х. [51–53], для вивчення впливу текстурування поверхні, у формі мікрозаглибин на рівнобіжних ковзних поверхнях у водному середовищі з абразивом SiC. Інші технології включають абразивну реактивну механічну обробку [54], LIGA [55], літографію й анізотропне травлення [56]. Більшість цих робіт є експериментальними і використовують для цього різні типи дослідних машин. Той факт, що процеси і явища розглянутих методів дуже складні, то тільки в обмежених випадках вони можуть бути описані аналітично. Однак, не дивлячись на відсутність великого теоретичного моделювання й оптимізації величин текстурування у цих експериментах були продемонстровані значні успіхи в області тертя і зниження зносу.

Хамільтон Д.Б. запропонував у 1966 році [57] текстурування поверхні у формі мікрошорсткостей, що виконують роль мікрогідродинамічних опор. Ця ідея здебільшого просувалася для рівнобіжного ковзання, як у випадку з механічним текстуруванням [58, 59].

Самим раннім комерційним застосуванням текстурування поверхні є хонінгування гільзи циліндра [60, 61]. Сьогодні як правило, підлягають текстуруванню поверхні сучасних магнітних запам'ятовуючих пристроїв [62, 63], текстурування поверхні розглядається також, як засіб подолання склеювання і прилипання в запам'ятовуючих пристроях у мікроелектроніці [64].

Венцель С.В. запропонував формування дискретної поверхні у вигляді мікрокаверн методом електрохімічної обробки. В результаті покращились умови припрацювання трибосполучення і зменшилось зношення у 3 рази [65].

Дискретні поверхні формувалися при шліфуванні вуглецевої сталі, де відзначено підвищення зносостійкості за рахунок виникнення твердих ділянок на поверхні, що відділені кутовою границею від матриці. Встановлено наявність перехідної зони, що забезпечує високу адгезійну міцність [66]. Запропонована модель процесу створення мікрорельєфу і аналітичні залежності параметрів мікрогеометрії, як функції режиму обробки [67].

Відзначено утворення регулярних "острівкових" ділянок на поверхні ковзання при терті Fe–Cr-сплаву, що приводить до зниження коефіцієнта тертя і зносу [68]. Такі ділянки виникають після тривалого періоду ковзання, але, виникнувши один раз, вони залишаються потім при всіх наступних умовах тертя. Досить швидко створюються "острівці" при відносно високому тиску кисню. Складаються "острівці" із суміші основного сплаву й оксидів типу Me_2O_3 чи на суміші сплаву й оксидів типу шпінелей. Встановлена також підвищена зносостійкість тонких шарів вторинних структур, що мають переривчасту будівлю [69–71].

Спостерігається збільшення зносостійкості для силіційованого графіту, якщо близько 10% поверхні деталі залишається непокритої карбідом кремнію [72]. Острівці графіту, що залишаються на поверхні, забезпечують гарні антифрикційні властивості.

Останнім часом у різних областях техніки для підвищення зносостійкості застосовують поверхні компактних матеріалів з регулярно розташованими мікрозаглибинами [73]. Вони дуже успішно використовуються в циліндрах двигунів, підшипниках, приладах, плунжерах і т.п.

Мікрозаглибини визначають головним чином контактні властивості поверхні: поліпшення змащення, підвищення опору схоплювання і корозії, скорочення періоду припрацювання, штамповки. Крім терміну "шорсткість" часто використовують поняття "ізритість" поверхні, яка характеризує наявність в поверхневому шарі дискретних і (чи) безупинних заглибин. На поверхнях різної форми одержують сукупність регулярно розташованих дискретних (лунки) чи безупинних (канавки) мікрозаглибин, геометричні параметри яких можна плавно варіювати в широких межах.

Широкі можливості відкриває лазерне текстурування поверхні (LST) трибосполучень. Дана технологія має високу швидкодію і дозволяє скоротити час операцій, екологічно чиста, забезпечує відмінний контроль форми і розміру мікрозаглибин. Контролюючи щільність енергії, лазер може безпечно обробляти тверду сталь, кераміку і полімери так само, як і кристалічні структури. Усе це пояснює зростаюче число публікацій на цю тему в області трибології [74–76].

Лазерне текстурування поверхні широко використовується зараз у магнітних пристроях уже понад 10 років [77, 78], головним чином для запобігання прилипання під час запуску.

Велика кількість робіт по лазерному текстуруванню поверхні були здійснені в Німеччині років 10 назад групою, очолюваної Гайгером М. у University of Erlangen-Nuremberg [79, 80]. Ця група використовує ексимерний лазер з технічними можливостями обробки інформації для лазерного променя і проектування його на текстувану поверхню. Цей метод був застосований для обробки інструмента, циліндрів, що дозволило збільшити їхню довговічність до 169%. У роботі [81] дається огляд робіт по LST в Німеччині, що описує різні лазерні системи, що використовуються для текстурування поверхні.

CO₂-лазери використовувалися в Tohoku University, Японія [82] для текстурування поверхні SiC для визначення впливу LST при переході з гідродинамічного в змішаний режим змащування. Експерименти проводилися з конфігурацією диска і циліндра, максимально занурене у водяне середовище. Було проведено текстурування поверхні у формі мікропор з діаметром 150 мкм і

глибиною близько 8–10 мкм і порівняно з не текстурованими зразками. Було виявлено, що критичне навантаження для переходу від гідродинамічного режиму в режим змішаного змащення у випадку текстурованих зразків було на 20% більше, ніж аналогічний показник для не текстурованих поверхонь.

Велика робота з дослідження лазерного текстурування поверхні проводиться в Інституті прикладної фізики ім. Берна у Швейцарії [83–87]. Головною метою цієї роботи є вивчення самого процесу текстурування та проведення трибологічних досліджень у співробітництві з іншими інститутами, наприклад з CSEM у Нойчателе, Швейцарії й ін. У роботі [84] досліджується зміни коефіцієнта тертя в залежності від дистанції ковзання пари кульки на диску, де виробляється маленька фіксована кількість змащення. Було визначено діапазон зразків до моменту, при якому тертя різко починає збільшуватися. Виявлено, що довговічність зразків LST дисків може бути в 8 разів вище, ніж у не текстурованих зразків.

Фундаментальні роботи з дослідження LST проводяться в Argonne National Laboratory у США. Шляхом виміру тертя й опору електричного контакту при непрямому ковзанні зразка у вигляді шпильки по диску експериментально досліджувався вплив LST на перехід від граничного до гідродинамічного режиму змащування [88]. Установлено, що LST розширює діапазон режиму гідродинамічного змащування в залежності від навантаження і швидкості ковзання. Крім того, LST істотно зменшує коефіцієнт тертя в подібних умовах функціонування в порівнянні з не текстурованими поверхнями.

Як і в методах текстурування без використання лазера, що розглядалися вище, роботи з лазерного текстурування носять в основному експериментальний характер. Щоразу, коли проводиться спроба оптимізації параметрів текстурування, використовується метод проб і помилок. Імовірно, це є причиною великих розбіжностей при визначенні оптимальних параметрів, отриманих різними дослідницькими групами. Метод проб і помилок може мати місце тільки у випадках ковзанням без мастильного матеріалу чи в умовах недостатнього змащування, для яких теоретичні базові моделі не існують. У цих випадках мікрозаглиблення LST звичайно функціонують як мікропастки для продуктів зношування чи

мікрорезервуари для збереження мастила. Однак, в інших випадках, у яких мікрозаглибини виступають у якості мікрогідродинамічних опор, необхідно виконувати ретельне теоретичне дослідження для оптимізації параметрів LST для одержання високої зносостійкості трибосполучень. Ця ідея була поштовхом для проведення ретельних досліджень і програмних розробок в Technion-Israel Institute of Technology, результатами яких стали кілька моделей оптимізації LST у різних пристроях [76]. Розглянемо далі, які результати були досягнуті на основі цих розробок.

У 1996 р. Етсіон І. і Барштейн Л. [89] представили модель для лазерного тестування поверхні з постійною структурою мікроповерхні, що показала істотні переваги напівсферичних мікрозаглибин (рис. 1.9). Моделювання здійснювалося на основі рішення рівняння Рейнольдса для розподілу гідродинамічного тиску на поверхні і визначення оптимальних параметрів текстури поверхні для різних робочих режимів.

У роботі [90] представлені експериментальні дані, у якій були текстуровані лазером кільцеві ущільнення, які випробувані в середовищі мастильного матеріалу. Основними параметрами, які характеризують LST є діаметр і глибина мікрозаглибин та щільність поверхні (рис. 1.10).

Встановлено [91], що фактична форма мікрозаглибин не має суттєвого значення, а найбільш значимими параметрами є співвідношення між глибиною поглиблення і його діаметром. Були оптимізовані мікрозаглибини сферичної форми на поверхні і показано, що існує оптимальна глибина заглибин при співвідношенні їх діаметра, що підвищує міцність поверхні і PV-фактор. Експериментальні дослідження текстурованої поверхні показали невеликій розбіг теоретичних і експериментальних результатів (рис. 1.11). Подальші дослідження LST при збільшення навантаження приводило до поступового зниження ефекту LST [92].

В роботі [93] існує протилежна думка, що профіль мікрозаглибин суттєво впливає на ефективність змащувальної канавки. Експериментально доведено найбільшу змащувальну ефективність канавки зі сферичним профілем, у порівнянні з прямокутним і трикутним.

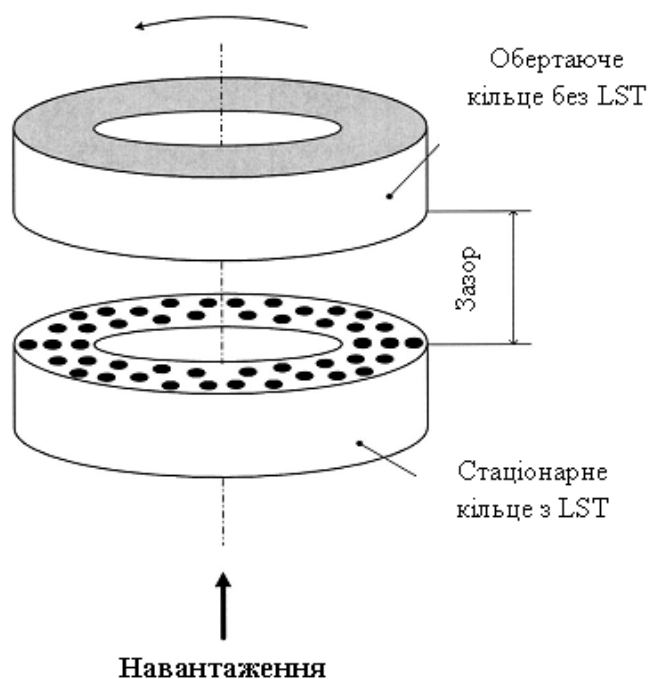


Рисунок 1.9 – Модель для лазерного тестування поверхні з постійною структурою мікроповерхні



Рисунок 1.10 – Мікроструктура поверхні після лазерного текстурування (діаметр заглибини – 100 мкм; глибина – 10 мкм; щільність заглибин – 20%)

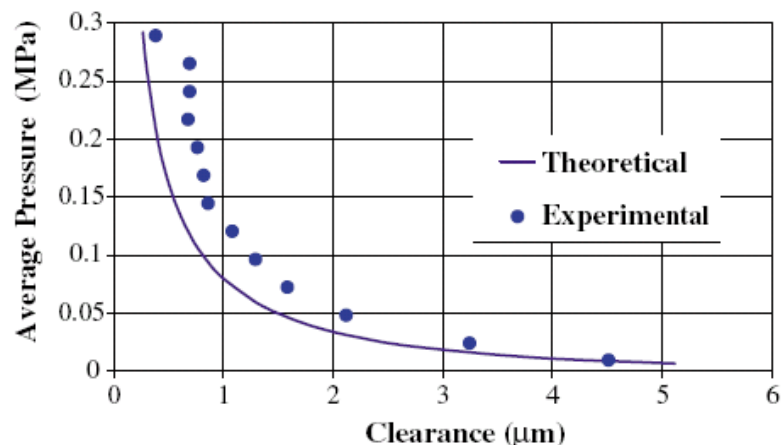


Рисунок 1.11 – Порівняння теоретичних і експериментальних результатів лазерного текстурування поверхні

Подібні результати зниження тертя та поверхневої температури при використанні текстурованої лазером поверхні були досягнуті в Східно-Китайському університеті науки і технології [94] де текстуровані SiC кільця досліджувалися в парі з вуглецевими кільцями в маслі. Інше дослідження LST, що було опубліковано у Fraunhofer Institute for Production Technology (Німеччина) [81], встановлено зниження на 40% моменту тертя й практично вдвічі збільшено тривалість служби деталей з LST.

Для подолання низької ефективності LST при високих навантаженнях було застосована більш висока щільність і часткове текстурування поверхні (рис. 1.12). При частковому LST відбувається суттєве зниження тертя (більш ніж на 50%) у порівнянні з поверхнею без LST (рис. 1.13). Обидві лінії розмежовуються в міру збільшення навантаження за рахунок зростання гідростатичного ефекту при більш високих тисках. Для не текстурованої поверхні при тиску 12 бар і більше здійснюється різке зростання тертя. Для частково текстурованої поверхні робочий діапазон був збільшений майже до 23 бар [95].

В роботі [96–98] показано застосування LST у газовому середовищі. Результати дослідження показали, що в газовому середовищі, у порівнянні з рідким, глибина заглибин повинна бути декілька меншою, що забезпечує зменшення тертя від 15% до 40% при питомій навантаження в межах 3,45–13,79 кПа. З іншої сторони,

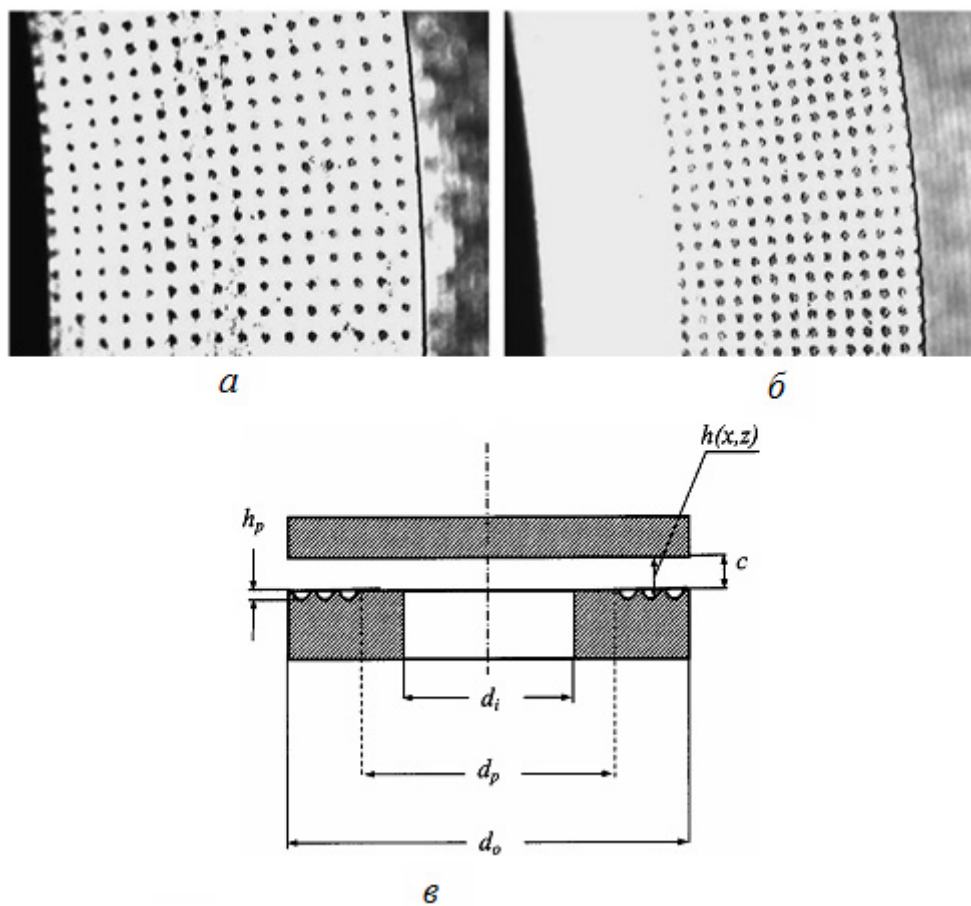


Рисунок 1.12 – Поверхні кілець з повним (а) і частковим (б) LST, а також схематичне зображення часткового LST (в)

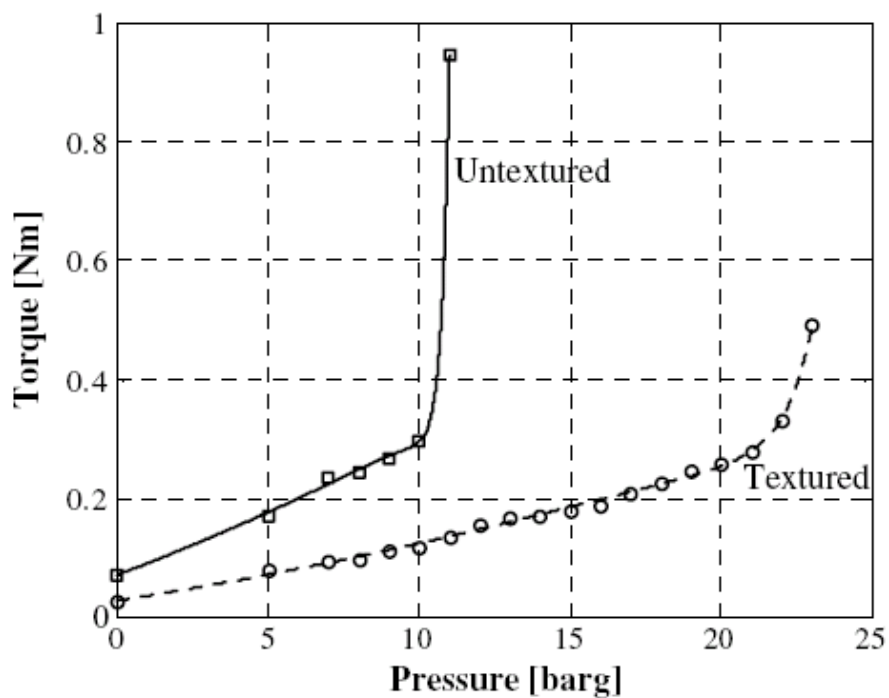


Рисунок 1.13 – Залежність тертя від тиску для не текстурованої і частково текстурованої поверхні

текстурування обох контактуючих поверхонь, у порівнянні з не текстурованою, збільшило тертя на 100% [81].

LST технології були застосовані на очисному нафтохімічному заводі. Gadiv Petrochemical Industries Ltd., одна із найбільших нафтохімічних компаній Ізраїлю провела у 1998 році натурні випробування даної технології. Було здійснено порівняння кілець насосів з LST і без текстурування. Результати показали, що насос працював без заміни кільця 10000 годин протягом 38 місячного періоду. За той час кільце насоса без LST довелося замінювати чотири рази. Економічний ефект від впровадження LST технології склав біля 900\$ США в рік [76].

Потенціальна вигода від застосування LST для поршневих кілець двигунів (рис. 1.14) була досліджена в роботах [99, 100]. Мінімальні значення тертя були отримані для кілець з LST в режимі масляного голодування. Це пояснюється тим, що мікрозаглибини виступають в якості мікрорезервуарів для мастильних матеріалів в умовах її нестачі. Результати показали переваги LST щодо зменшення тертя в умовах повного (30 сек. між послідовними краплями), так і при нестачі мастильного матеріалу (260 сек. між послідовними краплями).

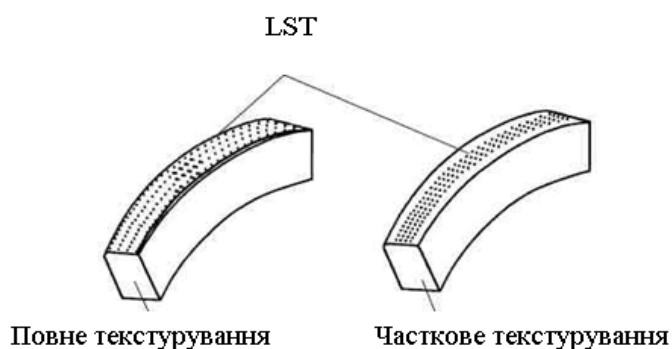


Рисунок 1.14 – Схема повного і часткового LST сегментів поршневих кілець

Експериментальними дослідженнями встановлено оптимальну глибину мікрозаглибини в умовах нестачі мастильного матеріалу на поверхні тертя (рис. 1.15). Зміна умов змащування поверхні трибосполучення забезпечували шляхом крапельного змащення пар тертя у часі [100]. Оптимальна глибина мікрозаглибин при заданих умовах склала 10 мкм.

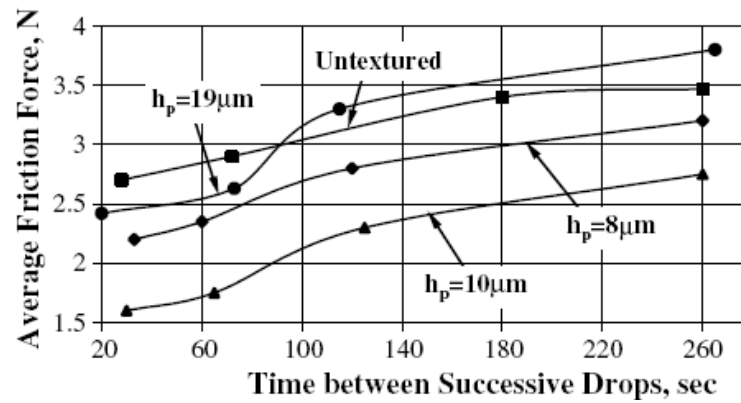


Рисунок 1.15 – Залежність сили тертя від часу між наступними краплями мастила при різній глибині мікрозаглибин

Використання лазерного текстурування у формі мікрожолобів на гільзах циліндра двигуна внутрішнього згорання було представлено на 14 Міжнародному трибологічному колегіумі в Ешлінгені [101]. Представлені результати досліджень показали, що даний метод забезпечив зниження витрат палива й зменшення зношування трибосполучень. Цей метод був названий «лазерне хонінгування» і сьогодні успішно застосовується в німецькій компанії Gehrting.

Аналіз застосування LST у гідродинамічних опорних підшипниках найпростішої форми або в паралельно ковзних дисках [102] показав високий потенціал LST. Було встановлено, що часткове LST може істотно поліпшити здатність трибосполучень витримувати високе навантаження. Результати випробувань у воді при 1500 і 3000 об/хв. показали [103], що текстуровані трибосполучення працювали із зазором більш ніж в 3 рази більшим і в 3 рази меншим тертям (рис. 1.16), ніж у випадку з не текстурованими в умовах випробувань у діапазоні різних навантажень.

Лазерне текстурування також використовується як засіб для вторинного механізму гідродинамічного змащення, що називається мікрорезервуар або мікрозаглиблення для гідродинамічного змазування. Більша кількість робіт у цій області можна знайти в огляді роботи [104].

Потенційні переваги LST у забезпеченні мікроуловлювачів для продуктів зношування в умовах тертя без мастильного матеріалу, підданому корозії при терті,

були продемонстровані в роботах [105, 106]. Результати в роботі [105] показали, що вивільнення оксидних продуктів зношування в LST мікрозаглибин приводить до скорочення на 84% опору електричному контакту текстурованої поверхні, підданій корозії, у порівнянні з випадком з не текстурованою поверхнею. Потенційний вплив LST на стійкість до корозії було продемонстровано в роботі [106] шляхом проведення обмеженої кількості досліджень. LST дозволяє легко вивільняти продукти зношування із зони, підданої корозії, у мікрозаглибини, поліпшуючи, таким чином, опір корозійним процесам і практично подвоюючи стійкість до корозій трибосполучення.

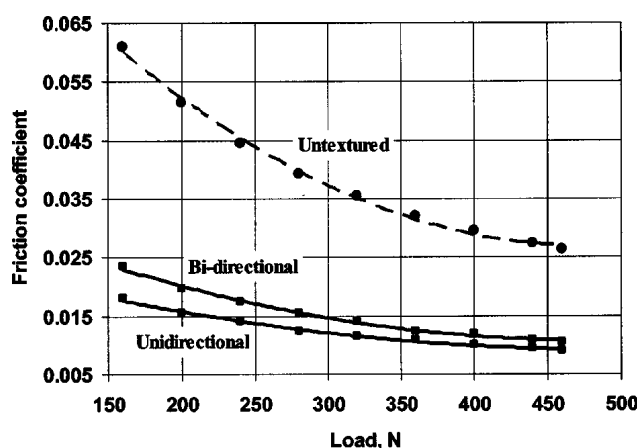


Рисунок 1.16 – Порівняння коефіцієнта тертя часткових двоспрямованих і односпрямованих LST опор і базової не текстурованої опори при 1500 об/хв.

Дискретна структура поверхні трибосполучень забезпечується нанесенням захисних покриттів. В інституті проблем міцності НАН України ім. Г.С. Писаренко під керівництвом Ляшенко Б.А. активно проводяться дослідження в цьому напрямку [107–110].

Незважаючи на недостатню вивченість явищ, що відбуваються на поверхні дискретної структури, і відсутність розрахункових методів її конструювання, практична перевага її в багатьох випадках очевидна. Емпірично-інтуїтивний підхід до створення покриттів дискретної структури в цілому приносить позитивний ефект.

З огляду на недоліки суцільних покриттів в екстремальних умовах експлуатації, що полягають у когезійному розтріскуванні і адгезійному відшаруванні, а також

безперспективність підвищення їхніх експлуатаційних характеристик у напрямку збільшення адгезійної міцності, представляється доцільним наносити покриття дискретної структури. Це дозволить досягти високої адгезійної і когезійної стійкості кожної ділянки покриття шляхом обмеження нормальних напружень у покритті і дотичних у площині адгезійного контакту покриття з основою. Розміри дискретних ділянок покриття з урахуванням співвідношення пружних властивостей і товщини покриття й основи варто визначати з математичних залежностей [108].

Для традиційних суцільних покриттів, як і для компактних матеріалів, у всіх випадках знос є результатом локальної перенапруги одного чи обох контактуючих тіл за рахунок нормальних і дотичних навантажень. Дискретна структура покриття обмежує це локальне перенапруження [111].

Найбільш простий і доступний для нанесення дискретного покриття є метод електроіскрового легування (ЕІЛ) [107, 108, 111–115]. Найбільший ефект в підвищенні зносостійкості досягається при сумарній площі дискретних ділянок 60–70%, що дозволило збільшити ресурс бронзових опор ковзання. Це дозволило багатократно підвищити продуктивність обробки методом ЕІЛ за рахунок нанесення дискретного покриття тільки за один прохід з обробкою до 70% поверхні [107, 109, 112].

Найбільш успішно дискретні покриття, нанесені методом ЕІЛ, експлуатуються при зміцненні штампів, особливо вирубних, підвищуючи довговічність штампового оснащення в 2,6 разів, різального інструменту в 2,0 рази. Дискретне покриття тільки однієї полки верхньої кільцевої канавки поршня двигуна внутрішнього згорання знизило в 4 рази сумарний знос циліндрово-поршневої групи автомобіля ВАЗ-2121 при пробігу 50 тис. км. [107, 112, 116–120].

Успішно була реалізована технологія ЕІЛ багатофункціональними композиційними електродами нового покоління для поверхневого зміцнення Al і Ti сплавів І.О. Подчерняевой зі співробітниками [121, 122]. Головна функція таких електродів – створення екрануючої зони в міжелектродному просторі, що забезпечувало стабільний приріст ваги катоду за рахунок присутності непровідних фаз в продуктах електроерозії електродів у кількості, достатньої для блокування

ерозії катоду. За допомогою цієї технології було створено ряд зносостійких покриттів для відновлення деталей із Al сплавів.

Дискретна структура покриття дозволяє, на відміну від традиційного суцільного покриття, успішно застосовувати поверхнево-пластичне деформування (ППД) для отримання необхідного розміру деталі і чистоти поверхні. Застосування ППД здійснюється одночасно з нанесенням диференційного дискретного покриття до пластичного деформування глибинних шарів без розтріскування і відшаровування окремих дискретних ділянок покриття. Суцільне покриття, при застосуванні ППД, розтріскується і відшаровується [107].

Для захисту деталей від корозії і збільшення несучої здатності трибосполучень застосовують двошарове дискретне покриття. Покриття складається з суцільного підшару і зовнішнього шару дискретної структури. Даний принцип реалізований методом детонаційно-газового напилювання з застосуванням сітчастого екрану [112].

Сітчастий екран застосовується для отримання дискретних покриттів методом вакуум-плазмового напилювання, який розташовується між поверхнею, підкладкою і випарником. Покриття застосовувались для відновлення різців. Зношування різців з дискретним покриттям відбувалося за 85 хв., без покриття – за 20 хв. [123].

Завдяки застосуванню зносостійких дискретних покриттів на основі нітридів титана, алюмінію, хрому і цирконію на нітридній кераміці вдалося підвищити зносостійкість різців у порівнянні з керамічним різальним інструментом із суцільними покриттями при обробці загартованих інструментальних сталей ШХ15 і ХВГ [124]. При цьому дискретні покриття, на відміну від суцільних, забезпечують повну відсутність зношування різця в перші 10–13 хвилин точіння.

При використанні методу катодно-іонного бомбардування дискретні покриття можна одержувати за допомогою формотворних масок з різними геометричними параметрами. У цьому випадку основним є вибір розміру дискретної ділянки покриття. Очевидно, що він може бути обраний виходячи з розрахунку відстані між тріщинами (кроку тріщин) при когезійному розтріскуванні. Відомо, що утворення тріщин у покритті (фрагментація) буде відбуватися доти, поки відстань між ними не

досягне критичної величини. Як відзначалося, після фрагментації захисного шару до розмірів, близьких до критичних, при подальшому деформуванні не спостерігається ні когезійного розтріскування покриття, ні його адгезійного відшарування. [108].

Вивченню фрагментації покриттів, виміру кроку і щільності тріщин присвячені численні дослідження [125–130]. Розглядалася фрагментація керамічного жаростійкого шару теплозахисного покриття при випробуваннях на повзучість в умовах стаціонарного і нестаціонарного теплового впливу. Були побудовані залежності кроку тріщин від пластичної деформації основи. Отримані залежності дозволили порівняти різні типи покриттів з погляду довговічності і вказати шляхи їх підвищення. У [126] побудована імовірнісна залежність міцності сталевих деталей з покриттям від щільності початкових тріщин з урахуванням залишкових напружень. Авторами роботи [127] отримані аналітичні залежності модулів пружності і зсуву, а також коефіцієнта Пуассона від щільності тріщин для шаруватих композитів. Кількість тріщин у покритті і їхній розподіл при вигині сталевих зразків з карбідними покриттями, що знаходяться в стані залишкового стиску, визначали в [128]. Поводження тріщин оцінювали параметром Вейбула, На основі статистичного підходу і класичних підходів механіки в [129, 130] вивчалася фрагментація покриттів при одноосьовому напруженому стані. Показано, що формування тріщин приводить до релаксації напружень у покритті, що перешкоджає утворенню нової тріщини усередині фрагмента останнього.

Формування топографії дискретних покриттів широко використовувалося у електронній промисловості [131]. Для цього використовували екрани, трафарети, маски. Також часто маски і трафарети застосовувались для нанесення у вакуумі написів чи узорів. Для нанесення вакуум-плазмових покриттів використовувалась сітка із сталевих проволоки з діаметром 0,13 мм і суцільністю сітки 36,7% (рис. 1.17) [132].

Важливе значення для регулювання функції “відпуску” об’єкта відіграє підбір топографії і матеріалу робочих поверхонь мікропінцетів для зниження їх адгезії до маніпуляційного об’єкту. Це здійснювалось за рахунок формування на робочих поверхнях мікропінцетів метилселіконових полімерних покриттів з малою

поверхневою енергією. Достатньо висока шорсткість поверхні представляла собою дискретну структуру, яка забезпечувала високу жорсткість контакту [133].

В рамках гранда Assemic project MRTN-CT-2003-504826 аналогічна задача вирішувалась шляхом формування робочих поверхонь мікропінцетів з більш тонкими особливостями рельєфу у вигляді ансамблю сферичних сегментів з власною наношорсткістю (шорсткуватих сфер) [133].

В роботах [134–135] показано, що підвищити зносостійкість гільз циліндрів можна за рахунок поперечного шарування основного матеріалу, завдяки чому створюється поверхня тертя з неоднорідними фізико-механічними властивостями. Неоднорідність фізико-механічних властивостей поверхні тертя колодки (схема випробування “ролик-колодка”) досягалася виконанням у ній канавки трикутного перетину з глибиною 2,5 мм, з наступним заповненням міддю чи латунню. Спосіб заповнення канавок — дугова пайка в середовищі аргону (рис. 1.18).

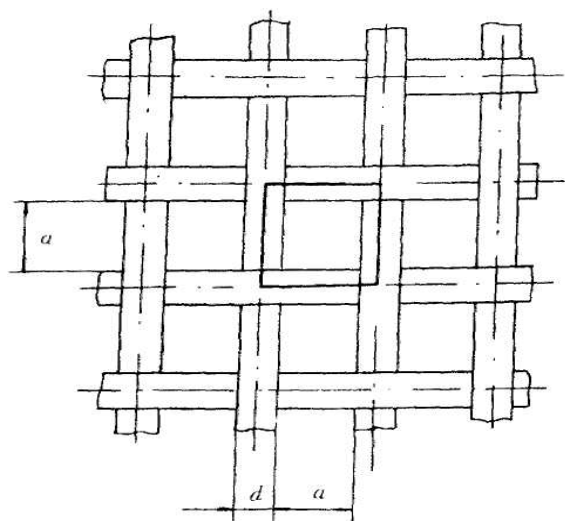


Рисунок 1.17 – Схема сітки екрана для нанесення дискретного покриття

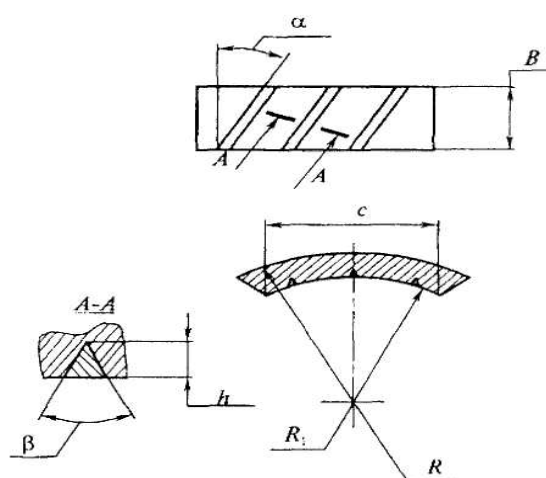


Рисунок 1.18 – Схема розташування канавок на поверхні тертя колодки

Більш високою стійкістю до розтріскування і до ударних навантажень у порівнянні з керамічними і полімерними суцільними покриттями володіють лускаті покриття [136].

Для композиційних матеріалів і покриттів показана перевага дискретного адгезійного зв'язку у порівнянні з безперечною. В'язкість руйнування

багат шарових вуглепластиків може бути збільшена майже в 5 разів шляхом заміни суцільного адгезійного контакту на переривчасті міжшарові зв'язки [137]. Наявність пор на поверхні адгезійного контакту поліамідної плівки при терті ковзання приводять до зниження зносу [138].

Механізм явищ, що відбуваються з регулярним мікрорельєфом, вивчений недостатньо. Відсутні і кількісні залежності, що дозволяють конструювати таку поверхню з максимальним вирашем за експлуатаційними властивостями. Феноменологічно мікрозаглибини на технічних поверхнях можна розглядати як резервуари, де зосереджується мастило. Знос знижується через відсутність схоплювання і задирів [73]. Для порівняльної оцінки маслоутримуючої здатності поверхонь з мікрорельєфом запропонований термін "маслоємкість" [139].

Розвинута система заглибин забезпечує можливість проникнення середовища в зону тертя, допомагає утворенню вторинних структур. Регулярний мікрорельєф сприяє локалізації абразивних часток середовища і продуктів зносу, що знижує імовірність заклинювання пари тертя. Циркуюючи по мікрозаглибинах мастило сприяє охолодженню контактної поверхні. Застосовується регулярний мікрорельєф поверхні й у сполученні з нанесенням покриттів. Оскільки покриття репродукує основну поверхню металу, то профільовану поверхню створюють перед нанесенням покриття. Крім збільшення маслоємкості поверхні, забезпечується підвищення адгезійної міцності покриття за рахунок збільшення контактної поверхні [73].

Переривчаста регулярна структура покриття може підвищити також термостійкість. У теорії і практиці захисних покриттів існує гостра необхідність підвищення термостійкості. Так енергія тертя розсіюється головним чином у вигляді тепла. Це може підвищувати температуру в локальній контактній ділянці до 1000°C при тривалості кілька мікросекунд [140]. Тому підкреслюється гострота проблеми одночасного підвищення зносостійкості і термостійкості вузлів тертя [141]. Покриття, що володіють більш низьким коефіцієнтом теплопровідності, можуть сприяти локалізації температурного поля в зоні фрикційного контакту при терті [169]. На прикладі борідних покриттів на сталі показано руйнування покриття з

появою на поверхні тріщин через великі термічні напруження. Цим пояснюється сильне зношування при терті з великими навантаженнями [142, 143].

Раніше запропонований підхід до оцінки термостійкості покриттів по адгезійній і когезійній рівномірності [144] також можна використовувати для створення покриттів дискретної структури. Розміри і форма окремої ділянки обмежують рівень нормальних напружень у покритті і дотичних у площині адгезійного контакту, що підвищить його термостійкість.

У такий спосіб підвищення термомеханічної стійкості покриттів може бути досягнуте шляхом створення переривчастої структури при нанесенні будь-якими технологічними способами. Цей підхід реалізований авторами найбільш зручним для цієї мети способом електроіскрового легування [146], у тому числі і для зміцнення алюмінієвих сплавів [147].

Широко використовуються комбіновані методи створення дискретних захисних структур. Дискретна лазерна обробка поверхні і наступне азотування суттєво підвищує зносостійкість сталей. Встановлено [148], що зносостійкість середньовуглецевої сталі 40X з дискретними азотованими шарами в 7–9 разів вища за її зносостійкість в азотованому стані без лазерної обробки. Крім того, лазерною обробкою усувається висока хрупкість покриттів, підвищується адгезія покриття до основи [149].

Регулювання зносостійкості плазмових покриттів шляхом дискретного оплавлення її лазером у вигляді смуг постійної ширини 2,5 мм дозволило значно підвищити їх зносостійкість. Так, при питомому навантаженні 1,0 МПа, швидкості ковзання 0,5 м/с і температурі 300 К найбільшу зносостійкість має покриття, в якому оплавлено біля 15% поверхні. Якщо зносостійкість повністю оплавленого покриття підвищується у 2 рази порівняно з не оплавленим, то при оплавленні 15% поверхні вона зростає у 6 разів. При терті дискретно оплавлених покриттів не спостерігалось явищ схоплюванням з контртілом. Це можна пояснити зниженням їх напружено-деформованого стану, більш рівномірним перерозподілом навантажень на поверхні тертя в процесі зношування за рахунок локальних мікроруйнувань крихких

структурних складових і відносно невисокого когезійного зв'язку між ними в неоплавлених ділянках [150].

Одним із перспективних і малодосліджених методів формування дискретних поверхонь сьогодні є метод механічного нанесення мікрозаглибин з заданою топографією без зміни хімічного складу поверхні шляхом її поверхнево-пластичного деформування. Для відновлення прецизійних вузлів тертя приладів автором [151, 152] розроблено і запропоновано віброударний метод поверхнево-пластичного деформування для створення дискретно-орієнтовної топографії на робочих поверхнях деталей у вигляді еліпсоїдних лунок глибиною від 10 до 40 мкм і щільністю від 15 до 45%. Експериментальні дослідження довели, що даний метод дозволяє за рахунок дискретного зміцнення і зменшення фактичної площі контакту зменшити інтенсивність зношування зразків із сплаву АК6 до 7 разів, сталі 18Х2Н4МА – в 2 рази.

Розміри і конфігурація дискретної поверхні встановлюють, виходячи з умов мінімізації напружено-деформованого стану при силовому (температурному) впливу на поверхню, що дозволяє багатократно підвищити її граничний стан [107].

Вивчення напружено-деформованого стану твердих тіл зі змінними по глибині властивостями є важливою і актуальною задачею. Відсутність такої інформації є суттєвою перешкодою в області інтерпретації процесів, що супроводжують процеси тертя та зношування твердих тіл. Відомо, що під час фрикційного контакту, процеси розвиваються у тонких приповерхніх шарах, в яких, як правило, локалізовані всякого роду неоднорідності [153].

Б. І. Костецький відмічав [27, 154, 155], що дискретність фактичного контакту поверхні тертя характеризується складним напружено-деформованим станом, наявністю підтримуючого впливу бокових і нижче лежачих об'ємів недеформованого матеріалу, зміною знака (стиску-розтягування) напружень. Схема навантаження при терті передбачає наявність двох зон з різко різним напружено-деформованим станом: перша — зона пружної-пластичної деформації (10–100 нм), друга — зона пружних деформацій (сотні мкм). При цьому процеси

руйнування (зношування) локалізовані в першій зоні, а процеси теплоутворення протікають в обох.

При такій схемі напружено-деформованого стану в сполученні з дискретністю контакту забезпечується можливість деформування переважно в напрямку переміщення при терті, різко збільшується пластичність твердих і тендітних поверхневих плівок, подрібнюється внутрішньо кристалічна структура, ліквідуються границі зерен і фрагментів. Розміри блоків (області когерентного розсіювання) при цьому досягають мінімальних величин (1,5–5 нм). Крім того, ліквідуються лінійні і поверхневі дефекти — дислокації, тріщини, дефекти упакування. Внаслідок дискретності контактування і релаксації напружень на субмікроділянках фактичного контакту усувається можливість поступового нагромадження напружень і субмікроскопічних недосконалостей [155].

Принцип створення дискретних покриттів дозволяє багаторазово підвищити їх граничний стан: контактні навантаження в 3–5 разів, критичні деформації розтягування основи - до 2 порядків, довговічність у кілька разів у порівнянні із суцільним покриттям тієї ж товщини, складу і твердості [107].

Розміри і конфігурація окремих ділянок покриття розраховані, виходячи з умови мінімізації рівня напружено-деформованого стану при механічних і температурних впливах на покриття. Оптимальні розміри і конфігурація дискретної структури визначаються аналітичними і чисельними методами з обліком залишкових технологічних напружень [156–158].

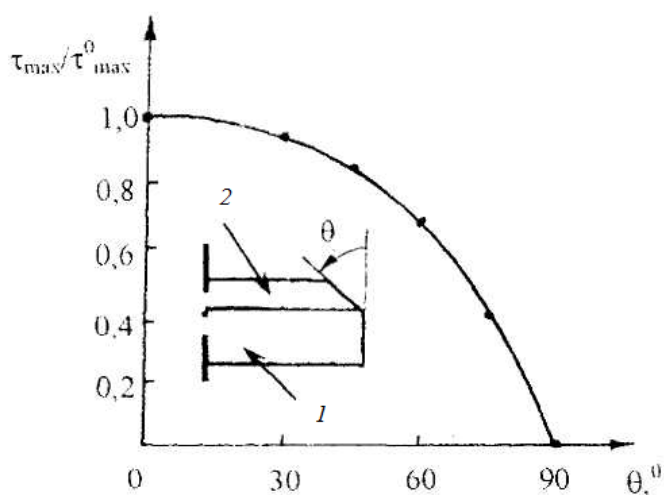
Експериментальними дослідженнями встановлено, що площа обробки повинна бути 15–25%. Це обумовлено створенням такого напружено-деформованого стану, який забезпечує мінімальні напруження при терті, що підтверджено аналітичними розрахунками [150, 159].

Позитивний ефект при нанесенні дискретних покриттів забезпечується за рахунок застосування гнучких вакуум-плазмових технологій, особливо на різальному інструменті. Для цього використовують екрани із металевої сітки, геометричні розміри якої вибирають виходячи з розрахункових значень розміру дискретної ділянки і суцільності, забезпечуючи мінімальний рівень напружено-

деформованого стану покриття в процесі експлуатації. Сітка у вигляді пасти наноситься на поверхню деталі перед нанесенням покриття, нанесення якого забезпечується ротарпінтним методом. Витрати на екрани і технологічне оснащення окупаються підвищенням експлуатаційних характеристик дискретних покриттів за рахунок зниження зношення інструменту на 35–80% [160].

Дослідження напруженого стану зміцненої поверхні сталі 40Х показали, що в процесі дискретної лазерної обробки формуються залишкові напруження, неоднорідно розподілені по перерізу лазерної зміцненої зони (доріжки при безперервному і плями при імпульсному режимах роботи). На поверхні доріжки виникають значні напруження. З віддаленням від центру до краю доріжки напруження знижуються практично до нуля. В зразках, підданих додатковому азотуванню, залишкові напруження зменшуються в центрі доріжки в 3–4 рази. Це пов'язано в основному з температурним впливом в процесі азотування [158].

На величину напружено-деформованого стану дискретної поверхні значно впливає притуплення кромки окремої дискретної ділянки. Як витікає з рис. 1.19, оптимальний кут притуплення кромки повинен складати $\theta \geq 60^\circ$, що дозволить знизити напруження у площині адгезійного контакту не менш, ніж на 30% [160].



1 – основа;

2 – покриття

Рисунок 1.19 – Залежність максимальних дотичних напружень у площині адгезійного контакту від кута притуплення кромки θ

Таким чином, фундаментальні дослідження в області різноманітних форм і фігур текстурування поверхні для покращення триботехнічних властивостей проводяться багатьма дослідницькими групами у світовому масштабі. Для цього використовуються різні методи текстурування, включаючи механічну обробку, текстурування пучком іонів, технологія травлення і лазерне текстурування та ін. У табл. 1.4 представлено список центрів, установ і організацій світу, які працюють в сфері дискретних поверхонь (частково використано матеріал [74, 76]. Постійне зростання методів, публікацій, установ, наукових груп стосовно досліджень в області дискретних поверхонь свідчить, що даний напрямок все більше і більше приваблює трибологічне суспільство усього світу.

Цікаво, що практично всі фундаментальні роботи є експериментальними і більшість з них ґрунтуються на ідеї, що текстурування поверхні створює мікро-резервуари з глибиною 8–15 мкм для ефективного утримання мастильного матеріалу чи мікропастки (капкани) для уловлювання продуктів зносу. Як правило, оптимізація параметрів текстурування здійснюється за допомогою методу проб і помилок.

Постійне ускладнення ТСП, важкі умови її роботи, а саме: одночасна дія великих статичних і динамічних навантажень, абразивного і температурного впливу, обмежена подача мастильного матеріалу при одночасному протіканні різних видів тертя та зношування – створюють умови, при яких мікродискретні ділянки не можуть забезпечити високу довговічність і зносостійкість деталей і вузлів ТСП в екстремальних умовах експлуатації. Тому існує об'єктивна потреба у використанні дискретних поверхонь з макродискретними (поглибленими) ділянками.

Але широкому впровадженню дискретних поверхонь з поглибленими дискретними ділянками у практику загального машинобудування заважають певні проблеми, а саме:

- недостатній рівень науково-методичної бази створення дискретних поверхонь з поглибленими дискретними ділянками з оптимальними параметрами;
- відсутність наукового принципу управління технологічним процесом їх формування за триботехнічними характеристиками;

Таблиця 1.4 – Різні методи тестування поверхні

Метод	Установи, Держава	Посилання	Примітка
Вібронакатування	Institute of Mechanical Engineering Problems, Санкт-Петербург, Росія	[35, 36, 38]	Різні механічні елементи
Хвилясті поверхні	MIT, Кембридж, США	[43–46]	Пастки для продуктів зносу
Реактивне іонно-променеве травлення (RIE)	Tohoku University, Сендай, Японія	[51–53]	Лабораторні дослідження та обмежене теоретичне моделювання
Абразивна реактивна механічна обробка і ексимерний лазер	FCRA and AIST, Нагойя, Японія	[54]	Випробування зі шпилькою на диску
LIGA	University of Kentucky, Лексінгтон, США	[55]	Лабораторні випробування з опірними кільцями. Обмежене теоретичне моделювання
Літографія і анізотропне травлення	Uppsala University, Уппсала, Швеція	[56]	Випробування з кільцями, які здійснюють зворотно-поступових рух
LST	University of Erlangen-Nuremberg, IFAS/IPT Aachen, University of Hannover and Gehring, Німеччина	[56, 79, 80, 101]	Текстурування гільз циліндрів
LST	Technion and Surface Technologies Ltd. (SurTech) Ізраїль	[89–99, 102, 103, 105, 106]	Механічне текстурування, кільця і упорні підшипники, включаючи моделювання
	Tohoku University, Японія	[51–53, 78]	
	East China University, Шанхай, Кітай	[94]	
	University of Bern (UB) and CSEM, Швейцарія	[79–83]	
	Argonne National Laboratory, Western Michigan University, Stein Seal Co., США	[78, 96, 98]	Експериментально-дослідницька робота у співробітництві з Technion and SurTech

Продовження табл. 1.4

Метод	Установи, Держава	Посилання	Примітка
	General Physics Institute, Москва, Росія	[72, 86]	У співробітництві з UB
	Mediterranean University, Марсель, Франція	[85–87]	У співробітництві з UB
Дискретні покриття	Інститут проблем міцності НАНУ, Україна	[5, 107, 108, 111–114, 116, 117, 123]	зміцненні штампів, різального інструменту

- відсутність методології аналізу та синтезу триботехнічних характеристик при різних видах тертя та зношування.

Розв'язання даних проблем спроможне забезпечити єдиний науково-обґрунтований підхід щодо їх системного дослідження та впровадження.

На підставі аналізу існуючих методів створення дискретних поверхонь, які застосовуються як в нашій країні, так і за кордоном, та вимог до геометричних та фізико-механічних параметрів поверхневих шарів деталей встановлено, що найбільш перспективною, малозатратною і в той же час маловивченою є технологія створення текстурованих лункових поверхонь (ТЛП) з поглибленими дискретними ділянками механічним способом. Однак широкому впровадженню даного методу у практику машинобудування заважають відсутність системних досліджень процесу формування зносостійких ТЛП для конструкційних матеріалів, з яких виготовлені деталі і вузли техніки, недостатня вивченість закономірностей їх зношування при різних видах тертя та зношування, напружено-деформованого стану (НДС), фізико-механічних властивостей шарів, відсутність даних вибору оптимальної текстури ТЛП за критеріями максимальної зносостійкості. Крім того, існуючі на цей час підходи до застосування даної технології використовують лише окремі її потенційні можливості. Отримання таких даних надасть можливість науково-обґрунтувати вибір найкращої ТЛП з оптимальними конструктивно-технологічними і експлуатаційними параметрами за умов отримання високих триботехнічних характеристик і властивостей для різних видів тертя та зношування, що в сукупності

дозволить реалізувати ідею багатофункціонального призначення ТЛП з підвищеними фізико-механічними і триботехнічними властивостями на сталевих деталях вузлів тертя.

1.3 Закономірності зношування дискретних поверхонь

1.3.1 Зносостійкість в умовах абразивного зношування

Серед різних видів зношування деталей і вузлів машин і механізмів найбільш розповсюдженим і швидким є абразивний, при якому руйнування поверхневого шару деталей здійснюється твердими частками, що знаходяться в різних станах і по-різному впливають на матеріал трибосполучення.

Поширеність абразивного зношування обумовлена не тільки тим, що багато деталей і вузлів за характером виконуваних функцій неминуче стикаються з матеріалами, здатних викликати абразивний процес зношування. Абразивний знос придушує менш інтенсивні процеси зношування деталей і в тих випадках, коли контакт зі сторонніми твердими частками не зв'язаний з роботою трибосполучення, а обумовлений забрудненням середовища, то вкрай складно виключити практично забруднення твердими частками навколишнє повітря, різні технологічні середовища, що контактують з тертьовими поверхнями деталей.

Витрати на відновлення деталей машин у результаті зношування і особливо абразивного величезні і вони щорічно збільшуються. Загальна втрата матеріалу при експлуатації вузлів і деталей, виготовлених з металів, згідно з даними, приведеним у фундаментальному довідковому виданні [161], розподіляється в такий спосіб: на т.зв. моральний знос приходить 15%, на поломки — 15%, інші 70% приходяться на ушкодження поверхні, з яких 55% — знос, 15% — корозія. У загальному зносі можна виділити 25% адгезійного зносу, 8% поверхневої втоми, 2% корозійного

зносу і, нарешті, 20% приходить на абразивний знос, хоча існує думка, що абразивному зносу може бути приписане ~ 50% усіх проблем, зв'язаних зі зносом [162–165].

На симпозиумі, проведеному в США з питань зниження зношування техніки [166], загальна думка звелася до того, що керування зношуванням є центральною ланкою в рішенні таких національних проблем, як економія енергії, скорочення витрат матеріалів, забезпечення надійності і безпеки механічних систем. На симпозиумі також відзначалося, що для промисловості США можлива економія за рахунок ефективного впровадження результатів триботехніки в практику складе більш 12–16 млрд. дол. Аналогічна ситуація склалася і в інших країнах світу. Згідно зі статистики, витрати, зв'язані з наслідками абразивного зносу досить високі - у межах від 1 до 4% національного продукту в розвинених країнах [167–169].

Абразивне зношування відноситься до механічного руйнування поверхонь тертя, що виникає в результаті в основному дії твердих часток, що ріжуть чи дряпають, які знаходяться у вільному чи закріпленому стані [170].

За статистикою абразивному зношуванню піддаються шасі літаків, лопатки компресора і газової турбіни ГТД, деталі гусеничного ходу бронетанкової техніки, сільськогосподарських, дорожньо-будівельних, гірських, транспортних, металургійних та інших машин, агрегати й устаткування, виконані з металів, сплавів, композиційних матеріалів, захисних покриттів, полімерів, кераміки [171–173]. За даними експлуатаційних досліджень НАМІ інтенсивність зношування поршневих кілець і циліндрів двигуна вантажного автомобіля при русі влітку по ґрунтовій курній дорозі склала 27 мкм на 1000 км шляху проти 0,23–0,4 мкм при їзді узимку на дорогах із твердим покриттям [174].

Процес абразивного зношування в чистому вигляді зустрічається рідко, звичайно він являє собою складову змішаного зношування, коли сполучається кілька процесів. При цьому найбільш інтенсивним є абразивний знос. Необхідною умовою протікання абразивного зношування є підвищена твердість часток, у якості яких можуть служити частки мінерального походження, виступи шорсткостей більш

твердої поверхні, металеві продукти зношування, тверді структурні складові матеріалу, оксидні плівки та ін. [175].

Успішне рішення проблем підвищення зносостійкості і строку служби вузлів і механізмів в умовах абразивного зношування значно залежить від уявлень про механізм цього процесу і факторів, що визначають рівень зносостійкості матеріалів. Але дослідження механізму абразивного зношування пов'язано зі значними теоретичними і експериментальними труднощами у зв'язку з різноманіттям абразивного середовища і поверхонь зношування.

В.Ф. Лоренц [176] стверджував, що всяке зношування є абразивним, тому що в будь-якому випадку продукти зношування є абразивними частками, що сприяють зношуванню, тобто сутність абразивного зношування принципово не змінюється (попадають абразивні частки в тертьові сполучення ззовні, знаходяться в металі тертьових деталей чи утворюються в процесі тертя).

В.Д. Кузнецов [177–179] вважав, що механізм абразивного зношування є дуже простим і зводиться до суми великого числа елементарних процесів дряпання. При цьому між явищем простого дряпання й абразивним зносом повинно існувати глибокий зв'язок. Однак дослідження показали, що однозначної залежності між абразивним зносом і механічними властивостями металу не існує [180].

В роботах М.М. Хрущова і М.А. Бабічева [39, 181] абразивне зношування представляється як дряпання металу безліччю твердих зерен, велика частина яких залишає пластично видавлені сліди, а менша частина зерен зі сприятливо розташованими гранями, знімає стружку. Автори на підставі досліджень зносостійкості чистих металів і сплавів на машині Х4–Б установили пропорційну залежність їхньої зносостійкості від твердості. В якості закріпленого абразиву застосовувалась корундова шкурка. Результати цих досліджень нерідко використовувалися при визначенні технології зміцнення конструкційних матеріалів. У довіднику з основ конструювання машин [182] приведений графік пропорційної залежності відносної зносостійкості від твердості при абразивному зношуванні вуглецевих сталей. Автори рекомендують також враховувати встановлену залежність при виборі і термічній обробці конструкційних матеріалів. У більш пізніх роботах [50, 171]

показано, що основний механізм абразивного зношування полягає в послідовному руйнуванні «навалів» деформуючого металу, утворених по краях подряпин і канавок.

Але в реальних умовах експлуатації машин такий тип зношування практично не зустрічається. Його не можна допускати, тому що швидкість руйнування металу при такому механізмі зношування може досягати 1–2 мм/год. і більш. Мікрорізання виникає при взаємодії сталей з особливо твердими (HV 1600...2400) і гострогранними абразивними частками [183–185]. Типовим випадком мікрорізання поверхні металу є шліфування абразивними кругами, що досліджено в роботах П.Е. Дьяченко [186, 187], В.Д. Кузнецова [188, 189], В.Н. Кашеєва [190–192], Е.Н. Маслова [193, 194], В.Н. Бакуля [195] та ін., і закордонних дослідників: М. Тамаокі, Е. Дьюеля, Д. Міллера й ін.

Вважається, що при абразивному зношуванні діють три основних механізми: видавлювання, різання і фрагментація, дроблення. У більш ранній класифікації після видавлювання, як найбільш м'якої форми зношування, що представляє процес зсуву матеріалу з канавки до її сторін і не ведучої до реальної втрати матеріалу, впливає більш тверда форма зношування — wedge formation, яку можна визначити як "розклинення" перед абразивною часткою. У цьому випадку загальна кількість матеріалу, витиснутого з канавки, більша, ніж витиснутого по сторонах. Далі йде ще більш тверда форма — різання, а механізм фрагментації поділяють на два окремих механізми — мікроутома (microfatigue) і мікророзтріскування (microcracking) [168, 169].

Б.І. Костецький [70, 71, 196–198] вважає, що абразивне зношування полягає в процесі інтенсивного руйнування поверхні деталей машин, що виражається в місцевій пластичній деформації, мікроподряпанням і мікрорізанням абразивними частками, при яких відбувається перехід від вихідного стану поверхні зношування до робочого. Тому зносостійкість визначається не тільки характеристиками вихідного стану поверхні, але і даними, що характеризують стан поверхневого шару в процесі тертя і зношування. При цьому мікрорельєф, структура і характеристики міцності зазнають незворотні зміни. У результаті формується своєрідний

залишковий стан поверхневих шарів після зняття навантаження, що оцінюється комплексом механічних, фізичних і хімічних параметрів.

П.Н. Львов [199–201] розглядав механізм абразивного зношування в залежності від структури металу. Він показав, що в процесі руху по металевій поверхні кварцові зерна прорізають канавки в м'якій основі і перестрибують через тверді карбіди. У визначений момент усе більш виступаючі зерна карбіду сплаву будуть збиті абразивними частками, і далі відбудеться швидке зношування до наступних нижче розташованих карбідів. Таким чином, на думку автора, зносостійкість металу визначається зносостійкістю пластичної основи сплаву.

Загальна концепція теорії втомленого зношування сформульована І.В. Крагельським [202–207]. Відповідно до цієї теорії абразивні зерна здійснюють багаторазові акти пластичного деформування поверхневих шарів металу, що приводять до наклепу і “передеформуванню” тих самих мікрооб’ємів металу. У результаті втрати пластичності останні сколюються, крихко відокремлюючись від деталі у вигляді продуктів зношування.

Н.І. Богомолів [208] показав, що зниження інтенсивності руйнування металу при дії вільного абразиву пояснюється більшою здрібненням вільних зерен, а також тим, що вільне зерно здійснює мікрорізання періодично, у момент його тимчасового закріплення на поверхні тертя.

Однак не всі абразивні частки ріжуть і знімають стружку. Частина з них пластично деформує матеріал [171, 209]. Відповідно до результатів [196, 197, 210] пластична деформація, що протікає в тонких поверхневих шарах, приводить до зростання щільності дислокацій, у зв'язку, з чим різко збільшується твердість, а це є причиною крихкості поверхневого шару.

П.А. Ребиндер [211] розглядав зношування матеріалів як поверхнєве диспергування в результаті багаторазової пластичної деформації, що приводить до зміцнення й втомленого руйнування мікрооб’ємів матеріалу.

У роботі [212] трактується, що для зменшення абразивного зношування варто вибирати такі умови тертя, що забезпечують максимальне зміцнення поверхневих шарів металу. Максимальне зміцнення досягається при мінімальних розмірах

фрагментів структури матеріалу і максимальної їхньої дезорієнтації відносно один одного. Пластична деформація і відповідний рівень фрагментації є функцією напружень і можна очікувати їхнього збільшення при більш жорстких умовах тертя. Коли швидкість пластичної деформації стає більше швидкості релаксаційних процесів, виникає т.зв. "критична" структура, тобто має місце ушкодження, руйнування матеріалу [213–215].

У роботах [190, 216–222] розглядаються закономірності абразивного зношування з енергетичних позицій, відповідно до якої енергія, передана матеріалу абразивними частками, витрачається на впровадження абразиву в тіло металу, зріз мікростружки, пластичне деформування з утворенням канавки і відвалів уздовж траєкторії переміщення і на відокремлення мікрооб'ємів металу від основи. З огляду на величини енергетичних витрат, можна визначити внесок кожного з процесів у механізм руйнування.

М.М. Тененбаум [223, 224], розглядаючи закономірності абразивного зношування, у залежності від кута зіткнення абразивних часток α об поверхню, що зношується, виділяє зношування гідроабразивне ($\alpha \leq 30^\circ$), втомлене ($30^\circ < \alpha < 50^\circ$), ударно-абразивне ($50^\circ < \alpha < 90^\circ$).

Характерні риси зношування під впливом абразивних часток, що знаходяться в струмені рідини і рухаються разом з нею, подібні з особливостями зношування в повітряно-абразивному потоці [223]. Присутність рідини зв'язує абразивні частки й активізує процес взаємодії абразиву з поверхнею деталі за рахунок вимивання, очищення контакту від дрібних абразивних часток, а також її розклинюючої дії.

Існування багатьох гіпотез механізму абразивного зношування свідчить про складність процесу руйнування, що включає деформацію металу при впровадженні абразивних часток у його поверхню і зріз мікростружки чи видавлювання металу при наступному русі абразиву щодо поверхні. Механізм і інтенсивність протікання цих явищ істотно залежать від фізико-механічних властивостей матеріалу й умов зношування.

Контакт з абразивними тілами при терті є джерелом напружень, що обумовлюють рух і розмноження дислокації в металі трибосполучень. Наслідком

руху дислокацій є пластична деформація безпосередньо під абразивом і в околицях контакту при його впровадженні в поверхню деталі на початковій стадії зношування, а також пластична деформація, що передує руйнуванню, при відносному переміщенні деталі й абразиву на наступній стадії зношування. Багаторазове повторення таких елементарних актів взаємодії абразивних часток з металом приводить до зношування - зміни форми і розмірів деталі і відмови вузла і машини в цілому.

Зносостійкість металу при абразивному зношуванні визначається його здатністю опору впровадженню абразиву в поверхню і руйнуванню при наступному їхньому взаємному переміщенні. Не всі абразивні частки проникають у поверхню і потім зрізують частину металу. Більшість їх, будучи придавлено навантаженням до деталі, пружно чи пластично деформують його без відділення мікрооб'ємів з поверхні. При цьому інтенсифікується діяльність джерел дислокацій. Вони рухаються по різних кристалографічних площинах, що приводить до утворення пересічних дислокацій, що блокують один одного й утрудняють їхнє подальше просування. Відбувається деформаційне зміцнення. Засоби, за допомогою яких утрудняється переміщення дислокацій, підвищують зносостійкість [225]. В роботі [226] показана необхідність комплексного врахування механічних властивостей групи пластичності і міцності для оцінки зносостійкості сталей в умовах абразивного зношування.

Початковою стадією руйнування металу при зношуванні є утворення мікротріщини [227–229], що у процесі пластичної деформації, розвиваючись у макротріщину, приводить до відділення металу, що і складає елементарний акт зношування. Процес утворення тріщин, що відбувається при виникненні ковзання, тобто діяльності джерел дислокацій, може здійснюватися практично по кожному з механізмів, запропонованих дислокаційною теорією руйнування [210, 230–235]. Створення умов, що запобігають зростанню і особливо виникненню тріщин у металі при його взаємодії з абразивним середовищем, є однією із основних задач, що повинні враховуватися при створенні зносостійких матеріалів для деталей, що експлуатуються в умовах абразивного зношування.

У роботі [236] описується механізм абразивного зношування, у якому абразивні частки можуть ковзати і перекочуватися на поверхні тертя. Перше явище описується закономірностями, що залежить переважно від пластичної деформації, точніше від процесів при малоциклової утоми. Виходячи зі стохастичності поводження часток використано метод Монте Карло, при якому поверхня, що зношується, імітується сіткою з тривимірними осередками. Розраховується об'ємний знос у кожному осередку, а наприкінці знаходиться загальний знос.

Одним зі шляхів підвищення зносостійкості деталей [190–192, 237], що працюють у контакті з абразивним середовищем, є застосування метастабільних аустенітних сталей із включеннями дрібнодисперсних карбідів в аустенітній основі. Утворення карбідної фази і зміна її кількості відбуваються дифузійним шляхом унаслідок розпаду пересиченого вуглецем аустеніту. Тому процес знеміцнення загартованих легованих сталей при зношуванні ускладнюється за рахунок блокування карбідами площин ковзання, що збільшують загальне число дислокацій і перешкоджають їхньому переміщенню. Однак це може відбуватися і за рахунок “видавлювання” вуглецю з аустеніту і мартенситу при впливі абразивних часток у процесі зношування [238].

Згідно І. Р. Клейсу [239–241] зношування в струмені абразивних часток відбувається за рахунок: руйнування поверхні в результаті високих контактних напружень; різання мікростружок абразивною часткою; контактної утоми; виплавлення металу в результаті високої локальної температури. Зношування залежить від кута атаки. Зі зниженням еластичності металу (загартовані сталі, білий чавун) максимум інтенсивності зношування переміщається у бік великих кутів атаки.

При кутах атаки 90^0 удари часток приводять до утворення на поверхні безлічі круглих лунок з виступами по краях. При наступних ударах виступи, що утворилися, можуть переміщатися назад у середину лунки. Зношування відбувається в результаті видалення пластично видавленого металу за рахунок багаторазового передеформування. Продукти зношування мають вид мікроскопічних лусочок у загартованих сталей і більш великих часток у

низьколегованих сталей. Опір руйнуванню металу в даному випадку залежить від його характеристик міцності.

Знос сталей з низьким рівнем вуглецю при $H_a > H_m$ і при малих і середніх кутах атаки можливий у результаті мікрорізання, перенаклепу і вибивання продуктів зношування по виниклим мікротріщинах. У загартованих сталей при середніх і великих кутах атаки, якщо $H_a > H_m$, ударами часток вибиваються чашеподібні шматочки, перетин яких оточений білою смужкою. При високих швидкостях удару ($V=80-225$ м/с) для відділення продукту зношування потрібно усього лише 1–2 удару. При кутах атаки більш 20° ні легування, ні термічна обробка сталі не можуть істотно підвищити зносостійкість сталі [239]. При високих швидкостях руху струменя піску мінерального походження найбільш зносостійкими матеріалами є металокерамічні сплави типу ВК3 і ВК6. Їхнє зношування при $H_a < H_m$, на думку И.Р. Клейса, відбувається шляхом видалення карбідних зерен з матриці.

Значний вплив на інтенсивність зношування й абразивні властивості, крім твердості абразиву (H_a), здійснює розмір і форма абразивних часток, а також ступінь їхньої закріпленості. Утворення абразивних часток зношування, їхня морфологія і структурні параметри є результатом взаємодії всіх елементів трибосполучення: конструкції, матеріалів, режиму і тривалості навантаження, змащення, навколишнього середовища і т.д. Склад, колір, твердість, шорсткість, форма і розміри часток зносу відбивають різні стадії роботи вузла тертя – від зміни до руйнування поверхневих шарів [242–245].

Загальноновизнано, що вершини абразивних часток округлені і радіус округлення зростає зі збільшенням розміру зерна. Показано [208] наявність кореляційного зв'язку між розміром зерна і радіусом округлення вершини для зерен до 500 мкм і відсутність цього зв'язку для абразивних часток більш ніж 500 мкм. Це пояснюється полікристалічною будовою зерен, вершини яких утворюються більш дрібними монокристалами.

Формування форми округлення відбувається в результаті пластичної деформації і руйнування мікроділянок третьової поверхні [246].

На думку В.Н. Кащєєва [247, 248] геометрію абразивного зерна необхідно оцінювати по: кількості виступів, що ріжуть, і кутів (макрогеометрія зерна); ступеня гладкості поверхонь, що утворюють ці кути і виступи (мікрогеометрія зерна); радіусу заокруглення кутів і виступів. Макрогеометрію зерна можна оцінити по відношенню його поверхні до його обсягу, що залежить у свою чергу від величини зерна навіть у випадку збереження подоби між великим і дрібним зерном.

У роботах [171, 247, 248] встановлено, що зі збільшенням розміру часток, гостроти її кута і з підвищенням ступеня закріплення інтенсивність зношування збільшується. Так, при переході від корундового абразиву, що має осколкову форму, до кварцового, що має форму сфери, при зношуванні сталі з зносостійкість міняється в 10 разів [221].

Авторами [249] встановлено, що при розмірі абразивних часток менш 2 мкм зношування не відбувається внаслідок того, що розміри твердих часток не перевершують товщину граничної плівки олії. На думку Ю.А. Розенберга [250] і В.Е. Маєва [251] ця величина розміру абразивних часток повинна знаходитися близько 1 мкм.

З іншого боку, експериментально встановлено, що якщо розмір часток не перевищує 5 мкм, то вони, маючи велику розвинуту поверхню, адсорбують на собі продукти окислювання олії, що може знизити інтенсивність зношування деталей. Крім того, існує думка, що частки сприяють стіканню електричних зарядів з однієї поверхні тертя на іншу. Це може знизити електростатичну напруженість, а отже, і силу тертя. Можна також припускати, що частки інтенсифікують теплопередачу між поверхнями тертя [252].

Абразивні частки розділяють поверхні, у результаті контакт поверхонь стає дискретним, а найбільш дисперсна частина цих часток нівелює поверхні. Якщо врахувати, що високодисперсні домішки мають адсорбційну оболонку, то можна вважати, що дрібні частки виконують функції противозношувальної і антифрикційної присадок, перешкоджаючи безпосередньому контакту поверхонь тертя [252]. Однак усе це відноситься тільки до часток розміром менш 5 мкм.

Форма абразивної частки важлива, тому що вона впливає на форму канавки зносу, що утворюється в матеріалі. Цей фактор також впливає на контактне навантаження і перехід від пружного до пластичного контакту [221, 253–257]. Експерименти підтвердили, що менший знос має місце, коли зношування здійснюється округлими частками, а не гострими. Однак тут не все так однозначно. У роботі [253] наведено збільшені зображення канавок видавлювання, отримані за допомогою "гострого" і "тупого" алмазних інденторів. Виявилось, що гребені по сторонах канавки від видавленого матеріалу мають різну висоту, що обумовлено не перпендикулярністю індентора стосовно поверхні зношування.

Дивно, що при майже однаковій глибині канавки, тупий індентор створює гребені істотно меншої висоти. Це можна пояснити утворенням часток зносу, що зменшує кількість матеріалу йде в "відвал". Таким чином, "тупий" індентор створює більш жорсткі умови деформації.

Для гострих абразивних часток існують критичні кути переходу від видавлювання до різання, менше яких абразивні частки вже не видаляють стружку з поверхні тертя. Критичні кути для різних матеріалів знаходяться в інтервалі від 45° (мідь) до 85° (алюміній). Останнім часом розробляється концепція "гостроти" абразивних часток і поверхонь. Гострота представляється як важлива властивість, що описує (за допомогою складного математичного апарата) форму тіл у поняттях їхньої потенційної можливості до зношування [254, 257, 258].

Абразивне зношування може бути реалізовано й в умовах виборчого переносу [259, 260]. Абразивні частки розміром менш 3 мкм не тільки не придушує виборчий перенос у парі бронза-сталь у середовищі гліцерину, але й ініціюють цей процес і прискорюють утворення сервовитної плівки. При розмірі часток більш 3 мкм сервовитна плівка зношується, але все-таки зменшує сили тертя і знижує інтенсивність зношування. Формування плівки відбувається в зоні безпосереднього контакту поверхонь тертя при відповідних мастильних матеріалах. Тому, якщо абразивний прошарок не буде розділяти поверхні тертя від безпосереднього контакту, то сервовитна плівка буде утворюватися, збільшуючи зносостійкість робочих поверхонь деталей.

Таким чином, багато досліджень показують, що частки розміром менш 5 мкм зменшують знос, а розміром більш 5 мкм його збільшують і залежність її пропорційна [247, 251, 261].

М.М. Хрущевим і М.А. Бабічевим [171] проведено спеціальне дослідження зносу при терті металу об шкурки різної зернистості. Установлена також прямо пропорційна залежність між зносом і середнім розміром зерна, що спостерігається лише до визначеного «критичного» розміру зерна, рівного для корундових шкурок приблизно 100 мкм. Для зерен розміром більше «критичного» зношування залишається постійним.

З іншого боку, збільшення розміру абразивних часток зменшує абразивне зношування. Автори [262] пояснюють це зменшенням об'ємною концентрацією абразиву в олії при постійній ваговій концентрації [262–264]. Аналогічно зменшується зношування і в полімерних матеріалів зі збільшенням розміру абразивних часток [171].

Здатність поверхонь тертя закріплювати на собі абразивні частки, що потрапили в сполучення, характеризує шаржуємість цих поверхонь. Відомо, що матеріали з меншою твердістю сильніше шаржуються абразивними частками. Сірий чавун, наприклад, сполучений із загартованою сталлю, шаржується абразивом більше, ніж сталь. До непогано шаржуємих матеріалів можна віднести також ковкий чавун, бронзу, пластмаси [265].

Шаржуємість відіграє велику роль у процесах абразивного зношування. Оскільки зі зменшенням твердості матеріалу, що зношується, зносостійкість знижується [171, 224, 247], тому шаржуємі матеріали повинні бути менш зносостійкими. Однак специфіка абразивного зносу така, що вже саме шаржування поверхонь тертя абразивними частками зменшує інтенсивність їхнього зношування. Абразивні частки не ковзають по поверхні і, отже, не можуть її зношувати. У той же час сполучена поверхня зношується більш інтенсивно, тому що абразивні частки ковзають по ній.

З'являється можливість керувати процесом абразивного зношування. Уже на стадії проектування конструктор може застосовувати теоретично обґрунтовані

методи боротьби зі зношуванням. Однак, «прирікаючи» на знос поверхню сполучення, що рухається, він, природно, повинний застосовувати всі можливі заходи для підвищення її зносостійкості. Зникає необхідність підвищення зносостійкості обох поверхонь тертя. З'являється чіткий об'єкт, що вимагає підвищення зносостійкості – рушійна поверхня [265].

Таким чином, механізм абразивного зношування дуже складний і складається з ряду взаємозалежних процесів, що включають вдавнення абразивних часток в поверхні тертя і наступне їхнє відносне переміщення. При цьому утворення часток зношування може здійснюватися в результаті однократного впливу абразивної частки чи багаторазового, полідеформаційного руйнування по малоциклового (пластичне деформування), багатоциклового (пружне деформування) чи механо-хімічному механізми. Інтенсивність і повнота протікання кожної зі складових частин цих процесів визначається як властивостями металу, так і умовами зношування. Однак дотепер відсутній єдиний теоретичний обґрунтований підхід до вибору матеріалів пара тертя, що працюють в умовах абразивного зношування, і уявлення про самий процес.

Дослідження фундаментальних закономірностей зношування трибосполучень під впливом абразивних часток, а також природи процесів, що відбуваються на поверхні тертя, є актуальним напрямком розвитку трибології. Воно дозволяє досягати значного прогресу рішення проблеми опору вузлів тертя абразивному зношенню.

Якість, надійність і довговічність деталей вузлів тертя техніки забезпечується застосуванням захисних покриттів. Підвищення абразивної зносостійкості покриттів багато авторів зв'язують з утворенням дрібнодисперсних карбідних часточок, що володіють високою твердістю і перешкоджають впровадженню абразивних часток у поверхню тертя.

Абразивна зносостійкість покриттів, отриманих горизонтальним електрошлаковим наплавленням по шару порошкового присадочного матеріалу на основі тугоплавких карбідів залежить від стану, природи і властивостей двох основних складових нанесеного шару: карбідів (їхнього складу, кристалічного

будови, розмірів, твердості й ін.) і матричного сплаву, у якому ці карбіди розташовані (його складу, кристалічного будови і твердості) [266]. Механізм руйнування поверхневого шару починається зі зносу матричного матеріалу з наступним викрашуванням карбідних зерен [7, 223]. Дані робіт [184, 267] показують, що при більш жорстких умовах ударно-абразивного зношування руйнування може відбуватися крихко й уступати по зносостійкості сталі.

Володіючи високою неоднорідністю фізико-механічних і структурних характеристик і складним напруженим станом деталі, зміцнені лазерною обробкою в режимі глибокого проплавлення, мають механізм руйнування поверхні, аналогічний загартованим сталям, і підвищену (у 2,5 рази) у порівнянні з ними абразивну зносостійкість [268]. Висока зносостійкість пояснюється тим, що при плавленні поверхневих шарів сталі лазерним променем відбувається гомогенізація аустеніту, що потім у результаті величезної швидкості охолодження поверхневих шарів перетворюється в дрібно-голчастий мартенсит з підвищеною твердістю. Спостерігається кореляція між змістом залишкового аустеніту, мікротвердістю й опором абразивного зношування. Однак такої кореляції між змістом карбідів, абразивною зносостійкістю і мікротвердістю немає [269].

Високою абразивною зносостійкістю володіють сплави і покриття з мартенситно-аустенитною матрицею, зміцнені карбідною фазою. Повною протилежністю володіє ледебуритна структура, причиною руйнування якої є висока крихкість [270].

Абразивна зносостійкість електроіскрових покриттів Т15Д06 у 2–3 рази більше, у порівнянні зі зносостійкістю термозміцненої сталі 45. У шарі не спостерігається фазових перетворень і його твердість стабільна. Мікрорізання від абразивних часток не виявлено, а відзначаються локальні викрашування покриття внаслідок втомлено руйнування [271]. Аналогічні результати отримані в роботах [5, 272–274]. Комбіноване лазерно-електроіскрове зміцнення поверхні матеріалів зменшує абразивне зношування за рахунок гомогенізації структури і складу поверхні [120].

В роботі [275] пропонується зменшення абразивного зношування застосовувати пластичні мастильні матеріали. Було встановлено, що пластичні мастила з порошками шаруватої структури — графіт і дисульфід молібдену, використовувані в якості антифрикційних присадок до мастильних матеріалів, також здатні знижувати абразивний знос. Однак ефекту запобігання зношуванню, порівняно з ефектом етиленгліколю в оптимальній концентрації (3–4%), ці порошки здатні забезпечити лише при концентрації близько 15%. Введення графіту і дисульфиду молібдену в змащення в співвідношенні приблизно 1:1 дає синергетичний ефект запобігання зношування в присутності кварцового пилу. Встановлено можливість посилення ефективності мастильних матеріалів, що містять порошки шаруватої будови, шляхом їхнього сполучення зі з'єднаннями фосфору, що забезпечують поверхневе пластифікування і полірування сталевих поверхонь при терті. Спільне використання в мастильних матеріалах порошків шаруватої структури з етиленгліколем і особливо з органічними сполуками, що містять сірку, дає негативний результат [276, 277].

Найменш ефективними в якості компонентів мастильних матеріалів, призначених для зниження абразивного зносу, виявилися порошки м'яких металів — міді і свинцю, яким притаманна двоїста природа. Під час відсутності абразивних часток вони збільшують зношування поверхонь тертя і тим сильніше, чим нижче дисперсність порошку і вище чистота поверхонь тертя. При наявності в змащенні більш твердих часток, наприклад кварцу, присутність у мастильних матеріалів порошків м'яких металів сприяє зниженню зносу поверхонь тертя [278].

Застосування композиційних сплавів, наплавлених електродуговим способом електродами з покриттям із порошків TiB_2 і CrB_2 , отриманих саморозповсюджуючим високотемпературним синтезом дозволили зменшити абразивне зношування сталі в 2 рази [279].

Останнім часом розвивається метод іонного напилювання, що забезпечує зносостійку структуру плівки і високих механічних властивостей [280–284]. Іонне напилювання забезпечує довговічність при зносі на порядок вище, ніж вакуумне випаровування [283].

Позитивний ефект покриттів виявляється в зміні механізму зносу. Найбільш успішно покриття знижують розповсюджений вид зносу - адгезійний [285]. Зміна механізму зносу від адгезійного до абразивного при іонній імплантації знижує швидкість зношування металів більш, ніж на порядок [286]. Поряд з цим відзначають також вибірковість захисної дії покриття, тобто здатність його протистояти визначеним видам зносу. У вимогах до вибору матеріалу покриття обмовляють вид зносу [287]. Найбільше ефективно покриття знижують окисний, адгезійний і абразивний знос [288].

Відзначається, що боридні покриття, ефективні при адгезійному і абразивному зносі, не знаходять широкого практичного застосування через схильність борованого шару до утворення тріщин і відшаруванню [289]. Для борованої сталі підвищується інтенсивність зношування у більш глибоких шарах [290]. В умовах ковзання без мастильного матеріалу боридні шари руйнувалися в умовах втоми. В області контакту виникали мікротріщини, подальше зростання яких викликав викрашування і зношування матеріалу [291]. Рентгенографічне дослідження часток зношування боридного шару на сталі показало, що вони відділені чисто механічними шляхом [292]. Відзначають втомлене зношування поряд з мікрорізанням й абразивним зношуванням іонно-напилених покриттів [283].

Показано, що зносостійкість дифузійних покриттів (В; Cu-В; Cr; Ni-Cr; Ti; Ni-Ti) на сталі визначається насамперед рівнем їхньої крихкості. При терті в абразивному середовищі з високими навантаженнями зношування відбувається не тільки шляхом поступового зрізання покриття абразивними частками, але і супроводжується тендітним його руйнуванням [293].

Відшарування і розтріскування твердих покриттів Ti на м'яких алюмінієвих сплавах через низькі значення межі текучості основи обмежує контактні навантаження, що допускаються [294]. При ерозійному зношуванні сталі з електrolітичним Cr-покриттям руйнування відбувалося в результаті поступового локального адгезійного відшарування покриття від основи [295]. Відзначено [284] руйнування іонно-імплантованого покриття на сталі в перші моменти випробувань.

Суцільні захисні структури, які формуються на поверхні деталей при їх відновленні, не завжди дозволяють забезпечити надійність і довговічність трибосполучень в умовах абразивного зношування. Сьогодні широкі можливості відкривають технологічні методи створення дискретних структур, суть яких полягає в заміні традиційного суцільного шару поверхні на переривисту мозаїчно-дискретну структуру.

Дискретна структура спостерігається в бабітових підшипниках ковзання, що виготовляються з латуні, бронзи чи чавуна, іншого матеріалу з поглибленнями у вигляді сітки, заповнене бабітом [39, 296], здатні поглинати сторонні частки. Суть його полягає в тому, що найбільш інтенсивному руйнуванню піддається менш міцна (найчастіше більш м'яка) структура. У результаті цього спочатку рівна робоча поверхня стає хвилястою (дискретною) [41]. Цей ефект формозміни поверхні тертя більш яскраво виражений на матеріалах із крупнодисперсною структурою. Утворення такої експлуатаційної дискретності на поверхні тертя сприяє підвищенню службових властивостей сполучення.

Відомо, наприклад, що в режимі недосконалого змащення на поверхні тертя штучним образом створюють систему дискретних мікроканалів, збільшуючи тим самим її маслоємність, що у свою чергу знижує зношування і небезпеку задиру [260, 297]. Наявність таких каналів дозволяє значно обмежити присутність продуктів зношування в зоні тертя, знизити температуру в мастильному шарі [297, 298], забезпечити відведення тепла від поверхні тертя, підвищивши тим самим зносостійкість сполучення і стабільність його триботехнічних характеристик [299].

Штучне створення кишень-каналок (свого роду "пасток" для абразивних часток) було застосовано в найбільш зношуваних місцях ковшів екскаваторів [300, 301], поверхні яких зміцнювали не суцільною наваркою, а приваркой швів, на робочій поверхні відомого кільця (поперечні канавки) при сухому терті ковзання SiC [302, 303].

Видалення продуктів зношування відбувається й у результаті зношування трибосполучень під дією абразивного матеріалу за рахунок бокового розтріскування в процесі пластичного утворення каналок на поверхні тіла [304–306] або за рахунок дроблення абразивних часток, що інтенсифікує процес зношування поверхонь тертя в

зоні контакту. Воно супроводжується свого роду мікроударами, що приводять до руйнування поверхні. Сліди руйнувань мають вигляд кратероподібних поглиблень, усередині яких залишаються осколки застряглих абразивів [50]. У випадку, коли глибина зносу не перевищує товщину оксидного шару, відзначається два протилежних механізми - винос продуктів зносу з зони тертя і їхнього налипання на третю поверхню [307, 308].

Працездатність трибовузла набагато залежить від розміру абразивних часток і параметрів шорсткості поверхні (ГОСТ 24642-81, ГОСТ 2789-73), що є свого роду фільтром для абразивних часток. Показано [309, 310], що частота шорсткості визначає розмір часток, що можуть бути вилучені з поверхні. Так наявність абразивних часток $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ з розміром 0,3–45 мкм на поверхні тертя із шорсткістю $R_{\max}=0,4\text{--}26$ мкм підвищило зносостійкість сталі 45 у 10 разів за рахунок утворення компактного шару оксидів [307, 311].

Для конструкцій, у яких параметри газодинамічного потоку тісно пов'язані з умовами обтікання поверхонь, не менший інтерес представляє зміна мікрогеометрії деталей. Для зниження теплового навантаження поверхні лопаток турбіни і компресора ГТД застосовують лопатки, на поверхні яких виконані еліпсоїдні плавні заглиблення довжиною 2,5 мм і шириною 0,5 мм. Подовжні осі заглиблень паралельні напрямку потоку, що обтікає лопатку. З іншої сторони заглиблення впливають на формування турбулентного потоку і КПД кожної ступені, що може змінюватися на 2–8% [312].

У роботі [313] показано, що кращими фрикційними властивостями володіють трібосполучення з кутом нахилу канавок до осі обертання 50° і оптимальними розмірами 5×5 із кроком нарізки 20 мм.

При дослідженні стрічкового підшипника ковзання на абразивне зношування встановлено, що при відношенні розмірів абразивних часток до величини зазорів, менших 2, відбувалося хаотичне перекочування абразивних часток у зазорі підшипника з утворенням лунок на поверхнях підшипника. Знос при цьому був незначним. При збільшенні розміру часток процес перекочування припинявся, частки

вдавлювалися в більш м'яку поверхню, і відбувався процес різання більш твердої поверхні й інтенсивність зносу різко зростала [314].

Ефективним способом зниження абразивного зносу є герметизація трибосполучень від потрапляння абразиву. Використані для цих цілей контактні ущільнення і, зокрема, манжетні і торцеві ущільнення [315] самі піддані сильному зносу і мають порівняно великі втрати енергії на тертя. Застосування магнітних ущільнень й особливо магнітної рідини [316] дозволяють підвищити якість і надійність герметизації вузлів деталей від сторонніх об'єктів. Однак практично використовувати магнітні рідинні ущільнення важко через велику витрату магнітної рідини, викликаного процесом вилучення абразивних часток. Виключити цей негативний процес використанням магнітних рідин з ліофобними властивостями поки не вдається.

Подальший розвиток магнітних методів герметизації слабкоабразивних середовищ одержав магнітопорошковий метод. В ущільненнях, де вони застосовують, магнітний порошок заповнює герметичний зазор і утримується в ньому неоднорідним магнітним полем [317]. Довговічність магнітопорошкових ущільнень обмежена лише температурно-тимчасовою стабільністю порошку і при правильному його виборі може складати десятки років [318].

Для підвищення зносостійкості в умовах абразивного зношування широко використовуються в даний час композиційні матеріали з макрогетерогенною структурою [319], поверхнево-пластична деформація та методи локального зміцнення поверхонь тертя, іонна імплантація, газотермічні методи нанесення покриттів, електроіскрове наплавлення, а також різні комбіновані методи. Це з'явилося додатковим стимулом до вивчення закономірностей зношування і формозміни поверхонь тертя, що містять зони з різними триботехнічними характеристиками.

Так покриття, отримані електроіскровим наплавленням, утворюють дискретну поверхню (кишені) з великим кроком і глибиною і розташованими між ними відрізками опорної кривої, що дозволяє підвищити несучу здатність пар тертя [320].

Імплантування іонами титану поверхні сплаву Co-Cr-W-C показали різке поліпшення триботехнічних характеристик у контакті з металом з однаковою і більшою твердістю [321].

Лазерна обробка деталей після їхнього іонного азотування чи іонної імплантації приводить до утворення зміцнених і м'яких ділянок, розташованих по гелікоїді. Ці м'які ділянки в процесі роботи деталей починають зношуватися й утворюють канавки, у яких зберігається мастило [322].

Застосовуються і примусові методи видалення продуктів зношування з зони тертя. У роботі [323] продукти зношування видаляли з поверхні тертя ковзання притиснутої до неї щіткою. Для всіх металів крім алюмінію, спостерігали значне зниження зносу і коефіцієнта тертя.

У роботі [324] була спроба математично описати механізм абразивного зношування і участі у цьому процесі канавок ("пасток"), за допомогою яких відбувається видалення часток зносом з поверхні металу. Автори [299] спробували зв'язати параметри дискретності поверхні тертя з коефіцієнтом інтенсивності зношування окремих ділянок і їхніх характерних розмірів після лазерної обробки поверхні тертя. Встановлено, що відстань між вершинами і западинами хвиль, а також обсяг западин тим більше, чим більше розходження коефіцієнтів інтенсивності зношування ділянок поверхні, а їхні максимальні значення залежать від співвідношення характерних розмірів ділянок поверхні.

Наявність системи дискретних мікроканалів на поверхні тертя підшипників ковзання може створювати як гідродинамічний, так і тепловий ефект [298]. Так для підшипників, що змащуються мінеральними й органічними оліями до 10 м/с, можна не враховувати зміни температурного поля в підшипнику. При швидкостях ковзання понад 20–25 м/с збільшення несучої здатності можливо визначити з огляду на не тільки зміни температурного поля в підшипнику, що відбувається в основному за рахунок інтенсифікації тепловіддачі від вала до змащення в ненавантаженій зоні, а також за рахунок збільшення циркуляції змащення через ненавантажену зону.

Таким чином, механізм абразивного зношування дуже складний і складається з ряду взаємозалежних процесів, що включають вдавнення абразивних часток в

поверхні тертя і наступне їхнє відносне переміщення. При цьому утворення часток зношування може здійснюватися в результаті однократного впливу абразивної частки чи багаторазового, полідеформаційного руйнування по малоциклового (пластичне деформування), багатоциклового (пружне деформування) чи механо-хімічному механізми. Інтенсивність і повнота протікання кожної зі складових частин цих процесів визначається як властивостями металу, так і умовами зношування.

Дослідження фундаментальних закономірностей зношування трибосполучень під впливом абразивних часток, а також природа процесів, що відбуваються на поверхні тертя, є актуальним напрямком досліджень науки трибології. Воно дозволяє досягати значного прогресу рішення проблеми опору вузлів тертя абразивному зношенню.

Якість, надійність і довговічність деталей вузлів тертя техніки забезпечується широким застосуванням захисних покриттів. Але суцільні захисні структури, які формуються на поверхні деталей при їх відновленні, не завжди дозволяють забезпечити надійність і довговічність трибосполучень в умовах абразивного зношування. Сьогодні широкі можливості відкривають технологічні методи створення дискретних структур, суть яких полягає в заміні традиційного суцільного шару поверхні на переривисту мозаїчно-дискретну структуру, що підтверджує актуальність проведення наукових досліджень в цьому напрямку.

1.3.2 Зносостійкість в умовах граничного мащення

Більшість вузлів тертя авіаційної техніки працюють в умовах змащення контактуючих поверхонь. Загальноновизнано, що на режимах пуску і зупинок зношення трибовузлів настільки великий, що порівнюється із зношуванням під час виконання основної роботи. Але найбільше зношення має місце під час першого пуску і особливо при низьких температурах – режим граничного мащення, яке

проявляється при мінімальній товщині мастильної плівки [325, 326]. Механізм зношування трибовузлів в таких умовах складний і не однаковий для різних вузлів тертя. Забезпечення надійності роботи вузлів при граничному мащенні полягає в першу чергу в удосконаленні механізму змащення поверхонь.

Механізм граничного мащення досліджували Аксьонов А.Ф., Ахматов А.С., Боуден Ф.П., Венцель С.В., Виноградов Г.В., Єлін Л.В., Крагельський І.В., Костецький Б.І., Матвієвський Р.М., Мнацканов Р.Г., Райко М.В., Ребіндер П.А., Розенберг Ю.А. та ін.

Уявлення про механізм граничного мащення різноманітні. Питання самоорганізації мастильних плівок розглядаються у багатьох роботах [326–329]. Але більшість дослідників дотримують думки, що при граничному мащенні велике значення відіграють процеси руйнування і відновлення мастильної плівки в крапках контакту, причому швидкість відновлення повинна бути не нижче швидкості руйнування [167, 204, 250, 330–338].

Костецький Б.І. пояснював, що механізм протікання процесів при нормальному граничному мащенні забезпечується динамічною рівновагою руйнування та відновлення структур і існування надійної мастильної плівки [27, 197, 339–343].

В роботах Ф. Боудена і Д. Тейбора [143, 344, 345] показано, що фрикційні властивості обумовлені наявністю на контактуючих поверхнях металевого мила — продукту хімічної реакції між металом (окислом) і жирною кислотою. Жирні кислоти забезпечують добре змащування до відносно високих температур, аж до температури їхнього плавлення. Якщо жирна кислота не реагує з матеріалом поверхні, то вона не володіє необхідною змащувальною здатністю. Зменшення сили тертя під впливом мастильного матеріалу пояснюється утворенням граничних фаз, пластифікуючою дією поверхневих шарів металу і поділом поверхні, що перешкоджає схоплюванню. Збільшення кількості моношарів мастильного матеріалу сприятливо позначається на несучій здатності масляної плівки.

Молекули поверхнево-активних речовин прагнуть покрити всю доступну їм поверхню адсорбційною плівкою, проникають у мікротріщини, мікропори, дрібні раковинки. Адсорбований шар, знижуючи поверхневу енергію матеріалу, полегшує

пластичний плин у зернах, розташованих у поверхневому шарі. Адсорбційне знеміцнення матеріалу є наслідком фізичної взаємодії матеріалу з адсорбованою граничною плівкою. Це явище відоме як адсорбційна пластифікація і складає перший прояв ефекту Ребіндера. Активні молекули, що прагнуть покрити всю поверхню тіла, проникають в ультрамікроскопічні тріщини. У цьому випадку адсорбована плівка прагне своїм тиском розклинити тріщину. Виникає адсорбційно-розклинюючий ефект, який пояснює другий прояв ефекту Ребіндера [346, 347].

Експериментальними дослідженнями Матвієвського Р. М. [336, 348, 349] був показаний істотний вплив температури тіл до змашувальної дії граничних плівок. На критичну температуру руйнування граничної плівки впливала пластична деформація поверхонь. Зі збільшенням навантаження при низькій твердості критична температура мастильного матеріалу зменшувалася.

Роботами Г. В. Виноградова [350] і його співробітників було показано, що в умовах граничного мащення сталевих поверхонь велике значення мають окисна активність газового середовища, схильність до окислювання мастильного матеріалу й умови транспортування молекулярного кисню до зон тертя.

Під керівництвом М. В. Райко [351] досліджувалися різні види мастильної дії – гідродинамічний, адсорбційний і за рахунок самогенеруючих органічних плівок. Зі збільшенням температури товщина мастильного шару для малов'язкого, середньов'язкого та високов'язкого мінеральних олій при малих швидкостях кочення і ковзання змінювалася по-різному. В залежності від природи мастильних шарів отримані ефекти також значно розрізнялися, наприклад товщина гідродинамічного й адсорбційного шару зі збільшенням температури зменшувалася. При формуванні самогенеруючих органічних плівок (при змазуванні роликів малов'язкою олією – у всьому діапазоні температур 30–150°C, для дуже грузлих олій – при 80–150°C, для олій середньої в'язкості 50–150°C) товщина мастильного шару з ростом температури зростала. Збільшення температури і відносного ковзання приводить до збільшення інтенсивності утворення самогенеруючих органічних плівок. При кінематичному коченні самогенеруючі органічні плівки не виникають. Головним фактором, що впливає на трибохімічні

процеси, є температура в дискретних крапках торкання тіл, що приводить до зміни фізико-механічних властивостей контактуючих матеріалів, зменшення в'язкості мастильного матеріалу, активізує випаровуваність і трибохімічні процеси на поверхнях тіл. Температура, механічна активація мастильного матеріалу і поверхонь тертя сприяє утворенню трибохімічних шарів.

При граничному навантаженні навантаження сприймається не тільки мастильним шаром, але і окремими металевими виступами в місцях руйнування плівки [352]. Швидкість відновлення мастильної граничної плівки залежить від механізму подачі мастила на поверхню тертя, обумовлений дифузією, змащуваністю поверхні і розтіканням рідкого мастила. Велике значення у цих процесах відіграє мікротопографія поверхні тертя й особливо шорсткість. Від шорсткості залежить тривалість процесу формування і руйнування плівки, що може призвести до «плівкового голодування». Поняття «плівкове голодування» визначає процес тертя в умовах граничного навантаження, коли інтенсивність відновлення мастильної плівки в місцях її розриву нижче інтенсивності руйнування, плівка в місцях розриву не встигає відновлюватися і на поверхнях контактуючих тіл створюються ювенільні ділянки [204]. Механізм «плівкового голодування» залежить від мікрозаглибин на поверхні тертя і вони повинні рухатися одна за одною [338].

Вплив форми, розмірів, профілю, розташування мікрозаглибин на триботехнічні характеристики вивчено недостатньо. Це пояснюється тим, що в промисловості існуючі способи обробки не можуть забезпечити можливість варіювання формою і розташуванням мікрозаглибин.

Механізм змащення поверхонь з мікрозаглибинами вивчався Євдокимовим Ю.А., Кіндрачуком М.В., Поляковим А.А., Венцелем С.В., Снеговським Ф.П. та їхніми учнями. Найбільша кількість робіт по вивченню тертя поверхонь з мікрозаглибинами було опубліковано в період з 60-х по 80-і роки минулого століття.

Механізм граничного тертя поверхонь з мікрозаглибинами дуже складний, залежить від великої кількості факторів при нормальному терті, саморегулюючий і сьогодні найменш досліджений. Процеси тертя та зношування на поверхнях з мікрозаглибинами протікають на фактичній площині контакту, розташованих між

мікрозаглибинами, і по суті аналогічні процесам, що відбуваються на поверхнях контакту поверхонь без мікрозаглибин.

Мікрозаглибини мають різні геометричні форми (лунки, канавки), топографію. Вони можуть формуватися природно у вигляді нерівностей на поверхні тертя (сформована шорсткість після припрацювання поверхонь тертя) або штучно (з застосуванням різних технологічних методів).

Шорсткість поверхні суттєво впливає на змащування, адгезію і розтікання рідин і мастил. В роботі [353] автор показав, що зі зменшенням шорсткості поверхні при поліруванні порошками поступово знижується змащуваність.

Визначальну роль у змащуванні поверхонь трибосполучень відіграють фізичні властивості поверхневого шару матеріалу. На це звертають увагу Зімон А.Д. [354], Костецький Б.І. [197], Шнейдер Ю.Г. [353] та інші автори.

В роботах [197, 340] вказується, що поверхні реального кристалічного тіла являє собою складну систему блоків, фрагментів зерен і виходів окремих груп дислокацій, що утворюють тонкий рельєф чи субмікрорельєф. У процесі деформації полікристалічних тіл і різних сплавів, що мають гетерогенну структуру, взаємні переміщення можуть відбуватися на границях блоків і зерен. При цьому, поряд із субмікрорельєфом, утворюється своєрідний мікрорельєф, що має висоту нерівностей на кілька порядків більшу, ніж у субмікрорельєфа. Ці види шорсткості поверхні роблять свій вплив на адгезію змащення і змащуваність поверхонь. Крім того, різні зерна поверхні мають різні коефіцієнти поверхневого натягу і різні поля. Поле поверхні металу буде різним на гострих виступах і на плоских ділянках суб- і мікрорельєфу. Тому мономолекулярний шар змащення буде мати різну адгезію до металу в різних крапках поверхні [355, 356].

Про те, що шорсткість поверхні і, зокрема, мікрошорсткість впливають на змащуваність поверхонь, розтікання й адгезію, доведено досить переконливо у багатьох роботах.

В роботах [357, 358] стверджується, що після припрацювання встановлюється оптимальна шорсткість поверхонь тертя, яка не залежить від вихідної шорсткості. Стала шорсткість майже завжди знаходиться в межах $R_a=0,1-0,8$ мкм, тобто близька

до значення $R_a=0,35-0,4$ мкм, визначеному відповідно до умов найкращого змочування поверхонь. Якби встановлення оптимальної шорсткості в процесі припрацювання не було обумовлено динамічною рівновагою, то зміна висоти мікронерівностей під час припрацювання носило плавний характер. Висота мікронерівностей або плавно зменшувалася до оптимальної, або плавно зростала. Фактично шорсткість може спочатку зменшуватися, а потім знову зростати і навпаки, причому просліджується чіткий взаємозв'язок між мікронерівностями і мікротвердістю поверхні. Зі зменшенням мікротвердості в процесі припрацювання зменшується і шорсткість.

Можна припустити, що шорсткість після припрацювання повинна відповідати умовам найкращого змочування. Але величина шорсткості може відхилитися від оптимального значення в залежності від поверхневої енергії, обумовленою ступенем наклепу поверхні тертя. Різні методи механічної обробки забезпечують різний ступінь наклепу і, отже, різну поверхневу енергію [359–362]. Мікронерівності в процесі припрацювання зміцнюють поверхні тертя, причому ступінь наклепу залежить від величини і форми мікронерівностей вихідної поверхні. Результати ряду робіт підтверджують, що стала шорсткість залежить від вихідної шорсткості і методів її одержання. Підтвердженням сказаному є робота [357]. У ній була зроблена спроба зменшити знос у процесі досліджень за рахунок одержання при обробці мікрогеометрії поверхні, що відповідає параметру R_a експлуатаційної шорсткості (формується в процесі припрацювання). Це привело до інтенсивного зношування і схоплювання поверхонь тертя.

Прийнято вважати, що збільшення радіуса заокруглення вершин мікронерівностей і зменшення кута нахилу бічних сторін виступів сприятливо впливає на тертя і знижує зношування. Звичайно ця позитивна дія обумовлюється збільшенням опорної довжини профілю і зменшенням питомих фактичних навантажень. Але в деяких роботах підкреслюється вплив форми мікронерівностей на стан мастильної плівки у трибовузлах. У роботі [35] показано, що зі збільшенням радіуса заокруглення мікронерівностей і збільшенням до деякої межі їхньої висоти R_{max} , умови відновлення мастильної плівки

поліпшуються. Зі збільшенням радіуса заокруглення і зменшенням кута нахилу бічних сторін виступів збільшується товщина мастильної плівки на поверхні тертя [363].

Дроздов Ю. Н. [361] провів математичний аналіз впливу геометричної форми мікронерівностей на температуру одиничного контакту й установив, що для зниження температури в зоні контакту необхідно зменшувати висоту мікронерівностей та їхній кут нахилу бічних сторін виступів.

На характеристики тертя та зношування трибосполучень значно впливає їх маслоємкість. Цій проблемі присвячено велика кількість робіт, які розглядають різні способи підвищення кількості мастила на поверхнях тертя. Більшість дослідників основну роль маслоємкості бачать у збільшенні запасу змащення на випадок її виснаження в місцях контакту. Западини мікронерівностей, мікроканали, пори на поверхні тертя є мікрорезервуарами для змащення, відкіля вона надходить на поверхню металу для відновлення руйнувань плівки олії.

Збільшення маслоємкості поверхонь тертя здійснюється шляхом оптимізації шорсткості, створенням заглибин різними способами, а також застосуванням комбінованих методів. Оптимізація шорсткості з метою збільшення маслоємкості здійснюється різними методами обробки металів різанням, шліфуванням, методами ППД, травленням, штучним припрацюванням поверхонь та ін. [363–374].

Найбільш універсальними і ефективними є способи створення на поверхнях тертя різних штучних заглибин і мікроканалов, класифікація яких представлена в ГОСТ 24773-81 “Поверхности с регулярным микрорельефом. Классификация, параметры и характеристики”. Згідно даного стандарту розрізняють чотири види регулярних микрорельєфів відповідно до яких рекомендуються нормативні параметри (табл. 1.5).

1. Канавки частково регулярного микрорельєфа, що не торкаються один одного.
2. Канавки частково регулярного микрорельєфа, що торкаються один одного.
3. Канавки частково регулярного микрорельєфа, що перетинаються.
4. Повністю регулярний микрорельєф.

Таблиця 1.5 – Технологічне забезпечення необхідних експлуатаційних властивостей створенням мікрорельєфу [375]

Експлуатаційна властивість	Деталі і пари	Оптимальний регулярний мікрорельєф								Ефект регуляризації
		Вид мікрорельєфу	Вид мікрорельєфу							
			F_{Hb} , %	α°	K , мкм	T_p	N	β	γ	
Зносостійкість	Калібр	I	25-30	50	-	-	-	-	-	Більш ніж в 1,5-2,0 рази
	Підшипник	II	35-40	50	-	-	-	-	-	1,5-2,0
	Вакуумний підшипник	IV	-	-	3-4	40	4-6	0	45	2,5
	Свердло	I	40	55	-	-	-	-	-	2,0-2,5
	Пресо́ва голка	I	15-28	54	-	-	-	-	-	1,2-1,3
	Гільза ДВЗ	I	34-44	48	-	-	-	-	-	1,3-1,4
	Шток пневмоциліндра	IV	-	-	4-6	30	5-6	2	45	1,5-2,0
	Циліндрична направляюча	III	50	47	-	-	-	-	-	2,0-2,5
	Балансир	I	36-40	47	-	-	-	-	-	2,0-2,5
	Кільце крутильне	III	40	60	-	-	-	-	-	2,5
	Шпindelь	I	30-33	50	-	-	-	-	-	1,4-1,5
	Плунжер	I	25-30	48-49	-	-	-	-	-	1,5
	Пневмоциліндр	IV	-	-	2,5	40	6	0	45	2,0-2,5
	Направляюча	III	40	47-48	-	-	-	-	-	1,6-1,8
	Лопасть	I	30	47-48	-	-	-	-	-	1,4
Контактна жорсткість	Направляюча	I	30-33	45-48	-	-	-	-	-	1,5-2,0
	Опора шарова	I	35-40	45-50	-	-	-	-	-	1,5-2,0
	Люнет конічний	I	30	47-48	-	-	-	-	-	1,5-2,0
Задиростійкість	Підшипник ковзання	I-III	36	44-46	-	-	-	-	-	2,0
Плавність ходу	Направляюча мікроскопа	I	33	57 ⁰ 30'	-	-	-	-	-	2,0-2,5
Гідравлічна площа	Метал-графіт	IV	-	-	2,5-3,0	50	4	10	60	5,0-6,0
	Манжетні ущільнення	IV	-	-	8-10	30	6	0	45	8-10
	Торцеві ущільнення	IV	-	-	5	40	4-5	0	45	1,5-2,0
Міцність нерухомих з'єднань	Поводок паливного насосу	IV	-	-	6-7	55	8-10	0	45	2,5-3,0
Опір фретинг корозії	Підшипник кочення	IV	-	-	1,0-2,0	70	4-5	0	45	Підвищення до 5 разів
Міцність покриття	Ламели з покриттям дорожніми металами	IV	-	-	1,0-2,0	50	4	10	50	Підвищення в 3 рази

Перші роботи в цьому напрямку були здійснені Фальцем К. у 1929 році, який запропонував створювати канали підводу мастила до нерухомих елементах підшипників. Він рекомендував нахилені поверхні канавок на плоскій деталі виконувати 0,5% для великих швидкостей при незначному тиску і 0,2% для малих швидкостей і великому тиску [376].

Дослідження [377] показали, що кільцева масляна канавка підвищує інтенсивність зношування трибосполучення майже у 2 рази. Це пояснюється значним витіканням масла з підшипника через не навантажену зону і збільшений зазор.

Шнайдером Ю.Г. [378–380] розроблено технологію створення мікроканалів вібронакатуванням. Особливістю даної технології є те, що формування регулярного мікрорельєфа досягається шляхом зміни співвідношення швидкостей руху заготовки і інструмента (накатника).

В роботі [381] запропоновано безвібраційне накатування мастильних мікроканалів. При цьому використовувався ролик для накатування з зигзагоподібною робочою частиною на циліндричній поверхні. Дослідження показали, що отриманий мікрорельєф володіє такими ж позитивними властивостями, що і вібраційний мікрорельєф.

Система канавок з асиметричним профілем на поверхні тертя сприяє розтіканню олії по системі частково регулюючим канавкам і зменшує зношення в умовах граничного мащення [37].

Мікрозаглибини на поверхні тертя можуть формуватись і шляхом спеціальної електрохімічної обробки. Обробка таким способом алюмінієвих сплавів дозволила підвищити зносостійкість у 3 рази. При цьому поліпшуються умови припрацювання [252].

Сьогодні створення дискретних поверхонь з мікрозаглибинами і мікроканалів активно досліджується вченими як нашої країни, так і за кордоном. Здійснюється пошук нових способів і комбінованих методів [382–386].

В багатьох роботах досліджувався вплив розмірів ділянок вихідної поверхні на її зносостійкість. Показано, що щільність розташування мікрорезервуарів

повинна бути максимальною, а розміри мікрозаглибин оптимальними [387]. Була отримана формула для знаходження оптимальної глибини канавки та відстані між канавками. З цієї формули витікає, що глибина канавки може бути зменшена при зменшенні шагу між канавками [388]. Також встановлено існування оптимального відношення між розмірами ділянок вихідної поверхні і шириною штучно створених мікрозаглибин. Оптимальна площа мікрозаглибин повинна складати біля 30% від всієї площі поверхні тертя [334, 389–391]. Наявність на поверхні тертя поверхнево-активних речовин та інших факторів, наприклад гідродинамічна дія мікроканалів при надлишку олії, може призвести до відхилення від оптимальної площі [391–395].

У місці витікання олії з заглибин при терті в умовах граничного мащення відмічається зростання тиску. Цей факт був досліджений в режимі гідродинамічного змащення на установці з кулькою і диском. Глибина заглибин дорівнювало половині радіуса контакту Герца [396]. Використання в дослідженнях метода оптичної інтерферометрії дозволив пояснити співвідношення між створеними заглибинами і відносним проковзуванням, а також вплив температурного в'язкого клину [397]. Шляхом зміни проковзування від чистого кочення до чистого ковзання показано, що стійкі заглиблення породжуються тепловим ефектом через відомий пік тиску [398, 399].

В роботі [400] було встановлено, що із збільшенням шагу канавок (зниження займаної площі) коефіцієнт тертя зростає. З іншої сторони [35] знайдена зворотну залежність, при якій оптимальна відносна площа складає 27%.

Більшість залежностей між триботехнічними властивостями поверхонь і параметрами мікрорельєфа носять нелінійний характер і ділянка оптимуму дуже мала. Це потребує проведення ретельних досліджень з використанням методів багатofакторного планування випробувань.

Позитивні результати отримані дослідниками при застосуванні комбінованих методів формування дискретних поверхонь. В роботах [401–403] показано, що деталі з неоднорідною поверхнею тертя мають менший знос в середовищі олії, чим суцільні. Неоднорідність поверхні досягалася виконанням канавки трикутного перетину з глибиною 2,5 мм, заповненої міддю чи латунню. Зношування деталей з

заповненими міддю М1 канавками в 1,05–1,59, а латунню Л63 – в 1,09–1,61 рази менше, у порівнянні із суцільною поверхнею.

На інтенсивність зношування впливає кут нахилу канавки [403]. Ця залежність однакова для поверхонь, що мають канавки, заповнені як міддю, так і латунню. При цьому, спостерігається зниження інтенсивності зношування для кутів $\alpha=30$ і 60° (інтенсивність зношування на 59–61% менше, ніж у суцільної поверхні), а максимальне значення вона має при $\alpha=45^\circ$ (інтенсивність зношування на 5–9% менше, ніж у суцільної поверхні). При $\alpha=30^\circ$ інтенсивність зношування поверхні з канавками, заповненими латунню Л63, на 13,5% менше ніж у поверхні з канавками, заповненими міддю М1. При $\alpha=60^\circ$ інтенсивність зношування поверхні тертя з латунними канавками на 28,3% більше, ніж у поверхні з міддю. Для міді мінімальна інтенсивність зношування відповідає кутам $\alpha=30$ і 60° , а для латуні - кутам $\alpha=0$ і 30° .

Застосування канавок у підшипниках ковзання дозволяє знизити температуру в робочій зоні шляхом циркуляції олії і додатковим відбором тепла. Дослідженнями встановлено, що ефективність канавки проявляється у підшипниках при швидкості ковзання більш 10 м/с і навантаженні більш 3,0 МПа, коли шкідливий вплив канавки перекривається збільшенням циркуляції мастила в робочій зоні, що сприяє підвищенню несучої здатності підшипника [404, 405].

В роботах [406, 407] проведено ряд досліджень стосовно динаміки мастильного матеріалу. При цьому експериментально доведено відцентровий механізм натікання мастильного матеріалу з канавки в зону трибоконтакту. Було розглянуто питання оптимізації змащувальних канавок на поверхні тертя, а також технології формування самої канавки в частині, яка стосується форми її профілю. Експериментально доведено найбільшу змащувальну ефективність канавки з поліпшеним сферичним профілем (поверхнево-пластичне деформування з накатуванням кульками) у порівнянні з прямокутним, трикутним та сферичним [375].

Таким чином, механізм зношування в умовах граничного мащення поверхонь з мікрозаглибинами дуже складний, залежить від великої кількості факторів, саморегулюючий і сьогодні найменш досліджений. Процеси тертя та зношування на

поверхнях з мікрозаглибинами протікають на фактичній площині контакту, розташованих між мікрозаглибинами, і по суті аналогічні процесам, що відбуваються на поверхнях контакту поверхонь без мікрозаглибин.

Основна особливість роботи важконавантажених деталей в режимі граничного мащення полягає в тому, що тонкий граничний шар олії видаляється з зони контакту. У результаті подальша робота на окремих ділянках йде при відсутності змащення. Це приводить до підвищеного зносу, а в ряді випадків до схоплювання. Головна роль мікрозаглибин на поверхні полягає в подачі олії в зону контакту з метою відновлення плівки після її видалення. Крім того, мікрозаглибини виконують функції мікрокапканів для абразивних часток як в умовах тертя з мастильним матеріалом, так і без нього. Таке явище, як гідродинамічний ефект, який відбувається в процесі тертя та зношування поверхонь (в західній літературі ще його називають як ефект мікрогідродинамічних опор мікрозаглибин) практично мало досліджений.

На процеси тертя та зношування текстурованої поверхні суттєво впливають геометричні розміри мікрозаглибин (лунки, канавки), топографія. Практично у всіх роботах визначення оптимального розташування мікрозаглибин на поверхнях тертя визначаються експериментально методом проб і помилок. Це пов'язано з технологічними можливостями розроблених установок, вибраного методу формування дискретних поверхонь. Найбільш доступним, простим є метод механічного формування дискретних поверхонь. На сьогодні він є перспективним і малодосліджений.

Для ефективного аналізу механізму явищ та управління технологічним процесом формування дискретних поверхонь необхідно виявити взаємозв'язок факторів, що визначають хід процесу, і представити їх у кількісній формі – у вигляді математичної моделі. Моделювання дозволить отримати більш глибоку інформацію про процеси, які протікають в об'єкті; розрахувати характеристики об'єкту; отримати інформацію, яку можна використовувати для управління об'єктом, що моделюється.

Застосування дискретних поверхонь в різних галузях промисловості також стримується відсутністю необхідних даних про триботехнічні властивості дискретних поверхонь. В опублікованих роботах більшість залежностей між триботехнічними властивостями поверхонь і параметрами мікрорельєфа носять нелінійний характер і ділянка оптимуму має різні значення. Це потребує проведення ретельних досліджень з використанням методів багатофакторного планування випробувань.

1.3.3 Зносостійкість поверхонь дискретної структури в умовах фретингу та її вплив на втомну міцність

На механізм зношування деталей і вузлів тертя в умовах фретингу суттєво впливає циклічне навантаження. Одночасна їх дія призводить до виникнення такого явища як фретинг-утома.

Як відомо, фретинг-корозія, що виникає при циклічному навантаженні вузлів машин і механізмів у місцях щільного сполучення окремих деталей, приводить до порушення надійності контактів, погіршує якість поверхонь деталей, знижує втомлену міцність [408–414]. Донедавна при оцінці втомленої міцності конструктори практично не враховували вплив цього фактору. Однак, експериментальні дослідження показують, що під впливом фретинг-корозії втомлена міцність і довговічність можуть понизитися в десятки разів. Результатом фретинг-корозії є утворення зношених ділянок із дрібними частками, що відшарувалися, при видаленні яких виникає втрата необхідної посадки, що може стати додатковою причиною зносу в інших частинах вузлів техніки. Більш серйозним наслідком цього явища є зародження втомлених тріщин, що можуть розвиватися, викликаючи тим самим руйнування деталі.

Типовими вузлами, що працюють в умовах фретинг-утоми, є вали двигунів у місцях посадки підшипників, у тому числі авіадвигунів, деталі кривошипно-

шатунного механізму поршневих двигунів, деталі шасі [411, 415, 416], різні шліцові, болтові, шпонкові з'єднання [411, 417–419].

Сьогодні доля фретингових пошкоджень в різних галузях промисловості різна. Так, у загальній проблемі зношування деталей авіаційної техніки доля фретинг-корозії складає 35–50%, а кількість фретинг-утомних пошкоджень складає біля 40% від фретингових [411, 420, 421] (рис. 1.20).

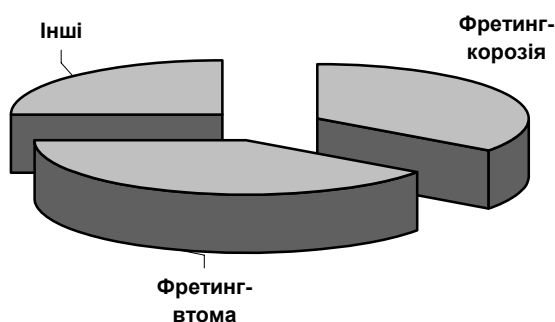


Рисунок 1.20 – Доля пошкоджень деталей вузлів і механізмів:
фретинг-корозія – 35–50%; фретинг-втома – 40%

Дослідження втомленої міцності матеріалів в умовах фретинг-корозії є актуальною задачею, рішення якої покликано сприяти забезпеченню надійності і довговічності сучасної техніки. Істотний внесок у рішення проблем фретинг-корозії і фретинг-утоми внесли А.Я. Аляб'єв, В.І. Балацький, Н.Л. Голего, В.С. Іванов, Г.С. Калда, І.В. Кудрявцев, І.А. Одінг, А.Н. Петухов, В.І. Похмурський, Л.А. Сосновський, В.Н. Степанов, Г.А. Томлінсон, Р.Б. Уотерхауз, Г.Н. Філімонов, Г.В. Цибаньов, В.В. Шевеля та ін. У роботах цих авторів запропонований ряд гіпотез про природу фретинг-утоми і фретинг-корозії, досліджений вплив різних факторів на інтенсивність розвитку пошкоджуваності, показаний вплив фретинг-корозії на втомлену міцність матеріалів, пропонуються методи запобігання фретинг-утоми і фретинг-корозії. Однак, проведених досліджень і даних про природу фретинг-утоми недостатньо для повного розуміння і пояснення даного явища, до того ж наявні результати часто суперечливі і недостатньо систематизовані, що утрудняє розробку методів попередження чи зниження прояву цього негативного явища. Крім того,

дослідження дискретних покриттів в умовах фретинг-утоми практично не проводились.

Аналіз досліджень показав [411, 415, 422–424], що визначальним фактором, який впливає на втомлену довговічність деталей в умовах фретинг-утоми є фретинг-процеси.

Процес втомленого руйнування починається з зародження тріщин, їх росту і перетворення з мікро- на макротріщини і закінчується руйнуванням деталі. В умовах фретингу ситуація трохи спрощується. Фретинг веде до зародження тріщини після декількох тисяч циклів [425]. Спочатку тріщина поширюється в зоні, що знаходиться під впливом змінних напружень, що виникають при фретингу. На цьому етапі тріщина проходить під деяким кутом до поверхні. Вийшовши з даної зони, вона змінює напрямок і поширюється перпендикулярно поверхні, тобто під прямим кутом до напрямку напружень у зразку. Кількість циклів, протягом яких тріщина поширюється до руйнування, визначається різницею повної довговічності зразка при безупинному фретингу і значенням границі фретинг-утоми. Границя фретинг-утоми - це число циклів фретингу, необхідне для зародження втомленої тріщини [426].

Малоциклове втомлене пошкодження на поверхні чи поблизу неї під впливом фретингу є початком як швидкого зношування при фретингу, так і фретинг-утомі. Мінімальна кількість циклів фретингу необхідна для початку розвитку втомленої тріщини і було названо “границею фретингової утоми” [20], збільшення числа циклів фретингу змінює ступінь пошкодження пропорційно тиску на ділянці і площі контакту [427, 428].

Автори [429, 430] встановили, що число циклів, необхідне для виникнення і поширення тріщини у вакуумі, більше, ніж за тих самих умов на повітрі, оскільки фретинг-утома є формою втоми при високому напруженні в області контакту, то, імовірно, вплив атмосфери на неї таке ж, як і при звичайній втомі.

На довговічність деталей в умовах фретинг-утоми впливає як хімічний, так і механічний фактор. У роботі [431] показано, що хімічний фактор відіграє ведучу роль у скороченні довговічності зразка при фретинг-утомі, ніж механічний. Дослідження, проведені на Al-сплаві, показали, що фретинг-утома в повітрі викликає появу на контактуючих поверхнях виїмок. Утворення твердих часток окислу є

результатом хімічної корозії і головною причиною утворення таких виїмок, на яких зароджуються втомлені тріщини. Прогнозування довговічності деталей показало [432, 433], що при рівних значеннях коефіцієнта інтенсивності напружень короткі тріщини росли швидше за довгих.

Механічний фактор сьогодні оцінюють як зворотно-поступове ковзання з малою амплітудою (чи знакозмінне контактне мікропереміщення в умовах ковзання і т.п.) у формуванні коливальних (вібраційних) процесів у матеріалах сполучень пар тертя [415, 424, 434]. Вібраційні процеси впливають на формування деформаційного рельєфу контактуючих поверхонь і, як наслідок, на інтенсивність руйнування матеріалів [435]. Аналіз залежності (рис. 1.21) показав, що зменшення довговічності при втомлених випробуваннях сталі однозначно пов'язане зі збільшенням пружної деформації за цикл. Характерно, що при наявності фретингу і при його відсутності експериментальні дані знаходяться на одній кривій. Цей факт дозволив авторам [436] стверджувати, що при фретинговій утомі переважає механічний фактор. Корозійний фактор може проявитися лише на більш пізніх етапах випробувань.

У вакуумі механізм ушкодження поверхні інший. Загальне ушкодження при фретингу набагато менше у вакуумі і сліди зносу менш виражені. Ознаки сильної високої деформаційної втоми і пластичних деформацій часто проявляються на поверхні у вигляді корозійних раковин [437].

За даними [437, 438] розглянуто вплив мікроструктури матеріалів на фретинг-утому. Так, наприклад, тонка, голчаста $\alpha+\beta$ структура чинить більший опір руйнуванню, чим більш груба, відпалена структура.

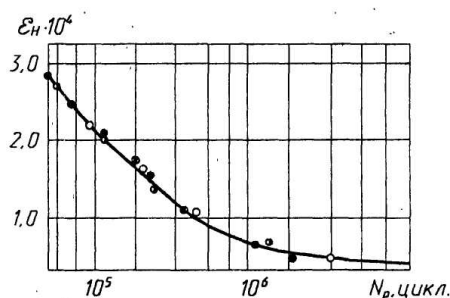


Рисунок 1.21 – Залежність стабілізованого значення не пружної деформації за цикл сталі 30ХГСА від кількості циклів до руйнування

Показано, що циклічне деформування при напруженнях нижче межі втоми (за умов відсутності пошкоджень фретинг-корозією) не відбувається помітних змін структури (до 104 циклов навантаження) в металі і не приводить до створення мікротріщин. Надалі спостерігається зростання внутрішнього тертя, що характеризує появу слабо закріплених дислокацій, створених дією зовнішніх напружень. Причому закономірне зростання внутрішнього тертя спостерігається аж до 10^6 циклів. Для того, щоб при знакозмінних напруженнях в металі утворилися мікротріщини, що здатні розвиватися в макротріщину втоми, щільність дислокацій у зоні зародження мікротріщини повинна перевищити критичну величину [439].

Втомлене руйнування часто починається не з найбільш навантажених місць виробів, наприклад місця з концентраторами напружень від перепаду перетину, від наявності отворів, канавок і т.п., а на ділянках, пошкоджених фретинг-корозією. Особливо пагубний вплив фретинг-корозії, у порівнянні з різного роду концентраторами напружень, проявляється при невисоких циклічних напруженнях [440].

Дослідженнями [441] показано, що межа втомленої міцності натурної осі рухливого потягу в зоні пресової посадки складає 60 МПа чи приблизно $0,1\sigma_v$. Але межа втоми тієї ж осі при наявності концентратора напружень у вигляді круглої канавки радіусом 20 мм дорівнювала при ідентичних випробуваннях 118 МПа, що виявилось вище приблизно в два рази.

Передбачалося, що вплив фретинг-корозії на втомлену міцність визначається двома причинами [422, 442]. По-перше, унаслідок нерівномірного контакту поверхонь тертя деякі ділянки поверхні можуть зміщатися швидше безпосередньо за ними наступних, приводячи до виникнення дрібних тріщин. Під впливом втомленого навантаження достатньої величини ці тріщини проникають всередину і викликають руйнування. По-друге, якщо в процесі фретинг-корозії тріщини не з'явилися, утворена шорсткість поверхні створює концентрацію напружень, яка зменшує втомлену міцність.

Г.Б. Уотерхауз [422] вивчив профілі каверн, що виникають при фретинг-корозії, й оцінив їхню роль як концентраторів напружень. Спостереження показали, що

виникаючі заглиблення можна розділити на два типи: дрібні каверни у вигляді блюдець і маленькі глибокі отвори. Було висловлене припущення, що перший тип заглиблень виникає тоді, коли абразивні продукти фретинг-корозії проникають за межі області початкового ушкодження, продовжуючи абразивну обробку на сусідній ділянці і роблячи саме руйнування менш інтенсивним. Заглиблення другого типу виникають у випадку затримки продуктів зносу в місці їхнього утворення, що приводить до локальної абразивної дії з утворенням на краях виразок підняттів металу у вигляді валика. Це може бути наслідком місцевого підвищення тиску, що у розрахунку перевищував у чотири рази межу міцності. Очевидно, подібні ушкодження поверхні можуть бути джерелами початкової втомленої тріщини.

Аналіз морфології рельєфу утомлених зламів алюмінієвих сплавів при циклічному розтягуванні прямокутних зразків з наскрізними [443] і нескрізними [444] тріщинами, вигини з обертанням (розтягування-стискання) круглих зразків [445] і вигини натурних деталей [446] свідчить про те, що зростання утомленої тріщини супроводжується утворенням на поверхні зламу в окремих зонах продуктів фретингу чорного кольору. Дослідження на растровому електронному мікроскопі показали, що в зоні фретингу формуються частки сферичної форми. Вони спостерігаються на площадках між фасетками зламу, по яких відбувається розвиток утомленої тріщини без контактної взаємодії її берегів. Площадки з продуктами фретингу витягнуті уздовж напрямку розвитку тріщини і мають висоту від декількох мікрометрів до декількох десятків часток міліметра. Подібні сферичні частки спостерігалися на поверхні тертя при фретингу [447], а також на поверхні, утвореної в результаті розвитку утомленої тріщини в умовах циклічного стиску [448].

Провівши аналіз існуючих механізмів, запропонованих для пояснення природи формування сферичних часток на поверхні контакту при терті, Сміт М. [448] прийшов до висновку, що дані механізми не можуть бути поширені на випадок контактної взаємодії берегів утомленої тріщини.

Стосовно до циклічного розтягування зразка С'юреш С. [449] запропонував модель контактної взаємодії берегів утомленої тріщини в умовах дії механізму

подовжнього ковзання і відриву для пояснення природи формування продуктів фретингу у вигляді оксидних плівок. У результаті розвитку утомленої тріщини по площинах ковзання [450] чи по субструктурним елементах [443] утвориться сильно розвиганий шорсткуватий рельєф зламу. У момент досягнення максимального навантаження в циклі тріщина знаходиться в розкритому стані, а в напівциклі розвантаження зразка - відбувається контактування берегів тріщини за рахунок подовжнього ковзання. Формування продуктів фретингу в розглянутій моделі відбувається в умовах переривчастого контакту берегів утомленої тріщини. Однак при терті продукти фретингу формуються в умовах мікропереміщень при безупинному контакті поверхонь [447]. Збільшення площі контакту, відповідно до зазначеної вище моделі, повинно відбуватися в напівциклі розвантаження зразка, тобто при зменшенні зовнішніх зусиль, що можуть забезпечувати переміщення берегів тріщини.

Несприятливий вплив контактних явищ підсилюється зі зростанням розмірів сполучених поверхонь і деталей [451–453]. Так межа втоми зі збільшенням розміру зразка і деталей знижується, причому ступінь прояву масштабного фактора залежить від форми виробу (наявності концентраторів напружень). Найбільш інтенсивне зниження границі фретинг-втоми спостерігається при збільшенні діаметра зразків з 5 до 25–50 мм, а потім при подальшому збільшенні розміру зразків це зниження загасає. Масштабний фактор підсилюється зі збільшенням міцності сталі і при збільшенні неоднорідності матеріалу.

У роботах Г.В. Карпенко, Р.Г. Погорецького, Я.М. Сирака [434] досліджувалося втомлене руйнування сталевих валів з насадками у зв'язку з масштабним фактором. Оцінка масштабного ефекту показала різке зниження витривалості сталевих зразків зі сталевією насадкою в повітрі зі збільшенням діаметра зразків. Так межа витривалості зразка діаметром 50 мм зі сталі 33ХНМА під дією сталевією насадки знизилась у 3 рази, а такий же зразок зі сталі 35 - майже в 2 рази.

Шорсткість контактуючих поверхонь може помітно впливати на опір втоми. Межа втоми збільшується в міру того, як поліпшується якість поверхні, і узагалі вище, коли напрямок обробки паралельно напрямку дії напружень.

Встановлено [454–456], що якщо максимальна глибина нерівності менше визначеного критичного значення, що залежить від матеріалу, то змін у межі втоми не спостерігається, а якщо вона більше цього значення, то межа втоми лінійно зменшується зі збільшення глибини нерівностей. Відпущені сталі більш чутливі до шорсткості поверхні, чим відпалені.

А. Тум і Ф. Вундерлих [457] встановили, що фретинг-корозія в захопленнях втомлених машин знижує втомлену міцність ресорної сталі в 3 рази. Аналогічні дослідження в середовищі трансформаторної олії з незначним вмістом кисню показали зниження межі витривалості в 2 рази. На цій підставі автори зробили висновок, що корозія в зниженні втомленої міцності грає другорядне значення, а основна роль належить такому механічному фактору, як шорсткість поверхні.

Про вплив шорсткості контактуючих поверхонь на фретинг-утому відзначається в роботах [458–461], у яких описані результати дослідів алюмінієвих сплавів. Показано, що збільшення шорсткості поверхонь приводить до постійного зниження границі втоми і фретинг-втомної міцності.

Л. Крайтнер і Х Мюллер [462] проводили досліди на зразках зі Ск35V65 для визначення впливу мікрогеометрії поверхні, шліфованих у подовжньому напрямку грубозернистим електрокорундовим шліфувальним колом. Середньоарифметична висота мікронерівностей зразків склала $R_a=3,7\pm 0,3$ мкм. Досліди на фретинг-утому проводили для величини відносних мікропереміщень 10 мкм і тиску 50 МПа. В результаті проведених досліджень зроблений висновок, що збільшення глибини мікронерівностей майже не позначається на межі втомленої міцності при терті. Характер втомленого зламу від тривалих навантажень тертя у зразків із глибиною мікронерівностей $R_t=23$ мкм і у зразків з $R_t<5$ мкм майже однаковий. З цього робиться висновок, що в процесі тривалих дослідів під навантаженням встановлюється гранична глибина мікронерівностей, яка практично не залежить від початкової глибини мікронерівностей.

Однак, згідно [463, 464], шорсткість контактуючих поверхонь впливає на зародження і розвиток втомлених тріщин.

Збільшення амплітуди при фретинг-утомі приводить до зниження довговічності. На підставі експериментальних даних, отриманих з нелегованою сталлю [465], встановлено, що при амплітуді ковзання від 0,01 мм до 0,25 мм має місце лінійна залежність між втомленим руйнуванням і амплітудою ковзання. Однак, для повноти аналізу впливу амплітуди зсуву необхідно враховувати два механізми [466]. Першим з них є зростання числа поверхневих мікротріщин зі збільшенням амплітуди. Це явище має місце, якщо вважати, що зародження поверхневої тріщини приводить до релаксації поверхневих напружень розтягу поблизу її. Для зародження ще однієї поверхневої тріщини контактуюча мікронерівність повинна переміститися на відстань, що перевищує миттєву довжину тріщини. Тому зі збільшенням амплітуди ковзання кількість утворених тріщин буде зростати. Зростати також буде і величина сили тертя [467]. За другим механізмом [409, 468] при великих амплітудах ковзання деякі тріщини можуть стиратися при зніманні матеріалу з поверхні, інтенсивність якого зростає зі збільшенням амплітуди. Згідно [415, 422, 469, 470], максимальна інтенсивність руйнування від фретинга спостерігається при мінімальній амплітуді ковзання. Однак, в інших роботах [471] для зменшення інтенсивності фретинг-втомних ушкоджень пропонується зменшити амплітуду відносного зсуву шляхом збільшення натягу.

Експериментальні дані, отримані при амплітудах прослизання до 5 мкм, показують, що середні напруження розтягу може грати деяку роль у зародженні втомленої тріщини. Це пояснюється тим, що менша амплітуда прослизання буде ініціювати втомлену тріщину, що поширюється, при високих середніх напруженнях скоріше, ніж при низькій нульовій чи середніх напруженнях [422, 429]. Збільшення амплітуди ковзання в діапазоні 10-60 мкм приводить до зменшення втомленої довговічності сталі. При амплітуді 45 мкм глибина слідів зношування збільшилась, пошкодження від зношування становиться все більш інтенсивним і, як наслідок, спостерігається адгезійне перенесення матеріалів між поверхнями зразків і абразивне пропахування [472, 473].

Величина контактної тиску грає велике значення при фретинг-втомному руйнуванні, ніж амплітуда відносного зсуву. У роботі [429, 474] було показано, що чим більше зусилля притискання накладки, тим сильніше знижується довговічність зразка. Подібні результати були отримані й в інших роботах [475–483]. В усіх випадках випробувань металів злам починався від сліду фретинг-корозії. Виявилося, що навіть при дуже малих значеннях нормального тиску фретинг-корозія впливає на місце розташування зламу і довговічність зразка.

Дослідження впливу нормального тиску на фретинг-утому алюмінієвого сплаву показало [427], що чим ширше ділянка контакту, тим більше ефективність фретинг-корозії, і що для алюмінієвого сплаву вплив тиску при фретинг-корозії на зниження втомленої міцності більше, ніж для латуні. Отримані результати свідчать про те, що втомлені тріщини, викликані фретинг-корозією, у латуні поширюються значно швидше, ніж в алюмінієвому сплаві. Було виявлено, що для алюмінієвого сплаву більш низькі затискні навантаження сильніше знижують межу фретингової втоми і що при даному навантаженні межа втоми тим нижче, чим вужча область контакту. У подібному відношенні алюмінієвий сплав поводить себе аномально при високих контактних навантаженнях.

Додаткові перевантаження алюмінієвого сплаву приводять до незначного впливу на втому в області високих амплітуд, однак при низьких амплітудах розтягуючи перевантаження суттєво підвищують довговічність, а в деяких випадках – більш, ніж у 10 разів. Стискаючи перевантаження мають незначний вплив на довговічність. Це свідчить, що розтягуючи перевантаження викликають уповільнене зростання мікротріщин довжиною 100 мкм і менше при фретинг-утомі [484].

Дослідження титанових зразків у сполученні із загартованою сталлю в умовах фретинг-втоми показало [485], що при великих навантаженнях спостерігається суттєве перенесення заліза на поверхню титанових зразків, а частки зношування представляють суміш оксидів титана і заліза, тоді як при незначних навантаженнях частки зношування складаються, в основному, із оксидів титану.

В роботі [486] доведено, що фретинг-пошкодження залежать від фактичної площі контакту, а, отже, збільшуються зі збільшенням навантаження. Якщо тиск достатньо великий, щоб здійснити пластичну деформацію контактних нерівностей, то тиск на всій площі зіткнення стає постійним, дорівнює тиску плинності, яка по величині відповідає потроєному значенню межі текучості матеріалу.

При підвищенні номінального контактного тиску збільшується фактична площа контакту в зонах фретингу за рахунок збільшення числа плям контакту і їхніх розмірів. При цьому зменшується амплітуда ковзання контактуючих поверхонь, що послабляє фретинг-зношування і збільшує фретинг-утомну довговічність. Однак, експериментально доведено [470], що при підвищенні контактного тиску в циклічно навантажених сполученнях фретинг-утомна довговічність різко знижується. Досліди проводили на плоских зразках зі сталі 65Г, консольно затиснених між двома нерухливими контрзразками з тієї ж сталі. Рівень згинаючих напружень у зразку підтримували рівним 300 МПа при частоті 12 Гц. На доріжках фретингу в защемленні виділяються темні ділянки, що є плямами фактичного контакту поверхонь, де осідають продукти фретинг-корозії. У границь плям контакту при фретингу зароджуються мікротріщини, що зливаються в магістральну втомлену тріщину, яка веде до зламу зразка. При тиску 40 МПа щільність плям фретинг-втомного руйнування істотно більше, ніж при 10 МПа. Крім того, у плямах фактичного контакту чітко прослідковуються сліди сильної адгезійної взаємодії.

Дослідження процесу фретинг-утоми листових ресор при випадкових навантаженнях показало [487, 488], що характер зародження і розповсюдження тріщин такий же, як і у звичайних зразках. Випадкове навантаження зменшило довговічність листових ресор у півтори рази у порівнянні з довговічністю при навантаженні з постійною амплітудою.

Вплив контактного тиску на втомлену міцність неоднозначний. Спостерігається значне зменшення втомленої міцності як при великих контактних тисках з великим зносом від фретинг-корозії, так і при малих тисках без істотного

зносу. Багато чого визначається природою матеріалу і конструкцією трибосистеми [411].

Коефіцієнт тертя при фретингу в процесі напрацювання циклів навантаження не залишається постійним. Це зв'язано зі стадійністю фретингу і зміною провідних процесів. При великих амплітудах і перших циклах навантаження коефіцієнт тертя різко зростає, проходить через максимум, а потім зі збільшенням числа циклів навантаження різко падає, залишаючись далі постійним [405, 489]. Низькі кінцеві значення коефіцієнта тертя пояснюються нагромадженням окислених продуктів руйнування між поверхнями, частина з яких має близьку до сферичної форми, і які відіграють роль своєрідних тіл кочення.

У роботах [490, 491] при дослідженні титанових сплавів відзначена слабка залежність коефіцієнта тертя від амплітуди і тиску.

Автори робіт [429, 492–494] довели, що зростання коефіцієнта тертя під впливом повторюваних мікропереміщень в області фретингу приводить до локального схоплювання контактуючих поверхонь, що сприяє появі втомлених тріщин.

У роботі [411] було припущено, що основним фактором у розвитку утомленого руйнування при фретингу є електрофізичні процеси (наприклад, електроерозія), які виникають через наявність різниці потенціалів у місцях контакту. Піддається сумніву гіпотеза про те, начебто утомлене руйнування в атмосфері повітря при дії фретингу набуває корозійно-утомлений характер. Металографічні дослідження й аналіз зламів зразків, випробуваних з насадками в повітрі, показали, що тріщини, що розвиваються, мають типово утомлену природу без ознак корозійно-утомлених руйнувань. Випробування в аргоні, вакуумі й олії свідчать, що й у нейтральному середовищі, тобто при надзвичайно обмеженій хімічній взаємодії металу з навколишнім середовищем, відбувається значне зниження опору сталевих зразків циклічним навантаженням від контактного впливу сполученої деталі. Нарешті, якби хімічним процесам належала вирішальна роль у зниженні витривалості зразків з насадками, то масштабний ефект повинний був би виявлятися так, як це має місце в корозійному середовищі, тобто витривалість стали підвищувалася б при

збільшенні діаметра зразка. Насправді ж збільшення абсолютних розмірів зразків при випробуваннях з насадками веде до зниження витривалості як для вуглецевих, так і для легованих сталей [413].

Захист трибосполучень від ушкодження фретинг-корозії є дуже складна і важлива проблема, що здобуває особливу актуальність для випадку одночасної дії об'ємних циклічних навантажень. Іноді застосовуються в таких випадках рідкі і тверді змащення на основі дисульфиду молібдену, різні гальванопокриття, фосфатування і хромування, латунювання, усілякі прокладки і т.д. [458, 486, 495–503], які не мають достатньої ефективності. Більш того, можна зустріти прямо протилежні рекомендації. Так, наприклад, хромування рекомендується як спосіб підвищення втомленої міцності в умовах фретинг-корозії в одному випадку [504], а в іншому [505] вказується на те, що хромування як антифретинговий захист не ефективний.

Усі методи доцільно розділити на дві групи: конструктивні і технологічні методи захисту від ушкодження при фретинг-корозії [411]. Однак, як би методи не підрозділялися, в основі лежать або усунення переміщення однієї поверхні щодо іншої, або ж, навпроти, полегшення цього переміщення настільки, щоб воно відбувалося з мінімальним тертям. І в одному, і в іншому випадках прагнуть модифікувати поверхні контакту з метою зменшення зношування при фретинг-корозії.

Найбільш ефективним способом запобігання проблем фретингу є поліпшення конструкції чи вузла машини. Там, де неминучий рух і ймовірний результат його є фретинг-утома, необхідно конструювати вузли так, щоб місця концентрації напружень не збігалися з зонами, де може відбуватися фретинг.

Конструктивні заходи для попередження чи ослаблення фретинг-корозії зводяться до застосування прокладок з гуми й інших матеріалів з малим модулем пружності [475, 499, 506], канавок в пресових з'єднаннях валів із втулками [507–510] і шліцьових з'єднаннях по Хірту, збільшеного діаметра підступічної частини, що, однак, приводить до обваження конструкцій. У широко розповсюджених (у літакових конструкціях) вушкових з'єднаннях непогані результати дає

закруглення кромки, застосування прямокутної голівки замість напівкруглої, усунення звуження в гладкій частині й оптимізація натягу [504]. Усі ці заходи спрямовані на зменшення концентрації напружень.

В якості конструктивних можливостей для боротьби з фретинг-корозією рекомендується застосовувати безконтактні лабіринтові ущільнення, замість циліндричної посадкової поверхні - кулясту, тертю ковзання віддавати перевагу тертю кочення, щільно підганяти призматичні і сегментні шпонки і т.д. [511].

На думку Р.Б. Уотерхауза [422], Р.Б. Хейвуда [506] та інших дослідників, застосування пресових з'єднань і створення щільних затягнутих заклепувальних, штифтових, різьбових, фланцевих і інших з'єднань вважається ефективним засобом запобігання фретинг-процесів. Вони дозволяють збільшити сили тертя в сполученнях і зменшити відносні переміщення контактуючих поверхонь. Однак, при цьому залишається відкритим питання про рівень затягування. Поки невідомі критерії, за допомогою яких можна було б для з'єднань з натягом установити міру затягування, яка забезпечувала б не тільки зменшення відносних переміщень поверхонь, що сполучаються, але і не дозволила б перевищити рівень натягу, при якому істотну роль починає грати концентрація напружень.

Д. Уайт [512] показав, що збільшення зазору може бути настільки ж сприятливим, як і збільшення натягу. Його експерименти були виконані на вушках з феритної нержавіючої сталі зі штифтами із вуглецевої сталі. Досліди проводилися при пульсуючому розтягуванні, а також з постійним, середнім напруженням 232 МПа. Результати показали, що при обох умовах навантаження найнижчу втомлену міцність дає щільна посадка штифта. Зі збільшенням натягу місця ушкодження від фретингу і зародження втомленої тріщини зрушуються до ненавантаженої сторони отвору, в той час як зі збільшенням зазору область фретингу і місце зародження втомленої тріщини зрушуються у протилежному напрямку до навантаженої сторони отвору.

А. Хартман [513] досліджував опір втоми одинарних з'єднань в нахлест із двома рядами заклепок з двох плакованих алюмінієвих сплавів. З'єднання випробувалися як при напруженні з постійною амплітудою зусилля, так і при навантаженні зі

зміною зусилля за програмою, заснованої на гострому спектрі. Спостерігалася непогана відповідність між дослідями обох типів. Стосовно до авіаційних конструкцій слід віддати перевагу останньому типу дослідів.

Г.Н. Филимонов, Л.Т. Балацкий [514] як конструктивні методи підвищення фретинг-утомної міцності пропонують:

1. Зміна форми деталі і посадкового місця, що здійснюється шляхом закруглення гострих кромки, конусного розточення посадкового отвору з торців втулки, використанням виточувань, що розвантажують, у деталі зменшенням товщини стінки з її торців, що приводить до зменшення концентрації напружень на 20%.

2. Зміна форми охоплюваної деталі в зоні з'єднання шляхом збільшення розмірів у місці сполучення з деталлю, що приводить до зменшення номінальних напружень, що діє в перетині охоплюваної деталі, і деформації на поверхні сполучення, а також шляхом проточки канавок, що розвантажують, в охоплюваній деталі на краю напресованої маточини.

3. Сполучення збільшення діаметра вала в зоні фретингу зі зменшенням твердості кінців деталі, що охоплює.

4. Заміну пресового з'єднання двох деталей деталлю, виготовленої з одного шматка.

Шкідливу дію фретингу можна зменшити чи усунути за допомогою конструювання таких з'єднань і сполучень, у яких би забезпечувалося зменшення поверхневих напружень розтягу у зоні фретингу. Це досягається, наприклад, нанесенням сітки канавок визначеної глибини на поверхню для захисту від руйнування.

Відповідно до досліджень Л. Крайтнера, Х. Мюллера [462] надрізи на зразках розташовували в зоні, підданій тривалому навантаженню тертям. Відстань між фрезерованими надрізами складало в подовжньому і поперечному напрямках 0,6 мм. Металографічні дослідження показали, що всі тріщини, що були причиною зламу, утворювалися під дією концентраторів напружень. Отже, межа втомленої міцності визначається лише концентрацією напружень, що діє в системі надрізів, що

розвантажують. Розвиток тріщин, що утворилися на поверхні від тривалих навантажень, припинялося в зоні надрізів зразка і тому ці тріщини не приводили до втомленого зламу від тертя.

В.Ю. Вахтель [507] для підвищення втомленої міцності деталей, що працюють в умовах фретинг-корозії, запропонував ефективний метод зменшення концентрації напружень, що полягає в нанесенні сітки канавок визначеної глибини на поверхню, яку необхідно захистити від руйнування (рис. 1.22). Перевірка цього методу на болтовому з'єднанні, показала, що довговічність з'єднання в умовах фретинг-корозії збільшилася в три рази.

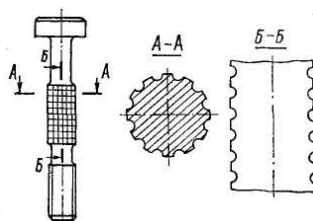


Рисунок 1.22 – Болт із сіткою канавок

В. Максвелл та ін. [510] знайшли, що виточування спеціальної канавки, що зменшує концентрацію напружень, істотно збільшує втомлену довговічність пресових з'єднань залізничних осей з маточинами коліс.

Р.Т. Рольфер [515] запропонував для підвищення фретингостійкості шліцьових з'єднань зробити заглиблення на середній частині зуба за рахунок зменшення площі контакту трибосполучень.

Ефективним способом запобігання фретинг-пошкоджень є застосування граничних мастильних шарів. Фретингостійкість граничного шару залежить від товщини і величини нормального навантаження в контакт і зростає при збільшенні товщини граничного шару і зменшенні нормального тиску у контакт [516]. Проточування канавок на поверхнях тертя може використовуватися як додатковий конструктивний захід у боротьбі з фретинг-корозією за рахунок зберігання мастила в зоні можливого виникнення пошкоджень [517].

Р.Б. Хейвуд [509] стверджує, що вплив канавок є основною причиною того, що шорсткувата поверхня має більш високу фретинг-втомну міцність, чим гладка. Фретинг у цьому випадку відбувається на виступах шорсткості, що не піддаються змінним напруженням, що діють у тілі матеріалу. Проточка канавки знижує концентрацію напружень у місці "фретингу", але створює концентрацію напружень у її дна. Виточування повинне бути сконструйоване так, щоб був досягнутий оптимальний баланс цих двох ефектів.

Застосування втулки з канавкою, що розвантажує, [462] дає ефект в абсолютному зменшенні дії фретинг-корозії на циклічну міцність, однак, відносний її вплив залишається дуже істотним. Крім цього, конструктивні заходи не задовольняють вимогам застосування методу для авіаційних підприємств. З цього погляду дуже ефективними є технологічні заходи, зв'язані з модифікацією контактуючих поверхонь.

Технологічні методи відновлення ресурсу і підвищення зносостійкості в умовах фретинг-утоми з'єднань розглядаються в багатьох роботах [518–563]. Такі заходи пов'язані з поверхнево-пластичним деформуванням, термічною і хіміко-термічною обробкою, розточенням і розгортанням порушених форм для їх відновлення, нанесенням захисних структур для відновлення зношеного шару, заміною пошкоджених втулок, болтів, деталей і цілих вузлів на нові, що за останні роки значно подорожчали.

Для зменшення процесів фретинг-утоми рекомендується знижувати коефіцієнт тертя, використовуючи мастильні матеріали [415, 518, 519, 538, 539]. У деяких випадках доцільно збільшувати шорсткість однієї з контактуючих поверхонь, наприклад, проводити кульково-струменеву обробку, яка одночасно приводить до появи залишкових стискаючих напружень, що позитивно впливає на підвищення опору фретингу. Для сталей і титанових сплавів така обробка доцільна для температур до 350 °С. Створення залишкових напружень стиску можливо також при дифузійній обробці сталевих деталей та ін. [540].

Більшість досліджень по впливу рідких мастил на пошкодження від фретингу були виконані на підшипниках. Встановлено, що фретинг у контакті з мастилом

нижчої в'язкості приводив до менших пошкоджень. Звичайні мастила, а також мастила з домішкою графіту або дисульфіду молібдену були використані як метод боротьби з фретинг-корозією. Цей метод повністю не усуває фретинг-корозію, але значно знижує її інтенсивність.

У роботі [541] оцінювалася ефективність застосування змащувальних речовин на основі молібдену для збільшення фретинг-утомної міцності холодно тягнутої евтектоїдної сталі. Застосування вказаного мастила дало збільшення фретинг-утомної міцності на 33%. Змащення веретенним, турбінним, трансмісійним маслами, у зв'язку з недостатнім їх надходженням до місця контакту, виявились нездатними запобігти фретингове руйнування [542].

У роботах [520, 521] показано, що застосування поверхневого загартування середньо вуглецевих сталей збільшило опір адгезійному зношуванню і місцевій поверхневій ерозії, а також підвищило фретингостійкість у 3–4 рази. Результати випробувань, проведені з загартованими, поліпшеними і нормалізованими зразками, показують, що незважаючи на те, що межа міцності при знакопостійному навантаженню розтяганням загартованих зразків значно перевищує межу міцності нормалізованих зразків, загартування лише несуттєво підвищує границю фретинг-утоми.

В авіаремонтному виробництві застосовуються методи хіміко-термічної обробки, які дозволяють одержати дифузійні шари у вигляді композиційних структур з високою твердістю. Азотування, карбонітрування і цементация сталі 34CrAlMo_5 [522] збільшили границю фретинг-утоми на 50%. Автори зв'язують це з незначним захопленням дифузійних шарів. Залишкові напруження стиску досягають 1155 МПа, які падають до нуля на глибині 200 мкм. Це дозволяє збільшити межу утоми при фретингу сплаву Al-4Cu-Mg з 77 до 181 МПа [523]. Слабкі сліди фретингу азотованої сталі 38CrMoAl були виявлені після 50000 циклів при випробуваннях на фретинг-утому з навантаженням 38 Н [524–526]. Алітування показує в 4 рази більшу зносостійкість при фретингу у порівнянні з нормалізованою сталлю 45 [525]. Це зв'язано з тим, що при алітуванні утворюється плівка, що володіє високими захисними властивостями. Однак алітування на глибину до 0,1–

0,2 мм приводить до зниження утомленої міцності сталі. Тому даний вид обробки проводять з насиченням поверхневого шару на глибину до 0,05 мм.

В роботі показано [412], що алітування неоднозначно впливає на фретинг-утому. Досліди на втомлену міцність показали негативний вплив алітованого шару, що пояснюється високою крихкістю дифузійного шару, який містить значну кількість алюмінію. В умовах одночасної дії циклічного навантаження і контактної взаємодії на поверхні зразка повного руйнування дифузійного шару не спостерігалось. Руйнування зразків здійснюється поза зоною фретинг-корозії. Тому для сталі 30ХГСА алітування не доцільне в області малоциклової втоми. Позитивний ефект досягається тільки після $(400-500) \times 10^3$ циклів, що дозволяє підвищити втомлену міцність на 10%.

Борування сталі 30ХГСА в умовах фретинг-утоми дозволило підвищити циклічну міцність до 35%. Дифузійне хромування сталі завдяки високій твердості карбідного шару стримує руйнування поверхневого шару зразків в умовах фретинг-утоми. Підвищення втомленої міцності складає приблизно 20-25%. Негативний вплив на фретинг-утому має несучільність дифузійного шару, що сприяє більш швидкому перетворенню крапкових дефектів у мікротріщини. Але висока тривалість технологічного процесу та інші недоліки стримують застосування цього методу у промисловості.

Ванадування поверхневого шару сталі 30ХГСА дозволяє досягти високу чистоту поверхні деталі і забезпечити підвищення циклічної міцності в умовах фретинг-утоми майже до 30%. Зміцнення поверхневого шару сталі 30ХГСА міддю не дозволяє підвищити зносостійкість в умовах фретинг-корозії. Втомлена міцність знижується за рахунок наводнення основи і самого покриття, що викликає крихкість поверхневого шару.

Фосфатування поверхневого шару сталі 30ХГСА не показала суттєвої зміни зносостійкості деталей в умовах фретинг-корозії і втомленої міцності. Анодування дозволяє підвищити довговічність деталей на 6–8% за рахунок підвищеної зносостійкості твердої анодної плівки і її позитивного впливу на втомлену міцність за рахунок згладжування концентраторів напружень.

Але отримані багатьма авторами експериментальні результати носять абсолютно протилежні результати. Так Кларк і Райт показали, що насичення контактуючих поверхонь фосфором і сіркою значно підвищують опір зношуванню при фретингу, тоді як Уотерхаус і Елерон довели, що така обробка погіршує характеристики фретинг-утоми [543].

Таким чином, дифузійні процеси, як правило, збільшують утомлену міцність при фретингу. Застосування покриттів як металевих, так і неметалевих, переслідує мету запобігти фретинг-корозії і підвищити фретингостійкість за рахунок перенесення відносного руху контактуючих поверхонь в шар покриття.

Простий і доступний метод підвищення фретингостійкості - це застосування гальванічних покриттів [552]: електролітичне покриття нікелем сталі, що містить С-0,22%, Мп-0,65%, збільшило границю фретинг-утоми на 61% [528], покриття кадмієм і цинком сталі 65Г відповідно на 23 і 27% [529], електролітичне нанесення водню на сталі 65Г и 38Х2Н2МА в 1,5–4 рази [530]. Непогані результати показали багат шарові покриття на основі м'яких металів міді, свинцю, олова. Застосування двошарових покриттів на основі твердої композиції Ni-Cr-B-Si і гальванічної міді, усунуло фретинг фланцевих поверхонь корпусних деталей вантажних автомобілів [531].

У роботі [532] випробувалися м'які сталі з гальванічним покриттям з Ni-Co. Спостерігалось збільшення фретинг-втомної витривалості на 58% при товщині покриття 25 мкм.

Важливим напрямком в удосконалюванні ремонту деталей авіаційної техніки є науково-обґрунтований пошук сучасних, прогресивних маловитратних методів відновлення деталей та вузлів авіаційної техніки, впровадження яких передують моделювання роботи трибовузлів, встановлення впливу зовнішніх чинників на їх працездатність, вивчення процесів, що розвиваються на поверхнях тертя.

Такими методами сьогодні є захисні покриття, що наносяться різними сучасними методами. Захисні покриття в умовах фретинг-утоми повинні поєднувати одночасно високу зносостійкість при фретинг-корозії і позитивний вплив на втомлені характеристики.

Застосовують газотермічне напилювання металевих покриттів з високими триботехнічними характеристиками для підвищення фретингової стійкості вузлів авіаційних ГТД [544]. Непогані результати спостерігалися при використанні покриттів сплавом алюмінію з 1% Zn на сплавах алюмінію, молібденових покриттів на сталі й ін. [558]. Металізація сталевих деталей молібденом на порядок підвищує зносостійкість і більш ніж на 30% фретинг-утомну міцність [532].

При імплантації іонів барію фретинг-втомна міцність збільшилася більш ніж на 30%. У спробі подальшого збільшення міцності перед імплантацією проводили кулькову обробку. Межа утоми виросла до 360 МПа, що дорівнює по величині для зразків з покриттям, отриманим плазмовим напилюванням, електро- і хімічним осадженням [534]. Вважають, що підвищення фретинг-утоми від впровадження іонів швидше за все зв'язано зі зменшенням зносу, чим з підвищенням циклічної міцності. Застосування іонної імплантації ускладнюється використанням високих прискорених напружень, що складають від десятків тисяч до мільйонів вольтів.

Збільшення зносостійкості при фретингу пояснюється в деяких випадках формуванням плівок м'яких оксидів, що зменшують силу тертя, утворенням дрібнодисперсних високоміцних включень типу карбідів, нітридів, боридів, що дозволяють одержувати гетерогенну структуру. Включення забезпечують високу несучу здатність плям фактичного контакту, а грузла матриця - властивості, що демпфують.

В роботі [534] використовується група твердих покриттів з неметалевими включеннями в металевій матриці (наприклад, карбіди хрому і вольфраму у нікелі чи нікелевій або хромовій матриці). Більшість цих покриттів звичайно використовують для гальмування процесу фретингу, а не фретингової утоми [535]. Було доведено [458], що хром і нікель не дали очікуваних результатів унаслідок дефектів у покриттях, що ініціювали виникнення тріщин.

Головною перевагою м'яких металевих покриттів при фретинг-утомі є їхня здатність зменшувати фрикційні сили при контакті. Доказом цього є використання тонкошарових м'яких металевих покриттів на поверхнях [531].

Однак у [536] показано, що не завжди доцільно зменшувати фрикційні сили в контакті, тому що це може викликати передчасну втомлену поломку з'єднань.

Метою нанесення неметалевих покриттів, зокрема, полімерних, є запобігання інтерметалевого контакту і затримування в такий спосіб процесу утворення містків зварювання, що є однією з характерних рис на ранніх стадіях фретинг-процесу. Покриття можуть також зменшувати коефіцієнт тертя між поверхнями. У деяких випадках відзначався сприятливий вплив зворотного ефекту покриттів, а саме, збільшення коефіцієнта тертя і зменшення прослизання. Стверджується [468], що і фосфатні, і анодовані покриття погіршують втомлене поводження матеріалу. Ступінь зниження залежить від покриття і використовуваного процесу. Тонкі покриття можуть збільшити втомлену довговічність завдяки корозійному захисту, що з'явився, і зменшеній імовірності розвитку тріщин у покритті. Товсте покриття і рівень напружень звичайно приводять до більш короткої довговічності. При оцінці захисної дії неметалевих покриттів в умовах фретингової втоми необхідно враховувати можливий їхній вплив на втомлену міцність матеріалу, тому що у таких випадках процес покриття зв'язаний із зануренням поверхні, що захищається, у середовище. Це приводить до наводнення поверхневого шару, а отже, і до зменшення втомленої міцності. Тому важливо відзначити, що всі ці негативні супутні ефекти, зв'язані з нанесенням покриттів, можуть знизити втомлену міцність у більшому ступені, чим ушкодження від фретинг-корозії.

Багато авторів зв'язують корисний ефект неметалевих покриттів і прокладок із простим запобіганням несучих металевих поверхонь, імовірно, на основі допущення, що ступінь ушкодження при зношуванні зменшується і це саме по собі поліпшити поводження матеріалу при фретинг-утомі. Однак ця точка зору занадто спрощує суть справи. Той факт, що потрібно невелика вада при зносі, щоб викликати поломку при фретинг-утомі, а також результати [536], припускають, що напруження, вироблені при ковзанні, мають набагато більше значення, чим видалення матеріалу.

У роботі [537] встановлено, що покриття з деяких полімерних матеріалів, наприклад, фторопластові, мають високий опір руйнуванню. Результати досліджень щодо використання неметалевих покриттів для захисту від фретинг-корозії кулькових і роликів підшипників наводяться у роботі.

Застосування покриттів в умовах фретинг-утоми вимагає визначеної обережності. Показано [541], що покриття, які ефективно знижують зношування при фретингу, не обов'язково підвищують стійкість до фретинг-утоми і що деякі захисні покриття можуть негативно впливати на втомлені властивості основного металу. Виявлено, що початок втомленого руйнування зв'язано з особливостями, викликаного фретингом викрашування поверхні.

Таким чином, розмаїтість апробованих засобів і методів зменшення зношування при фретингу і фретинг-утомі, вказує на складність існуючої проблеми і відсутність універсального методу захисту від цього виду руйнування контактуючих поверхонь. Більшість запропонованих методів розроблені для окремих випадків і конкретними умовами роботи конструкції і застосування різних покриттів при даних умовах може давати зовсім протилежні результати.

Аналіз показав, що одночасно з процесами фретингу й втоми присутній процес абразивного зносу, яким зневажувати неможливо. В цих умовах роботи мають більші переваги дискретні поверхні, які за своїми характеристиками дозволять значно покращити експлуатаційні характеристики трибосполучень важконавантажених деталей техніки.

Таким чином, можна відмітити значну актуальність проблеми фретинг-втоми дискретних поверхонь, її складність і маловивченність.

Висновки до розділу 1. Мета та задачі дослідження

1. Проблема тертя та зношування деталей вузлів і механізмів належить до числа найбільш складних проблем машинобудування. Деталі ТСП працюють в

екстремальних умовах експлуатації під дією високих статичних та динамічних навантажень, в широкому діапазоні швидкостей тертя, температур, за різних режимів мащення. Терміни служби та ресурси ТСП значною мірою залежать від довговічності деталей трибосполучень, адже близько 80–90% відмов техніки відбувається в результаті поверхневого руйнування, 30...40 % передумов до дострокового знімання виробів з експлуатації зумовлено недостатньою міцністю поверхні деталей та низькою їх зносостійкістю. Тому одним із основних завдань сучасного виробництва ТСП є підвищення надійності деталей і вузлів тертя за рахунок застосування сучасних, прогресивних технологічних рішень.

2. Аналіз статистичних даних про знос деталей і вузлів ТСП техніки свідчать, що втрати ваги через зношування деталей нерухомих трибосполучень складають 0,01%, а лінійного розміру – 0,08%; деталі рухомих трибосполучень, які працюють за схемою "вал-втулка", втрата ваги складає 0,75%, а лінійного розміру – 0,95%; деталі рухомих спряжень "вал - підшипник ковзання" мають середній знос, що відповідно не перевищує 0,15 мм та 0,13 мм. Зі всієї сукупності робочих поверхонь валів 46% зношуються до 0,3 мм; 27% – від 0,3 до 0,6 мм; 19% – від 0,6 до 1,2 мм і 8% – більше 1,2 мм. З них найбільшу кількість (понад 80%) мають знос до 0,6 мм.

3. Умови роботи деталей ТСП пов'язані з одночасним протіканням різних видів тертя і зношування, граничного мащення. Зношування деталей у більшості вузлів відбувається внаслідок окислювальних процесів, утворення і руйнування поверхневих плівок чи у сукупності цих процесів з абразивним впливом твердих забруднень, що накопичуються в олії. Значно впливають на працездатність деталей втомні пошкодження, фретинг-корозія, або одночасна їх дія - фретинг-утома. В наслідок цього до 90% обсягу відмов спричиняють процеси тертя та зношування. Виникнення того чи іншого виду тертя і зношування обумовлено характером навантаження вузлів й умовами взаємодії в ньому контактних поверхонь. Таким чином, можна відмітити значну актуальність проблеми тертя і зношування деталей ТСП, її складність і маловивченність.

4. Статистика застосування різних способів відновлення зношених деталей на ремонтних підприємствах встановила, що існуючі способи не завжди дозволяють

забезпечити постійно зростаючі вимоги до надійності і довговічності трибосполучень в екстремальних умовах одночасного протікання різних видів тертя і зношування. Суцільні захисні структури, які формуються на поверхні деталей при їх відновленні, не завжди дозволяють забезпечити надійність і довговічність трибосполучень в екстремальних умовах експлуатації. Важливим напрямком вирішення даних проблем є науково-обґрунтований пошук і розвиток методів зміцнення та модифікації поверхонь тертя, серед яких найбільшу ефективність і економічну доцільність показали комбіновані технології інженерії поверхні. За останні десятиліття інженерія поверхні набуває все більш вагоме значення у більшості галузей сучасного машинобудування. Її інноваційний характер розвитку охоплює комплекс наукових напрямків різних наук і знань, об'єднує методи цілеспрямованої зміни фізико-хімічних властивостей поверхневих шарів матеріалів шляхом деформування, модифікування, нанесення плівок, покриттів, захисних шарів різними методами та їх комбінаціями.

5. Однією з таких технологій сьогодні є методи створення дискретних поверхонь, суть яких полягає в заміні традиційного суцільного шару поверхні на переривисту мозаїчно-дискретну структуру. Дискретні поверхні дозволяють забезпечити необхідну зносостійкість трибосполучень в екстремальних умовах експлуатації, де суцільні захисні покриття втрачають свою працездатність. Все це підтверджує актуальність проведення наукових досліджень в цьому напрямку.

6. Постійне зростання кількості методів, публікацій, наукових груп стосовно досліджень в області дискретних поверхонь свідчить, що даний напрямок все більше і більше приваблює трибологічне суспільство усього світу. Цікаво, що практично всі ці фундаментальні роботи є експериментальними по своїй природі, і більшість з них ґрунтуються на ідеї, що дискретні ділянки представляють собою мікрорезервуари для утримання мастильного матеріалу чи мікропастки (капкани) для уловлювання продуктів зносу. Як правило, оптимізація параметрів дискретної поверхні здійснюється за допомогою методу проб і помилок. Але ж більш детальних досліджень в цьому напрямку не проводилось.

7. На підставі аналізу існуючих методів створення дискретних поверхонь, які застосовуються як в нашій країні, так і за кордоном, та вимог до геометричних та фізико-механічних параметрів поверхневих шарів деталей встановлено, що найбільш перспективним, малозатратним і маловивченим є технології створення дискретних поверхонь з поглибленими дискретними ділянками механічним способом у вигляді лунок (текстуровані лункові поверхні). Однак широкому впровадженню даного методу у практику машинобудування заважають відсутність системних досліджень процесу формування зносостійких дискретних поверхонь для конструкційних матеріалів, з яких виготовлені деталі і вузли ТСП, недостатня вивченість закономірностей їх зношування при різних видах тертя та зношування, напружено-деформованого стану, фізико-механічних властивостей шарів, відсутність даних вибору оптимальної текстури дискретної поверхні за критеріями максимальної зносостійкості. Крім того, існуючі на цей час підходи до застосування даної технології використовують лише окремі її потенційні можливості. Отримання таких даних надасть можливість науково-обґрунтувати вибір найкращої дискретної поверхні з оптимальними конструктивно-технологічними і експлуатаційними параметрами за умов отримання високих триботехнічних характеристик і властивостей для різних видів тертя та зношування, що в сукупності дозволить реалізувати концепцію багатофункціонального призначення дискретних поверхонь з підвищеними фізико-механічними і триботехнічними властивостями на сталевих деталях вузлів тертя ТСП.

Отже, вирішення проблеми підвищення зносостійкості деталей ТСП потребує подолання існуючого протиріччя між наявною потребою оновлення парку ТСП, обмеження фінансового ресурсу і виробничих потужностей промислових підприємств машинобудівної галузі України та відсутністю науково-методологічного апарату аналізу й синтезу процесу модифікації поверхневого шару деталей трибосполучень ТСП, що працюють в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при різних видах тертя та зношування. Це протиріччя породжує актуальну наукову проблему, у створенні і практичному використанні нових високоефективних ресурсозберігаючих технологій управління

функціональними властивостями деталей ТСП за рахунок направлено створення зносостійких поверхневих шарів з поглибленими дискретними ділянками і управління їх властивостями в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при різних видах тертя та зношування.

Науковою та методологічною основою вирішення існуючої проблеми є застосування комплексного підходу проведення наукових досліджень, який включає технологічні, розрахункові методи, метод багатофакторного планування експерименту, математичної статистики, скінченно-елементного аналізу, експериментальні, фізичні і хімічні методи досліджень (рис. 1.21).

Мета роботи полягає у підвищенні зносостійкості робочих поверхонь деталей ТСП з текстурованою лунковою структурою шляхом встановлення закономірностей впливу оптимальної геометрії дискретних ділянок та її напружено-деформованого стану на процеси тертя і зношування в екстремальних умовах експлуатації.

Для вирішення поставленої мети в роботі були сформульовані наступні основні наукові і прикладні завдання:

1. Розробити концептуальний підхід створення зносостійких ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом іонно-плазмового термоциклічного азотування (ІПТА).

2. Встановити закономірності виникнення технологічних залишкових напружень в процесі формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками. Дослідити вплив іонного азотування, структурно-фазового складу та фізико-механічних властивостей поверхневого шару на рівень напружено-деформованого стану як окремої дискретної ділянки, так і дискретної поверхні в цілому.

3. Встановити закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ІПТА, в умовах абразивного зношування при терті не жорстко закріпленими абразивними частками. Дослідити вплив зернистості абразивних часток на зносостійкість ТЛП. Методом математичного моделювання визначити оптимальну текстуру ТЛП для заданих умов експлуатаційного навантаження.

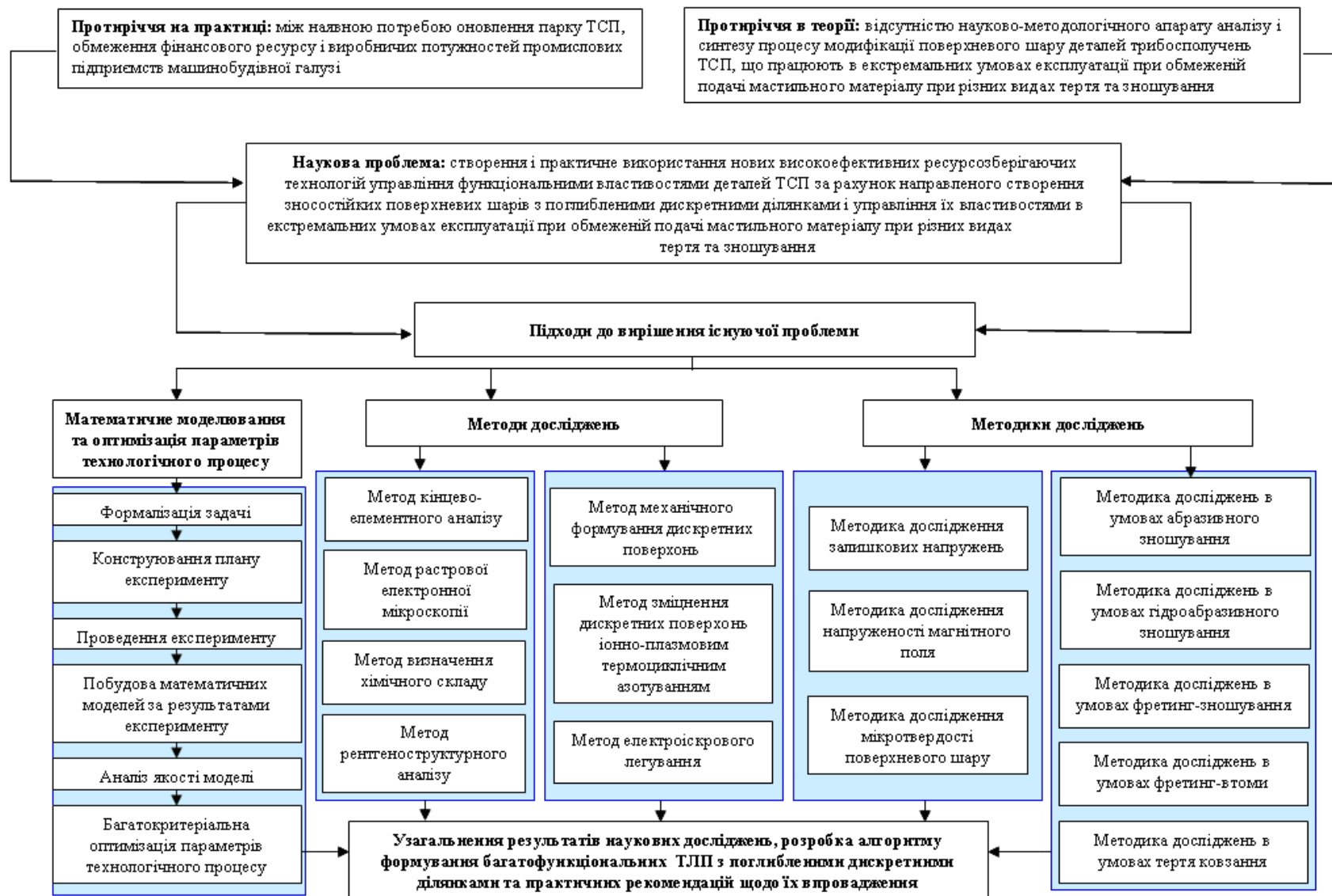


Рисунок 1.21 – Постановка проблеми та загальна схема проведення досліджень

4. На основі комплексних досліджень встановити закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, в умовах граничного мащення при фретинг-зношуванні. Побудувати модель зношування та сформувані системні уявлення про закономірності і процеси, які відбуваються у тонких поверхневих шарах ТЛП. Методом математичного статистичного аналізу розкрити зв'язок конструктивно-технологічних параметрів ТЛП з триботехнічними характеристиками для різних умов експлуатаційного навантаження. Розкрити механізм впливу напружено-деформованого стану і температури в поверхневому шарі ТЛП на триботехнічні характеристики.

6. Дослідити та встановити границю витривалості сталевих деталей з ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, в умовах фретинг-утоми, визначити закономірності впливу фретингу і циклічного навантаження на довговічність вузлів тертя.

7. Встановити закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, при терті ковзання в умовах обмеженої подачі мастильного матеріалу. Розкрити механізм мастильної дії ТЛП у напрямку регенерації граничної мастильної плівки. Встановити закономірності впливу напруженості магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування з поверхні тертя в дискретні ділянки. Методом регресивного аналізу встановити оптимальну текстуру ТЛП при обмеженій подачі мастильного матеріалу.

8. Розробити алгоритм підвищення зносостійкості деталей вузлів тертя з ТЛП з поглибленими дискретними ділянками та запропонувати для практичного використання розроблені наукові положення на виробничих підприємствах машинобудівної галузі України.

РОЗДІЛ 2

МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ ДОСЛІДЖЕНЬ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ

Вибір методології досліджень текстурованих лункових поверхонь (ТЛП) з поглибленими дискретними ділянками визначався метою і задачами досліджень. Враховуючи складність процесів, що протікають при роботі важконавантажених деталей і вузлів трибосистем ТСП, було застосовано комплексний підхід проведення досліджень лункових поверхонь, який включає експериментальні, розрахункові методи, методи багатофакторного планування експерименту та математичної статистики, скінченно-елементного аналізу, фізичні, хімічні та ін.

Кожна із приведених методик має визначену методологічну направленість, переваги, погрішності, діапазон дії, що дозволяє отримувати необхідну інформацію щодо аналізу властивостей ТЛП. Вибрані для дослідження методи максимально доповнюють кожен і дозволяють з максимальною достовірністю моделювати умови роботи деталей з дискретними поверхнями. Тільки їх сумісне і паралельне використання буде сприяти коректному рішенню теоретичних і експериментальних задач.

Для забезпечення проведення комплексних досліджень ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в якості об'єктів дослідження були вибрані зразки із конструкційних сталей 30ХГСА. Шорсткість робочих поверхонь доводилась до $R_a=0,32-0,63$ і контролювалася профілограф-профілометром моделі 296 з цифровим відліком і індуктивним перетворювачем (ТУ 2-034-4-83), який дозволяє вимірювати параметр шорсткості R_a згідно ГОСТ 2789-73. Мікротвердість вимірювалася за допомогою мікротвердоміра ПМТ-3М, кут між протилежними гранями алмазної пірамідки – 136° , навантаження – 0,98 Н, час витримування під навантаженням – 20 с, крок вимірювання по товщині зразка – 30–40 мкм. Визначали середнє значення мікротвердості за результатами п'яти вимірювань.

2.1 Методика математичного моделювання технологічного процесу

Для управління технологічним процесом формування ТЛП та ефективного аналізу отриманих результатів необхідно виявити взаємозв'язок факторів, що визначають хід процесу, і представити їх у вигляді математичної моделі. Математична модель дозволяє отримати інформацію про процеси, які протікають в об'єкті, розрахувати його характеристики та використати отриману інформацію для управління об'єктом в процесі моделювання [545]. При побудові математичної моделі технологічного процесу, як правило, обмежуються спрощеним уявленням про об'єкт у вигляді “чорного ящика”, в основі якого лежить ідея Н. Вінера [546]. Входом об'єкта є вхідні параметри (фактори), а на виході отримують значення параметрів, що характеризують стан об'єкту дослідження. На такий об'єкт впливають чотири групи факторів, які і визначають його стан [547, 548]. Математична модель такого об'єкту дослідження модно представити у наступному вигляді:

$$Y = f(X_i, V_j, Z_k),$$

де Y – значення вихідного параметру, який є критерієм оптимізації;

X_i – сукупність значень вхідних параметрів, які контролюються і управляються та в ході досліджень можуть цілеспрямовано змінюватися. До них відносяться конструктивні, технологічні та експлуатаційні фактори;

V_j – сукупність значень параметрів, що контролюються, але не управляються. В ході експериментальних досліджень вони не змінюються;

Z_k – сукупність параметрів, що не управляються і не контролюються. Вони дають інформацію про об'єкт, їх неможливо вимірювати кількісно.

На вищезгадані параметри вводять обмеження, тому що на практиці при побудові моделі такі співвідношення отримати неможливо. Кожний з параметрів може змінюватися у визначених межах, що зумовлені нижньою й верхньою межами: $X_{iH} \leq X_i \leq X_{iB}$, $V_{jH} \leq V_j \leq V_{jB}$, $Z_{kH} \leq Z_k \leq Z_{kB}$. Вихід хоча б одного з параметрів за ці межі приводить до порушення нормального протікання технологічного процесу.

Задача полягає в тому, щоб при фіксованих параметрах V_j і Z_k вибрати такі значення X_i , при яких параметр оптимізації Y досягає оптимальної величини. Тобто, необхідно оптимізувати функцію $Y = f_{opt}(X_i = \text{var}; V_j = \text{const}; Z_k = \text{const})$, при $X_{iH} \leq X_i \leq X_{iB}$ [549, 550].

Функція відгуку, яка є статистичною математичною моделлю об'єкту, пов'язує параметр оптимізації Y із змінними параметрами, якими варіюють при проведенні досліджень: $Y = f(X_1, X_2, X_3, \dots, X_k)$. Змінні параметри X_i прийнято називати факторами, координатний простір із координатами $X_1, X_2, X_3, \dots, X_k$ – факторним простором, а геометричне зображення функції відгуку у факторному просторі – поверхнею відгуку.

Вираз функції відгуку при досить обмежених знаннях про механізм технологічного процесу аналітичний невідомий. Тому приходиться обмежитись представлення функції відгуку поліномом [551]:

$$Y^* = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{i=1}^k b_{ii} x_i^2 + \sum_{i<j}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i<j<l}^k b_{ijl} x_i x_j x_l, \quad (2.1)$$

де Y^* – розрахункове значення параметру оптимізації;

b_0, b_i, b_{ii}, b_{ij} – вибіркові коефіцієнти, які можна отримати методами регресійного аналізу, використовуючи результати експерименту.

Отже, побудова математичної моделі є необхідним елементом експериментального дослідження. Наступним важливим кроком є використання математичної моделі для отримання загальних закономірностей аналізуючого процесу, або конкретних числових залежностей між величинами, що розглядаються.

Побудова математичної моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками на деталях ТСП проводилось за наступними етапами [552, 553]: формалізація задачі, побудова плану експерименту, проведення експерименту, попередній статистичний аналіз результатів експерименту, побудова математичних моделей за результатами експерименту, аналіз якості отриманої моделі, проведення розрахункового експерименту з використанням побудованих моделей, формування висновків та рекомендацій.

Вказані дії є технологічним процесом отримання та обробки інформації при вирішенні задач моделювання та оптимізації, метою якого є отримання максимальної кількості достовірної інформації при обмеженнях на ресурси, що для цього використовуються. Від організації цього процесу та засобів, що використовуються, в значній мірі залежить кінцевий результат: достовірність інформації, кількість (об'єм та повнота), розмір витрат [554].

Особливістю технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками є те, що при вирішенні складних задач неправильне виконання ранніх етапів неможливо виправити на послідуєчих етапах. Тому на кожному етапі використано найбільш ефективні з точки зору отримання кінцевого результату методів та засобів їх реалізації [555, 556].

Побудова математичної моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками на деталях ТСП починається з етапу - формалізація задачі, яка означає формування прикладної задачі дослідження за визначеними критеріями у тому вигляді, який необхідний для її рішення експериментально-статистичними методами. Формалізація включає наступну послідовність дій: визначення прикладної мети дослідження, аналіз і структуризація об'єкту дослідження, вибір засобів і методів рішення, визначення необхідних ресурсів.

Для визначення прикладної мети дослідження потрібно одержати модель і за допомогою обчислювального експерименту провести пошук оптимальних технологічних режимів формування ТЛП, що забезпечують мінімальні значення напружено-деформованого стану (НДС), абразивного зношування, зношування при фретингу та інших видів тертя і зношування конструктивних елементів трибосполучень ТСП.

Аналіз й структуризація об'єкту дослідження полягає у виборі критеріїв оптимізації, складанні переліку незалежних факторів і визначенні складу контрольованих некерованих і керованих факторів, рівнів варіювання для керованих і рівнів фіксації для некерованих факторів. В роботі оптимізація технологічного процесу буде проводитися за результатами експериментальних досліджень ТЛП, де

метою визначеного критерію оптимізації є \min або \max . Щоб одержані результати не виходили за межі фізичного існування критерію було накладено відповідне обмеження.

За результатами аналізу та структуризації об'єкту дослідження заповнюються таблиці, які несуть інформацію про незалежні фактори, які в процесі експерименту контролювалися та фіксувалися. Для керованих незалежних факторів заноситься інформації у вигляді: назва змінної та її одиниця виміру, значення рівнів варіювання, крок зміни.

Кількість проведених дослідів напряму залежать від ресурсів. Так при дослідженні з метою одночасного одержання математичної моделі та пошуку оптимальних умов, то будується спочатку модель, а потім проводиться пошук оптимальних умов. При такому підході в задачах з великою кількістю факторів вдається отримати результат при менших затратах на експеримент. При виконанні робіт досягається компроміс між метою та виділеними ресурсами. Результатом проведеної роботи є остаточний вибір рівнів (2, 3, ...) варіювання незалежних змінних (k_1, k_2, k_3) і видача завдання на генерацію плану у вигляді виразу $2^{k_1} \times 3^{k_2} \times 4^{k_3} // N$ [555].

Кількість дослідів до плану для побудови моделі розраховуються за наступною формулою [552]:

$$N = (1,5 \dots 2,0) \left(1 + \sum_{i=1}^m (F_i - 1) \right),$$

де N – кількість дослідів;

m – число незалежних змінних (факторів);

F_i – число рівнів варіювання для кожної незалежної змінної.

Ця формула базується на припущенні, що розподіл відносної сили впливу ефектів, відповідальних за процес, відбувається за експонентою. Для практичних цілей автори [552] пропонують використовувати табл. 2.1.

Наступним етапом після проведення формалізації є конструювання плану експерименту, від якого залежить об'єм інформації, яку отримаємо, її якість та надійність, а також зусилля, які необхідно витратити на її отримання. Необхідні такі

плани, які для невідомої раніше структури рівняння регресії будуть забезпечувати отримання стійкої, інформативної і адекватної математичної моделі. Цим вимоги задовольняють робастні плани експерименту [557].

Таблиця 2.1 – Залежність кількості експериментів від факторів варіювання

Кількість факторів	Кількість експериментів
до 4	8
5...8	16
9...16	32
17...24	64

В роботі пропонується використовувати план експерименту, що згенерований на основі ЛП_t - чисел, тому, що такі плани мають ряд переваг, а саме: ці плани одночасно є і планами пошуку оптимальних умов і дозволяють більш глибоко аналізувати область, що досліджується; можуть бути використані як послідовні, тобто витрати можуть збільшуватися поступово і попередні результати поєднуються з наступними; при “випаданні” одного з експериментів властивості плану погіршуються в межах, що дозволяють його використовувати [552, 555]. Під час конструювання плану експерименту враховано наявність кількісних та якісних факторів. Якщо фактори якісні, то крок рівнів їх варіювання задавався рівномірним. У разі кількісних факторів, при безперервному рівні їх варіювання, крок не задавався.

Вихідними даними для генерації матриці плану є максимальна кількість пробних дослідів, що можуть бути проведені на даному етапі оптимізації, і кількість факторів - незалежних параметрів, що впливають на критерії якості. Результатом має бути матриця пробних точок XW, кожен рядок якої є умовами одного пробного дослідів. Основою для побудови матриці XW є кількість дослідів для кількості факторів, що змінюються кожна безперервно на відрізьку. В подальшому здійснюється переведення одержаної матриці XW з кодіваних змінних до натуральних [552].

Розрахунок значень здійснюють за наступною формулою [558]:

$$x_{ij} = \sum_{k=1}^m 2^{-k+1} \left\{ \frac{1}{2} \sum_{l=k}^m [2\{i2^{-l}\}] \cdot [2\{r_j^{(l)} \cdot 2^{k-1-l}\}] \right\}, \quad (2.2)$$

де $m = 1 + \left\lceil \frac{\ln i}{\ln 2} \right\rceil$;

$r_j^{(l)}$ – значення з таблиці опорних чисел;

$[\dots]$, $\{\dots\}$ – добуток цілої і дробової частин числа відповідно;

i, j – номер досліду і параметру (змінної) відповідно.

Побудова плану експерименту в роботі проводилося за допомогою пакету прикладних програм “Планування, регресія і аналіз моделей” (ППП ПРИАМ) [554, 559, 560]. План експерименту представляє собою матрицю, кожний рядок якої містить кодовані значення незалежних змінних для кожного рівня. Для планів на базі ЛП_т кодовані значення рівнів представляють собою десятковий дріб в інтервалі від 0 до 1. Для цих планів перехід від кодованих значень до натуральних здійснюється за наступною формулою:

$$X_{ij} = X_{\min j} + Q_{ij} \times (X_{\max j} - X_{\min j}), \quad (2.3)$$

де X_{ij} – натуральне значення j -го фактору в i -му досліді;

$X_{\max j}$, $X_{\min j}$ – максимальне і мінімальне значення j -го фактору;

Q_{ij} – кодоване значення j -го фактору для i -го досліду.

Наступним етапом є проведення експериментальних досліджень, під час якого необхідно слідкувати за ретельним їх виконанням не тільки з точки зору прикладної області, але для задоволення вимог статистики. Після визначення необхідної кількості експерименту проводиться перша серія експериментів згідно плану, що згенерований на основі ЛП_т – чисел. Після проведення всієї серії експериментів визначається найкраща, за вибраним критерієм якості, точка. При існуванні декількох критеріїв оптимізації, для визначення найкращої точки використовується функція “багатопараметрична оптимізація”.

Після проведення експерименту проводиться попередній статистичний аналіз або попередня обробка результатів, яка дозволяє оцінити і відкинути грубі помилки, та розрахувати середнє значення відгуку та дисперсії за кожним дослідом. Після

цього перевіряється однорідність дисперсій за допомогою критерію Кохрена та розраховується дисперсія відтворюваності. Розрахунок значення критерію Кохрена здійснюється за формулою:

$$G = \frac{S_{\max}^2}{\sum_{i=1}^N S_i^2}, \quad (2.4)$$

де S_{\max}^2 – максимальна з дисперсій;

S_i^2 – дисперсії, що розраховуються в кожному експерименті за повторним (дублюючим) дослідом за формулою:

$$S_i^2 = \frac{\sum_{j=1}^n (Y_{ij} - \bar{Y}_i)^2}{n-1},$$

де \bar{Y}_i – середнє значення відгуку в i -му досліді;

Y_{ij} – значення відгуку в i -му досліді при j -му повторенні;

n – кількість дубльованих дослідів.

Отриманий результат порівнюється з табличним, і якщо $G_{\text{роз}} < G_{\text{таб}\alpha, n-1, N}$, то гіпотеза про однорідність приймається і дисперсія відтворюваності розраховується за формулою:

$$S_{\text{відмоср.}}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^n (Y_{ij} - \bar{Y}_i)^2}{(n-1)N}, \quad (2.5)$$

де N – кількість дослідів;

n – кількість дослідів, що дублюють, в i -ій строчці матриці планування;

\bar{Y}_i – середнє значення функції відгуку з n дослідів.

У випадку, якщо дисперсія дослідів неоднорідна, то експеримент необхідно повторити для отримання нормального результату.

Перед початком побудові математичної моделі, необхідно визначити можливість з отриманих даних отримати будь-яку закономірність. Формально це можна здійснити перевіркою приналежності до однієї генеральної сукупності дисперсії відносно загального середнього і дисперсії відтворюваності.

$$F^{poz.} = \frac{S_{відмов.}^2}{S^2} < F^{табл.}_{\alpha, N(n-1), N-1}. \quad (2.6) \quad S^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\bar{Y}_i - \bar{Y})^2}{N-1},$$

де \bar{Y} – загальне середнє, тобто середнє всіх середніх за стовпцем.

Позитивна відповідь на це питання буде означати, що із заданою ймовірністю у даних не міститься ніякої закономірності. Це говорить про те, що за об'єктивними причинами отримати якісну модель не вдасться. Тому необхідно знову проаналізувати умови проведення експерименту і саму формалізацію, а після цього, або провести нові дослідження в змінених умовах, або прийняти цей результат для врахування фактору відсутності статистично значимого зв'язку між незалежними змінними і відгуком для використання в подальших практичних значеннях.

Наступним етапом є побудова математичних моделей за результатами експерименту, який складався з вибору структури рівняння регресії та отримання оцінки коефіцієнтів регресії і їх статистичних характеристик. Отримана модель повинна бути такою, щоб її дійсно можна було використовувати для дослідження об'єкту, відповідати об'єкту не тільки за точністю пророкування результату, а і структура її повинна відображати дійсну структуру зв'язків між незалежними змінними та відгуком.

У програмі ППП ПРІАМ реалізована спеціально розроблена адаптивна процедура визначення структури, що є частиною технології і має високу ефективність. Отримання моделі і її характеристик в ППП ПРІАМ представляє собою поетапну процедуру. На першому етапі з початкової безлічі регресорів, що включають всі головні ефекти і всі взаємодії заданих типів, вибирається деяка кількість, яка повинна включати пошукову структуру моделі. Ця кількість вибирається так, щоб регресори, що входять до неї, мали найменший статистичний зв'язок один з одним і найбільший з – відгуком. На другому етапі за допомогою процедури покрокового регресивного аналізу визначається кінцева структура моделі. Якщо статистичні показники якості отриманої моделі не задовольняють поставленим вимогам, то обидва етапи повторюються до тих пір, поки не будуть досягнуті необхідні показники або виявлена неможливість їх задоволення [560]. Розрахунок коефіцієнтів математичної моделі проводить за формулами:

$$b_0 = \frac{\sum_{u=1}^N \bar{Y}_u}{n}, \quad (2.7)$$

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N Y_u \bar{X}_{iu}}{n}, \quad (2.8)$$

$$b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^N X_{iu} X_{ju} \bar{Y}_u}{n}. \quad (2.9)$$

Значущість коефіцієнтів рівняння регресії перевірялась за допомогою критерію Ст'юдента

$$t_{\text{поз.}} = \frac{|b_i|}{S_{b_i}}, \quad (2.10)$$

де b_i – значення i -го коефіцієнта регресії;

$$S_{b_i} = \frac{1}{N \cdot n} S^2 - \text{дисперсія коефіцієнтів регресії.}$$

Якщо $t_{\text{поз.}} \geq t_{\text{табл.}}$, то коефіцієнт рівняння регресії вважається значущим. Табличне значення критерію вибирається при кількості ступенів свободи $f = N \cdot (n - 1)$ та рівня значущості α . При $t_{\text{поз.}} < t_{\text{табл.}}$ гіпотеза щодо незначущості відповідного коефіцієнту приймається, тобто значення цього коефіцієнту знаходиться на рівні похибки експерименту. Його можна прирівняти нулю і не включати в рівняння регресії.

Для визначення придатності для використання отриманої моделі проводиться аналіз її якості, а саме перевірка на інформативність, адекватність та стійкість моделі. Найчастіше оцінкою інформативності є величина множинного коефіцієнта кореляції R , тобто кореляції між експериментальним значенням відгуку й значенням відгуку, що розрахований за моделлю.

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\hat{Y}_i - \bar{Y})^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{Y}_i - \bar{Y})^2},$$

де \hat{Y}_i – значення функції відгуку, що розраховане для i -го досліду за моделлю.

Чим ближче коефіцієнт кореляції до одиниці, тим інформативність моделі вища. Емпірично встановлено [561], що для активного експерименту величина коефіцієнт кореляції повинна бути не менше 0,96. Але це не є необхідною і достатньою умовою. Достатньою умовою є перевірка значимості коефіцієнту множинної кореляції за критерієм Фішера

$$F_R = \frac{S_R^2}{S_{зал.}^2} > F_{\alpha, V_R, V_{зал.}}, \quad (2.11)$$

де $V_R, V_{зал.}$ – ступені свободи для дисперсії, що пояснюється моделлю і залишковою дисперсією відповідно

$$S_R^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\hat{Y}_i - \bar{Y})^2}{(k-1)}, \quad S_{зал.}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\bar{Y}_i - \hat{Y}_i)^2}{(N-k)}$$

де k – кількість членів моделі.

Якщо розрахункове значення більше табличного із заданим рівнем значимості, то модель інформативна. Для того, щоб оцінити рівень інформативності кількісно, можна використати критерій Бокса-Веца. Значення γ критерію не нижче 2–3 говорить про те, що модель інформативна. Критерій γ визначається з наступного рівняння:

$$F_0 \cong (1 + \gamma) F_{\alpha, V_0, V_{зал.}}, \quad (2.12)$$

$$\text{де } V_0 = \frac{V_R(1 + \gamma)^2}{1 + 2\gamma^2}.$$

За критерієм Фішера здійснюється перевірка адекватності одержаної моделі [545, 549, 562]. При цьому порівнюються дисперсії адекватності й відтвореності. Розрахункове значення критерію визначається за формулою:

$$F_{роз.} = \frac{S_{ад.}^2}{S_{відтвор.}^2}, \quad (2.13)$$

$$\text{де } S_{ад.}^2 = \frac{n}{N-l} \sum_{i=1}^N (\bar{Y}_i - \hat{Y}_i)^2 - \text{дисперсія адекватності,}$$

l – кількість значущих коефіцієнтів у рівнянні регресії.

Якщо повторні досліді відсутні, модель рахується адекватною, якщо виконується умова: $\frac{S^2}{S_{залиш.}^2} > \frac{(N-k)F_{\alpha, k-1, n-k}}{(N-l)(1+(k-l)(N-k))}$. Табличне значення критерію адекватності вибирається при ступені свободи чисельника $f_1 = N-l$, знаменника $f_2 = N(n-1)$ та рівня значимості α ($\alpha = 0,05$) [561].

У випадку, якщо $F_{роз} \leq F_{табл}$, то можна з довірчою ймовірністю вважати, що модель адекватно описує процес. У протилежному випадку – модель неадекватна й потрібні неформальні дії для одержання адекватної моделі. Для цього можна перейти від лінійної моделі до моделі, в якій враховується не лінійність у вигляді добутку факторів

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{\substack{i,j=1 \\ i \neq j}}^k b_{ij} x_i x_j ,$$

а потім до моделі другого порядку

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{\substack{i,j=1 \\ i \neq j}}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^k b_{ij} x_i^2 .$$

Але, якщо і цього не досить, то можна змінити шкалу вихідної величини Y , або збільшити ступінь поліному за допомогою ортогональних поліномів Чебишева та за допомогою плану третього порядку. У іншому випадку, можна також провести новий експеримент, змінивши діапазони варіювання факторів, тобто область допустимих значень вхідних параметрів $x_i, i=1, 2, \dots, k$.

Під час аналізу стійкості розглядається таблиця мультиколінеарності та число обумовленості, яка складається з імен регресорів (у модель), коефіцієнта парної кореляції, коефіцієнта кореляції з відгуком. Таблиця мультиколінеарності дозволяє проаналізувати стійкість структури рівняння регресії при виконанні наступних умов, а саме: максимальний коефіцієнт парної кореляції між регресорами не перевищував би за абсолютною величиною 0,3–0,4; коефіцієнт парної кореляції з відгуком за абсолютною величиною повинен бути істотно більшим, ніж максимальний коефіцієнт кореляції з іншим регресором.

Наступний етап – проведення розрахункового експерименту, який представляє собою вже безпосереднє використання моделі для вивчення процесу. Для пошуку найоптимальнішої точки на основі експериментальних даних будуються багатофакторні математичні моделі критеріїв якості. Далі за цими моделями і отриманими результатами проводиться багатопараметрична компромісна оптимізація.

Під час розв'язання реальних задач багатопараметричної оптимізації постає проблема вибору важливості критеріїв оптимізації і призначення їм рангів та вагових коефіцієнтів, процедура визначення яких полягала у використанні експертних оцінок, згідно яких експерт оцінює важливість критеріїв оптимізації в порівнянні між собою. Після визначення вагових коефіцієнтів проводиться обробка одержаних результатів на предмет їх узгодженості. Визначення рангів здійснювалося за формулою

$$P_i = \frac{\sum_{i=1}^{n_i} M_i}{n_i} . \quad (2.14)$$

де M_i – значимість i -го показника;

n_i – кількість експертів в оцінці даного показника.

Вагові коефіцієнти визначалися як

$$K_i = 1 - \frac{P_i - P_{i \min}}{m - 1} \cdot d . \quad (2.15)$$

де P_i – ранг поточного i -го показника;

$P_{i \min}$ – ранг i -го показника, що має найважливіше значення;

m – кількість показників;

d – діапазон зміни вагових коефіцієнтів показників (0,5–1);

K_i – ваговий коефіцієнт i -го показника.

Для перевірки узгодженості висновків експертів застосовували коефіцієнт конкордації [563]

$$W = \frac{12}{m^2(n^3 - n)} \sum_{j=1}^n \left(\sum_{i=1}^m \left(R_{ij} - \frac{n+1}{2} \right) \right)^2 , \quad (2.16)$$

де n – кількість параметрів (об'єктів), що оцінюють експерти;

m – кількість експертів;

R_{ij} – ранг j -го об'єкта (параметра), призначений йому i -м експертом.

Перевірка статистичної значущості вибіркового значення W здійснювалось за допомогою розподіленої величини $\chi^2_{\alpha;n-1}$ (α – процентна точка, χ^2 – розподілу зі ступенями вільності $(n - 1)$), яку беруть з таблиці [564]. Наближене значення $\chi^2_{\alpha;n-1}$ дорівнює $m(n - 1)W$. Якщо умова $m(n - 1)W > \chi^2_{\alpha;n-1}$ виконується, то гіпотеза про

відсутність рангового множинного зв'язку між оцінками експертами параметрів має бути відкинута. Якщо задано кілька критеріїв оптимізації, то їх спільні значення вибирають використовуючи принцип компромісу за Парето [558, 565] $Y[x_1, x_2, \dots, x_k] = Y[y_1 = \min, y_2 = \max, \dots, y_k = \min] = opt$, основна ідея якого полягає у пошуку таких умов функціонування системи, за якими узагальнений критерій оптимальності її досягає екстремального значення.

В роботі, при оптимізації за моделями, використано метод випадкового пошуку на основі ЛП_τ рівномірно розподілених випадкових точок [552, 566, 567]. Це обумовлено тим, що метод випадкового пошуку дозволяє знайти глобальний екстремум, а не локальний, як усі інші методи. Із зростанням числа ітерацій використано метод випадкового пошуку на основі ЛП_τ сходиться, що в інших методах не гарантовано, а його ефективність не залежить від форми поверхні відгуку. Крім того, на функцію не накладаються ніякі обмеження, крім можливості обчислювати її. При ЛП_τ пошуку пробні точки в багатомірному просторі розміщені найкращим чином з точки зору зондування цього простору.

Алгоритм пошуку оптимальної точки у факторному просторі наступний[568]:

1. Здійснюється розрахунок значень критеріїв за моделями на основі одержаної матриці натуральних значень.

2. Розраховується узагальнений критерій оптимізації $y_{узаг}$.

$$y_{узаг} = \sqrt{\sum_{j=1}^m [1 - D_{jr}]^2 \cdot W_j^2}, \quad (2.17)$$

де $y_{узаг}$ – значення узагальненої цільової функції для r -го дослідження експерименту, яка у випадку пошуку оптимальних умов прагне до 0 ($y_{узаг} \rightarrow 0$) і є оцінкою близькості цієї точки до гіпотетичного оптимального значення, що дорівнює 1;

W_j – вага j -го критерію оптимізації (відгуку);

m – кількість критеріїв якості (відгуків);

D_{jr} – зведене до інтервалу 0...1 значення j -го відгуку (критерію оптимізації) у r -му дослідженні експерименту, залежно від обраної для певного критерію оптимізації мети це значення обчислюється за різними формулами, а саме [569]:

а) коли метою j -го критерію оптимізації (відгуку) є \max

$$D_{jr} = 1 - \frac{y_{j\max} - y_{jr}}{y_{j\max} - y_{j\min}},$$

де $y_{j\max}$ і $y_{j\min}$ – відповідно максимальне та мінімальне значення j -го критерію якості (відгуку) серед N дослідів (пробних точок);

б) коли метою j -го критерію оптимізації (відгуку) є \min

$$D_{jr} = 1 + \frac{y_{j\max} - y_{jr}}{y_{j\max} - y_{j\min}}.$$

3. Здійснюється пошук найменшого значення, обчисленого у кожній пробній точці узагальненого критерію оптимізації, якому відповідає максимальне значення $y_{\text{ефект}}$ ($y_{\text{ефект}} = 1 - y_{\text{узаг}}$). Отримана точка є оптимальною, а відповідний рядок з матриці натуральних значень є оптимальним значенням параметрів (факторів), що впливають на процес, що досліджується. Розрахунок за математичними моделями та результатами експериментальних досліджень значень критеріїв оптимізації у пробних точках є трудомістким. Тому в роботі було використано ППП ПРІАМ.

Останній етап пов'язаний з узагальненням досліджень, формулюванням висновків і рекомендацій щодо впровадження технологічного процесу формування на конструктивних елементах ТСП ТЛП з поглибленими дискретними ділянками. Необхідно відмітити, що особливістю описаної технології отримання інформації є те, що в ній вдалося позбавитися в значній мірі від двох основних недоліків класичної теорії планування експерименту та регресивного аналізу, які обмежують використання вказаних засобів – планування та обробки моделей заздалегідь заданої структури та обов'язкового використання стандартної області планування.

Необхідність оптимізації технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками на деталях ТСП при різних видах тертя та зношування пояснюється тим, що значна кількість технологічних параметрів дають технологам і конструкторам широкий ряд альтернативних варіантів. Ефективність прийнятих рішень буде залежати від обґрунтованого вибору критеріїв оцінки працездатності деталей з ТЛП у заданих умовах експлуатації.

В теорії планування експерименту до критеріїв оптимізації пред'являються ряд вимог, виконання яких необхідне для успішного вирішення поставленої задачі. Вибір критеріїв оптимізації повинно базуватися на чітко сформульованій задачі та розумінні кінцевої мети дослідження. Правильний вибір критерію оптимізації еквівалентно правильному формулюванню задачі [593].

Основними вимогами, які висуваються до критеріїв оптимізації є [569, 570]: повно характеризувати процес; при повторенні дослідів у однакових умовах отримані значення повинні збігатися з точністю до помилки експерименту; кожному значенню незалежних змінних повинно відповідати одне значення відгуку; мати вимірювані значення при будь-якій комбінації обраних рівнів факторів; задаватися одним числом, а також, допускати зміну при будь-якій можливій комбінації вибраних рівнів варіювання.

Як відомо, розміри і конфігурація ТЛП встановлюють, виходячи з умов мінімізації НДС, зношування при різних видах тертя і зношування, втомленого руйнування, що дозволяє багатократно підвищити її граничний стан [107]. Тому вибрані критерії (табл. 2.2) в значній мірі будуть визначати можливість їх практичного використання. На цілі зазначених критерію оптимізації накладати обмеження непотрібно.

Таблиця 2.2 – Мета та обмеження критеріїв оптимізації ТЛП

Назва критерію оптимізації	Мета	Позначення	Обмеження
Технологічні залишкові напруження	min	Y_1	–
Знос в умовах абразивного зношування	min	Y_2	–
Зношування в умовах фретингу	min	Y_3	–
Інтенсивність зношування при терті ковзанні в умовах граничного мащення	max	Y_4	–
Коефіцієнт тертя при терті ковзанні в умовах граничного мащення	min	Y_5	–
Температура трибоконтакту при терті ковзанні в умовах граничного мащення	min	Y_6	–

При визначенні керованих факторів в роботі враховувалась область, яка обмежувала їх варіювання і розмірність, а також основні вимоги, які висуваються до

факторів, а саме: вибір факторів повинен бути досить повним; точність фіксації факторів повинна бути високою; інтервал зміни кожного фактору не повинен бути малим, так як при малому інтервалі зміни він може не дати значного впливу на відгук; одному значенню незалежної змінної повинно відповідати одне значення відгуку; можливість встановлювати й підтримувати необхідні значення в процесі експерименту. Ступінь точності математичної моделі визначалась діапазоном змін визначених факторів.

2.2 Методика моделювання напружено-деформованого стану методом скінченно-елементного аналізу

Для більш глибокого вивчення процесів, які відбуваються як у окремих дискретних ділянках, так і у ТЛП в цілому був застосований метод скінченно-елементного аналізу. Чисельні методи дозволяють врахувати всі фактори, які впливають на деталь від початку формування ТЛП, завершуючи факторами, в яких перебуває деталь під час експлуатації. Основними процесами, для яких здійснювали моделювання були: аналіз НДС ТЛП для різних технологічних рішень; розподіл температурних полів у трибосполученнях ТЛП, які виникають під час роботи вузлів тертя, та їх вплив на запобігання руйнування поверхонь трибоконтакту в екстремальних умовах роботи.

Якісне виконання інженерних розрахунків на міцність елементів конструкцій стало більш зручним, точним та надійним завдяки стрімкому розвитку обчислювальної техніки, та поширенню сучасних програмних комплексів таких як Ansys, Abaqus, Cosmos, Nastran, Patran, Mars, Catia, LS-Dyna, HyperMesh та ін. [571, 572]. В основі цих програм закладений метод скінчених елементів, що дозволяє змоделювати будь яку складну геометричну форму елементів деталей та конструкцій, врахувати розподілене або зосереджене силове навантаження, температурний вплив, а також власні форми коливань. Зазначені програмні

продукти використовують для аналізу широкого спектру задач від розрахунку авіаційної та космічної техніки і до моделювання процесів отримання композиційних матеріалів, а також у медицині. Крім того, завдяки цим програмам є можливість оптимізувати складні елементи конструкції за граничним напруженням і геометричними розмірами, а також змодельовати деякі фізичні процеси [573].

Моделювання НДС ТЛП з поглибленими дискретними ділянками здійснювалось на базі застосування системного підходу для вирішення наукової проблеми, яка припускає аналіз і моделювання технологічного процесу з метою синтезу розрахункових варіантів і створення механізму вибору кращого з них. Тому з цією метою було обране чисельне моделювання у програмному комплексі MSC.Nastran (S/N: 1414576-b7e7e6549c912cfc36a5), який дозволяє врахувати складну геометрію елементів деталей з умовами її закріплення, фізико-механічні властивості матеріалів, такі як модуль пружності, коефіцієнт Пуассона, густину, коефіцієнт лінійного видовження та ін., а також силові і температурні навантаження. На основі твердотілої моделі була побудована СЕМ, розміри якої були – довжина 0,08 м, ширина 0,005 м. (рис. 2.2). Розрахунки проводили на 1/4 частині пластинки, оскільки вона має осі симетрії.

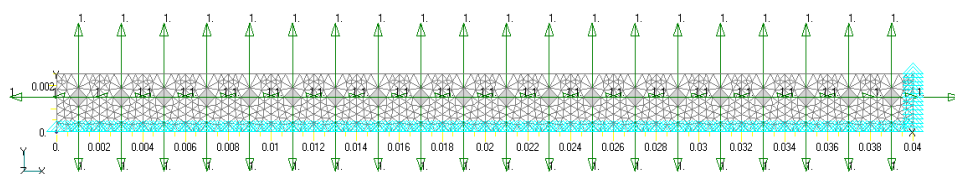


Рисунок 2.2 – ¼ частина моделі пластини із заданою початковою температурою оточуючого середовища $T_0=20^0$ С і одиничним силовим навантаженням для кожної

ДД

Кількість вузлів та кількість елементів для кожної моделі була різною, в залежності від положення та розміру ДД. Для розрахунку задавали необхідні фізико-механічні характеристики матеріалу пластинки, початкову температуру (20^0 С), та змінювали геометрію моделі, а саме - відстань між рядами і відстань в ряді та глибину ДД, а також до вузлів моделі прикладали силові навантаження у якості

залишкових напружень. Необхідні для розрахунку властивості матеріалів пластини наведено у табл. 2.3.

Таблиця 2.3 – Граничні умови

Матеріал	Початкова температура $T_0, ^\circ\text{C}$	Модуль пружності $E, \text{МПа}$	Коефіцієнт Пуассона	Густина матеріалу $\rho, \text{кг/м}^3$
Латунь	20	$0,89 \times 10^5$	0,32	8450
Сталь 30ХГСА	20	$2,15 \times 10^5$	0,26	7850
Азотована поверхня	20	$4,4 \times 10^5$	0,25	7850
ВК8+М	20	$4,4-6,0 \times 10^5$	0,18-0,21	14600

Методика розрахунку НДС ТЛП з урахуванням експлуатаційних та технологічних факторів складається з декількох етапів: розв'язування задачі нестационарної теплопровідності для визначення залишкових напружень, які є результатом формування дискретної поверхні; визначення напружень від силового та температурного навантаження; отримання НДС методом суперпозиції.

Першим етапом є постановка крайової задачі нестационарної теплопровідності. Баланс потоку тепла в кожній елементарній точці тіла визначається співвідношенням [574]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (c \rho T) - \nabla (\lambda \nabla T) = \dot{w} \quad (2.18)$$

за початковою умовою

$$T(x^j, 0) = \hat{T}_0(x^j). \quad (2.19)$$

Граничні умови, що задавались:

- за тепловим потоком (у напрямку зовнішньої нормалі)

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_S = \hat{q} \Big|_{S_q} - \alpha (T - \hat{T}_\infty) \Big|_{S_\alpha}; \quad (2.20)$$

- за температурою на поверхні

$$T(x^j, t) \Big|_{S_T} = \hat{T}(x^j, t). \quad (2.21)$$

де $S = S_q \cup S_\alpha \cup S_T$ поверхня тіла;

$T = T(x^j, t)$ – температура;

t – час;

$\hat{q} = q(x^j, t)$ – потік тепла через границю S_q ;

$\hat{T}_\infty = T_\infty(x^j, t)$ – температура середовища у поверхні S_α з конвекційним теплообміном;

$\hat{\omega} = \omega(x^j, t)$ – потужність внутрішнього джерела тепла;

λ, c, α – відповідно коефіцієнти теплопровідності (Вт/м К), теплоємності (Дж/кг К), тепловіддачі (Вт/мК);

ρ – густина матеріалу тіла (кг/м³);

операція $\nabla T = grad(T)$. Позначка « $\hat{\ }$ » над змінною вказує на те, що її величина задається.

Вираз (2.18) спрощується, якщо нехтувати значенням $\partial\lambda/\partial n$ і вважати, що $c\rho$ не залежить від часу, тоді

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} - \lambda \nabla^2 T = \hat{\omega}, \quad (2.22)$$

де ∇^2 – оператор Лапласа.

В залежності від конкретних умов в рівняннях (2.20) і (2.22) можлива відсутність заданих теплового потоку ($S_q = 0$ або $\hat{q}|_{S_q} = 0$), конвективного теплообміну ($S_\alpha = 0$ або $\alpha(T - \hat{T}_\infty)|_{S_\alpha} = 0$) і об'ємного теплового джерела ($\hat{\omega} = 0$).

Для збалансованого рішення отриманої системи рівнянь у всьому об'ємі і на поверхні тіла можна застосовувати різні методи. Так, наприклад, варіаційний, метод зважених нев'язок та ін. Метод зважених нев'язок дозволяє отримати зрозуміле формулювання, та врахувати нелінійність задачі. Метод зручний у використанні, тому отримав найбільше застосування [575]. Він опирається на основну лему суцільних середовищ: якщо у всій щільній області Ω для довільного $\Omega_1 \subset \Omega$ інтеграл $\int_{\Omega_1} \varphi d\Omega = 0$, то функція $\varphi \equiv 0$ на всій Ω , в тому числі і на його поверхні S . У

відповідності до цієї леми можна завжди записати наступне рівняння:

$$\int_{\Omega} \bar{R}_{\Omega} \bar{w}_n d\Omega + \int_S \bar{R}_S \tilde{w}_n dS = 0; \quad n = 1, 2, \dots, J, \quad (2.23)$$

де \bar{R}_{Ω} и \bar{R}_S – відповідно об'ємний і поверхневий N -мірні вектори похибок наближення (рішення крайової задачі);

w_n и \tilde{w}_n – вагові функції, до яких висувається єдина вимога – повноти.

Коли результат пошуку – скалярна функція температури $T = T(\bar{x}, t)$, то для формули методу зважених нев'язок (2.23) $N = 1$. З виразів (2.20) і (2.22) у відповідності до формули (2.23) складемо J виразів (функціоналів)

$$\int_{\Omega} \left(c\rho \frac{\partial T}{\partial t} + (c\rho \nabla_j T) V_j - \lambda \nabla_j (\nabla_j T) - \bar{\omega} \right) w_n d\Omega + \int_S \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial \nu} - \bar{q} \Big|_{S_q} + \alpha (T - \bar{T}_{\infty}) \Big|_{S_{\alpha}} \right) \tilde{w}_n dS = 0; \quad 1 \leq n \leq J, \quad (2.24)$$

Формула (2.24) має найвищий порядок похідної – другий. Нехай $\tilde{w}_n = w_n$, то у нашому випадку формула Гріна-Стокса [576] для скалярних функцій w_n і T буде мати вигляд

$$\int_{\Omega} \lambda \nabla_j (\nabla_j T) w_n d\Omega = \int_S \lambda \frac{\partial T}{\partial \nu} w_n dS - \int_{\Omega} (\nabla_j w_n) (\lambda \nabla_j T) d\Omega. \quad (2.25)$$

Отримана формула дозволить знизити порядок похідної до першої, а також одночасно виключити з (2.28) інтеграл по всій площі тіла S :

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} \left(c\rho \frac{\partial T}{\partial t} + (c\rho \nabla_j T) V_j - \lambda \nabla_j (\nabla_j T) - \bar{\omega} \right) w_n d\Omega + \int_{\Omega} (\nabla_j T) \lambda (\nabla_j w_n) d\Omega + \\ & \quad + \int_{\Omega} \lambda \nabla_j (\nabla_j T) w_n d\Omega - \int_{S_q} \bar{q} w_n dS + \int_{S_{\alpha}} \alpha (T - \bar{T}_{\infty}) w_n dS = \\ & = \int_{\Omega} \left(c\rho \frac{\partial T}{\partial t} + (c\rho \nabla_j T) V_j + (\nabla_j T) \lambda \nabla_j - \bar{\omega} \right) w_n d\Omega - \int_{S_q} \bar{q} w_n dS + \int_{S_{\alpha}} \alpha (T - \bar{T}_{\infty}) w_n dS = \\ & = \int_{\Omega} c\rho \frac{\partial T}{\partial t} w_n d\Omega + \int_{\Omega} (c\rho \nabla_j T) V_j w_n d\Omega + \int_{\Omega} (\nabla_j T) \lambda (\nabla_j w_n) d\Omega + \int_{S_{\alpha}} \alpha T w_n dS - \\ & \quad - \int_{S_q} \bar{q} w_n dS - \int_{S_{\alpha}} \alpha \bar{T}_{\infty} w_n dS - \int_{\Omega} \bar{\omega} w_n d\Omega = 0; \quad 1 \leq n \leq J. \end{aligned} \quad (2.26)$$

Отже, це і є слабе формулювання методу зважених нев'язок для задачі теплопровідності.

Для скінченно-елементного представлення задачі нестационарної теплопровідності, у відповідності до методу Фур'є рішення крайової задачі в об'ємі Ω тіла можна шукати у вигляді зрізаного ряду:

$$T = T(\bar{x}, t) \approx \sum_{m=1}^J \theta_m(t) \Phi_m(\bar{x}). \quad (2.27)$$

За результатами скінченно-елементного представлення об'єму тіла Ω у вигляді сукупності з N^e скінченних елементів (СЕ) з об'ємами Ω^e сітка СЕ включає N^U вузлів, в яких СЕ погоджується. У відповідності до ідеології методу СЕ функції $\Phi_m(x^i)$ розкладу (2.27) можна представити у вигляді

$$\Phi_m(x^i) = \sum_{\Omega^e \subset \Lambda_m} \chi^e(x^i) \cdot \varphi_m^e(x^i), \quad (2.28)$$

де Λ_m – множина скінченних елементів, включає вузол m ;

$\varphi_m^e(x^i)$ – базисна функція (зазвичай це інтерполяційний поліном), відповідна вузлу m в межах Ω^e ;

$$\text{функція } \chi^e(x^i) = \begin{cases} 1, & x^i \subset \Omega^e; \\ 0, & x^i \not\subset \Omega^e. \end{cases} \quad (2.29)$$

На заміну (2.27) маємо скінченно-елементну апроксимацію

$$T_N^h(x^i, t) = \sum_{m=1}^{N^U} \theta_m(t) \cdot \sum_{\Omega^e \subset \Lambda_m} \chi^e(x^i) \cdot \varphi_m^e(x^i), \quad (2.30)$$

в якій N^U – кількість вузлів скінченно-елементної сітки, яке замінює раніше введене число J – кількість функціоналів (2.26).

За методом Бубнова-Гальоркіна [577] у якості вагових функцій візьмемо ті ж самі базисні функції (2.28)

$$w_n(x^i) = \Phi_n(x^i). \quad (2.31)$$

Підставимо (2.30) і (2.31) в (2.26) і з урахуванням (2.29) отримаємо

$$G_{mn} \frac{d\theta_m}{dt} + K_{mn} \theta_m = R_n, \quad 1 \leq m, n \leq N^U, \quad (2.32)$$

з компонентами

$$G_{mn} = \sum_{\Omega^e \subset \Lambda_{mn}} G_{mn}^e; \quad K_{mn} = \sum_{\Omega^e \subset \Lambda_{mn}} K_{mn}^e; \quad R_n = \sum_{\Omega^e \subset \Lambda_n} R_n^e, \quad (2.33)$$

де Λ_m – множина СЕ, що включає вузол номер m ;

$\Lambda_{mn} = \Lambda_m \Lambda_n$ – перетин вказаних множин.

Компоненти збірок (2.33):

$$G_{mn}^e = \int_{\Omega^e} c\rho\varphi_m^e\varphi_n^e d\Omega ; \quad 1 \leq m, n \leq N^U ; \quad (2.34)$$

$$K_{mn}^e = \int_{\Omega^e} c\rho V_j (\nabla_j \varphi_m^e) \varphi_n^e d\Omega + \int_{\Omega^e} (\nabla_j \varphi_m^e) \lambda (\nabla_j \varphi_n^e) d\Omega + \int_{S_\alpha^e} \alpha \varphi_m^e \varphi_n^e dS ; \quad 1 \leq m, n \leq N^U ; \quad (2.35)$$

$$R_n^e = \int_{S_q^e} \widehat{q} \varphi_n^e dS + \int_{S_\alpha^e} \alpha \widehat{T}_\infty \varphi_n^e dS + \int_{\Omega^e} \widehat{\omega} \varphi_n^e d\Omega ; \quad 1 \leq n \leq N^U . \quad (2.36)$$

Позначено: S_q^e, S_α^e – поверхні СЕ, що виходять на S_q і S_α відповідно.

Тоді початкова умова (2.19) перетворюється в

$$T_N^h[(x^i)_m, 0] = \widehat{\theta}_m(0) = \widehat{T}_0[(x^i)_m], \quad (2.37)$$

а гранична (2.21) – в

$$T_N^h[(x^i)_m, t]_{|_{S_T}} = \widehat{\theta}_m(t)_{|_{S_T}} = \widehat{T}[(x^i)_m, t], \quad (2.38)$$

де $(x^i)_m$ – глобальні координати вузла з номером m .

При стаціонарній теплопровідності з (2.32) зникає член з похідною по часу, система рівнянь, що залишилася

$$K_{mn} \theta_m = b_n ; \quad m, n = 1, 2, \dots, N^U \quad (2.39)$$

доповнюється граничними умовами 1-го роду (2.21) і вирішується відносно θ_m .

Розрахунок теплового стану в рамках метода СЕ. Отримана система (2.32) ще включає похідну по часу, тобто її ще необхідно інтегрувати. Один з можливих варіантів рішення цієї проблеми – використовувати метод Ньюмарка, який фактично співпадає з відомою двошаровою ваговою схемою при використанні к параболічним рівнянням [574, 575].

Розділимо в (2.32) змінні і запишемо:

$$\int_{\theta_m^\tau}^{\theta_m^{\tau+\Delta\tau}} d\theta_m = \int_{\tau}^{\tau+\Delta\tau} (G_{mn})^{-1} \cdot [-K_{mn} \theta_m + R_n] dt ; \quad m, n = 1, 2, \dots, N^U . \quad (2.40)$$

Лівий інтеграл дає точний вираз $\theta_m^{\tau+\Delta t} - \theta_m^\tau$, але правий не може бути інтегрований точно, оскільки невідомі θ_m . Розклавши підінтегральний вираз в правій частині (2.40) в ряд в оточенні τ , а також в оточенні $\tau + \Delta\tau$, та обмежившись першими

членами ряду, отримаємо після інтегрування і додавання результатів, помножених на $(1-\omega)$ і ω відповідно, двошарову вагову схему:

$$\theta_m^{\tau+\Delta t} - \theta_m^\tau = \Delta\tau \cdot \{(1-\omega)(G_{mn}^\tau)^{-1}[-K_{mn}^\tau \theta_m^\tau + R_n^\tau] + \omega(G_{mn}^{\tau+\Delta\tau})^{-1}[-K_{mn}^{\tau+\Delta\tau} \theta_m^{\tau+\Delta\tau} + R_n^{\tau+\Delta\tau}]\}, \quad (2.41)$$

де $0 \leq \omega \leq 1$; $m, n = 1, 2, \dots, N^U$. Прийняв незмінність (на часовому відрізку $\Delta\tau$) матриць G_{mn} і K_{mn} , отримаємо після приведення подібних для заданого ω САР

$$(G_{mn} + \omega\Delta\tau K_{mn})\theta_m^{\tau+\Delta t} = (G_{mn} - (1-\omega)\Delta\tau K_{mn})\theta_m^\tau + \omega\Delta\tau R_n^{\tau+\Delta t} + (1-\omega)\Delta\tau R_n^\tau, \quad (2.42)$$

де $m, n = 1, 2, \dots, N^U$ і в яку при наявності S_T необхідно ввести граничні умови (2.38).

Очевидно, що $\omega = (t - \tau) / \Delta t$; $\tau \leq t \leq \tau + \Delta\tau$; $0 \leq \omega \leq 1$; t – час, якому відповідає ω .

Нелінійні САР (2.39) або (2.41) вирішуються ітераційним методом Ньютона-Рафсона. Нелінійність САР (2.42) може бути обумовлена температурною залежністю коефіцієнтів λ, c, ρ .

При проведенні ітерації використовується критерій зупинки ітерацій (k – номер ітерації):

$$\sum_{n=1}^{N^U} (\theta_n^{(k)} - \theta_n^{(k-1)}) \leq \varepsilon \cdot \sum_{n=1}^{N^U} \theta_n^{(k)}. \quad (2.43)$$

Прийняття пропозиції про незалежність цих коефіцієнтів від температури, або при їх конкретизації по температурі попереднього часового кроку, САР (2.42) становиться лінійною і вирішується безітераційно.

При вирішенні задачі нестационарної теплопровідності використовують адаптаційну процедуру підбору часового кроку. Формула оцінки верхньої межі часового кроку – наближена:

$$\Delta t \leq (h^2 c \rho / \lambda) / 10, \quad (2.44)$$

де h – мінімальний розмір скінченно-елементної сітки. При необхідності – заданий розмір кроку автоматично зменшується.

При постановці крайової задачі лінійної термопружності, де спеціально не оговорюються фізичні величини, напруження, деформації, зусилля, переміщення розглядаємо в місцевій фізичній системі координат. Оскільки задача – лінійна, то її можна вирішувати для довільного моменту часу від початкового стану.

Нехай у початковий момент часу зовнішнє навантаження відсутнє і задано початкове однорідне поле температур $T(x^j, 0) = T_0(x^j)$. Тоді в розглядуваному тілі поля переміщень $U_m(x^j, 0)$, деформацій $\varepsilon_{mn}(x^j, 0)$ і напружень $\sigma_{mn}(x^j, 0)$ – нульові. Припустимо, що на момент часу t в об'ємі цього тіла Ω , а також на його поверхні $S = S_U \cup S_P$ діє навантаження $\widehat{O}_m(x^j, t)$ – об'ємне; $\widehat{P}_m(x^j, t)$ – поверхневе на S_P , задані переміщення $\widehat{U}_m(x^j, t)$ – на S_U , а також температурне поле $T(x^j, t)$ – в Ω . Тоді для визначення в кожній точці (однорідній її околу) тіла величин: $U_m(x^j, t)$ – переміщень, $\varepsilon_{mn}(x^j, t)$ – деформацій, $\sigma_{mn}(x^j, t)$ – напружень, маємо наступну крайову задачу:

– рівняння рівноваги як частковий випадок рівняння руху

$$\nabla^l \sigma_{kl} + \widehat{O}_k = 0; \quad (2.45)$$

– геометричні рівняння:

$$\varepsilon_{mn} = (\nabla^m U_n + \nabla^n U_m) / 2, \quad (2.46)$$

а також відомі рівняння сумісності деформацій і принцип суперпозиції деформацій різної природи:

$$\varepsilon_{mn} = \varepsilon_{mn}^e + \varepsilon_{mn}^T; \quad (2.47)$$

– фізичні рівняння лінійно-пружного матеріалу

$$\varepsilon_{mn}^e = (E_{mnkl})^{-1} \sigma_{kl}; \quad (2.48)$$

$$\varepsilon_{mn}^T = \delta_{mn} \alpha_T [T(x^j, t) - T(x^j, 0)] = \delta_{mn} \alpha_T \Delta T, \quad (2.49)$$

де α_T – середній для діючих температур коефіцієнт лінійного температурного розширення.

Застосовуються додаткові граничні умови на S_U і S_P :

$$U_m|_{S_U} = \widehat{U}_m; \quad (2.50)$$

$$\sigma_{mn} \nu_n|_{S_P} = \widehat{P}_m. \quad (2.51)$$

Значок « $\widehat{}$ » над змінною вказує на те, що її величина задається.

При диференціальній постановці крайової задачі ставиться у відповідність інтегральна постановка [574–576]. Застосовуючи співвідношення (2.46) і (2.51), а також властивості симетрії тензора напружень $\sigma_{kl} = \sigma_{lk}$ і теорему Остроградського-

Гаусса [577], можна отримати наступний функціонал відносно варіацій переміщень і зв'язаних з ними деформацій

$$F(\delta U_m) = \int_{\Omega} \sigma_{mn} \delta \varepsilon_{mn} d\Omega - \int_{\Omega} \hat{O}_m \delta U_m d\Omega - \int_{S_p} \hat{P}_m \delta U_m dS, \quad (2.52)$$

який в поєднанні з кінематичними граничними умовами (2.50), на поверхні S_U визначає незліченну множину можливих напружено-деформованих станів. Дійсний НДС є одним з віртуальних, але воно додатково задовольняє фізичним рівнянням зв'язку $\sigma_{mn} \propto \varepsilon_{mn}$, т. є. (2.48) і (2.49). Для знаходження дійсних полів σ_{mn} , U_m , ε_{mn} застосовується теорема варіаційного обчислення: дійсні поля надають мінімум функціоналу (2.52).

При здійсненні розрахунку НДС тіл при термосиловому навантаженні, для точки тіла, яку розглядаємо в межах скінченних елементів, вводяться вектори повних і температурних деформацій, напружень [576]:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}, \gamma_{12}, \gamma_{23}, \gamma_{31}\}^T; \quad (2.53)$$

$$\{\varepsilon^T\} = \{\alpha_T\}^T \Delta T = \{\alpha_T, \alpha_T, \alpha_T, 0, 0, 0\}^T \Delta T; \quad (2.54)$$

$$\{\sigma\} = \{\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{12}, \sigma_{23}, \sigma_{31}\}^T, \quad (2.55)$$

де $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$, $i \neq j$; а також аналогічний по заповненню вектор $\{\varepsilon^e\}$ пружних деформацій.

Застосовується матриця базисних функцій $[\phi]$, через яку

$$\{U\} = [\phi]\{q\}_e, \quad (2.56)$$

де величини переміщень U_m зведені у вектор

$$\{U\} = \{U_1, U_2, U_3\}^T, \quad (2.57)$$

а вектор переміщень у вузлах СЕ

$$\{q\}_e = \{q_1, q_2, \dots, q_{3M}\}^T. \quad (2.58)$$

де M – число вузлів у СЕ.

Застосовується матриця диференціювання по глобальним координатам $[B]$, з використанням яких рівняння (2.46) записуються у вигляді

$$\{\varepsilon\} = [B]\{q\}_e. \quad (2.59)$$

Тут несуттєва конкретизація матриць $[\phi]$ і $[B]$, яка зв'язана лише з типом СЕ і системою глобальних координат.

Застосовується матриця модулів пружності в головних осях симетрії $[D]$. В розглядуваному випадку пружної ізотропії її представимо у вигляді [576]:

$$[D] = 2G(x^i, T) \cdot \begin{pmatrix} a & b & b & 0 & 0 & 0 \\ b & a & b & 0 & 0 & 0 \\ b & b & a & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c \end{pmatrix}, \quad (2.60)$$

де $2G(x^i, T) = E/(1 + \mu)$;

$$a = (1 - \mu)/(1 - 2\mu);$$

$$b = \mu/(1 - 2\mu);$$

$$c = 0,5;$$

$E = E(x^i, T)$ – модуль Юнга;

$\mu = \mu(x^i, T)$ – коефіцієнт Пуассона.

Тоді закон Гука (2.48) запишемо у вигляді, використовуючи (2.60) і (2.47)

$$\{\sigma\} = [D](\{\varepsilon\} - \{\alpha_T\} \Delta \hat{T}) \quad (2.61)$$

Далі приведемо крайову задачу термопружності к системі алгебраїчних рівнянь. Функціонал (2.52), отриманий при постановці крайової задачі, з урахуванням введених позначень і можливості суперпозиції робіт по СЕ, обумовлений тим, що СЕ взаємодіють один з одним у вузлах і не перетинаються, та записуються як [574–577]

$$F(\{\delta q\}_e^T) = \sum_e \{\delta q\}_e^T \{q\}_e \int_{\Omega^e} [B]^T [D] [B] d\Omega + \sum_e \{\delta q\}_e^T \cdot \left(- \int_{\Omega^e} [\phi]^T \{\hat{O}\} d\Omega - \int_{S_p^e} [\phi]^T \{\hat{p}\} dS - \int_{\Omega^e} [B]^T [D] \{\alpha_T\} \Delta \hat{T} d\Omega \right), \quad (2.62)$$

де позначені вектора навантажень $\{\hat{O}\} = \{\hat{O}_1, \hat{O}_2, \hat{O}_3\}^T$; $\{\hat{p}\} = \{\hat{p}_1, \hat{p}_2, \hat{p}_3\}^T$;

S_p^e – сторона скінченних елементів, що виходить на S_p тіла;

знак \sum_e означає збірку по всім СЕ, що містять ступінь свободи вузла.

Таким чином, отримаємо систему лінійних алгебраїчних рівнянь, використовуючи умову мінімізації функціоналу (2.62) у вигляді $\partial F / \partial \{\delta q\}_e^T = 0$, і враховуючи кінематичні граничні умови (2.50) у вигляді

$$[K]\{q\} = \{P\} + \{R\} \quad (2.63)$$

відносно глобального вектору дійсних переміщень $\{q\}$.

В (2.63) позначені збірки по ступеням волі:

$$[K] = \sum_e [K]_e; \quad \{q\} = \sum_e \{q\}_e; \quad \{P\} = \sum_e \{P\}_e; \quad \{R\} = \sum_e \{R\}_e, \quad (2.64)$$

$$\text{де } [K]_e = \int_{\Omega^e} [B]^T [D] [B] d\Omega; \quad (2.65)$$

вектор $\{P\}$ обумовлений зовнішніми силовими навантаженнями і масовими силами

$$\{P\} = \int_{\Omega^e} [\phi]^T \{\hat{O}\} d\Omega + \int_{S_p^e} [\phi]^T \{\hat{p}\} dS; \quad (2.66)$$

вектор $\{R\}$ – фіктивним, відзеркалюючим впливом температури

$$\{R\} = \int_{\Omega^e} [B]^T [D] \{\alpha_T\} \Delta T d\Omega. \quad (2.67)$$

В систему (2.63) необхідно ввести граничні умови 1-го роду (2.50). Після її рішення в кожному СЕ з загального вектора робиться вибірка вектора переміщень у вузлах СЕ (2.58). Використовуючи формули (2.59) і (2.61) знаходять компоненти деформацій і напружень відповідно, з яких можна визначити майже всі похідні величини: головні напруження, інтенсивність напружень та ін.

2.3 Методика моделювання течії рідини у дискретних ділянках

Чисельне моделювання течії рідини у дискретних ділянках здійснювали за допомогою скінченно-елементного програмного комплексу ANSYS, який дозволяє вирішувати задачі деформованого твердого тіла, температурних задач, задач механіки рідини і газу, а також електромагнітних полів [578].

Проведення скінченно-елементного розрахунку за допомогою блоку FLOTRAN пакету ANSYS здійснювали за наступними кроками: опис розрахункової області (геометричній моделі); створення скінченно-елементної (сіткової) моделі; завдання фізико-механічних параметрів потоку (в'язкість рідини, її щільність і т.д.); вибір типу розрахунку; вибір методу рішення і розрахункових параметрів (кількість ітерацій, умов збіжності); рішення; дослідження результатів.

При моделюванні течії рідини у дискретних ділянках передбачалось, що рідина є нестисливою, масовими силами нехтуємо, режим течії – ламінарний: $Re < Re_{кр}$, де Re , $Re_{кр}$ – число Рейнольдса і його критичне значення відповідно. Для випадку в'язкої нестислової рідини рівняння безперервності, яке витікає із закону збереження маси, в ANSYS/FLOTRAN має вигляд:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho v_z)}{\partial z} = 0, \quad (2.68)$$

де ρ – щільність; v_x, v_y, v_z – компоненти вектора швидкості; t – час.

Якщо швидкість зміни щільності замінити на швидкість зміни тиску P і на швидкість зміни щільності по тиску, то рівняння буде наступним:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \frac{\partial \rho}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial t} \quad (2.69)$$

Для нестисливого середовища:
$$\frac{\partial \rho}{\partial P} = \frac{1}{\beta} \quad (2.70)$$

За умовчанням значення β в ANSYS/FLOTRAN вважається рівним 10^{15} і характеризує ідеальне нестисливе середовище, в якому хвилі тиску розповсюджуються нескінченно швидко по всій області.

Із закону збереження мас для ньютонівської рідини витікає наступна залежність між тензором напружень і швидкістю деформації середовища:

$$\tau_{ij} = -P\delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \delta_{ij} \lambda \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (2.71)$$

де τ_{ij} – тензор напружень;

u_i – компоненти ортогонального вектора швидкості ($u_1=v_x, u_2=v_y, u_3=v_z$);

μ - динамічна в'язкість;

λ - другий коефіцієнт в'язкості.

Останній член залежності (2.71) у випадку постійної щільності дорівнює нулю.

Формула (2.71) перетворює рівняння руху (2.72) в рівняння Нав'є-Стокса. В ANSYS/FLOTRAN рівняння руху, у випадку нехтування гравітаційними силами та відсутності розподілених опорів, у векторній формі має вигляд:

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v(\nabla v) = -\frac{1}{\rho} \text{grad}P + \frac{1}{\rho} \nabla(\mu_e \nabla v) \quad (2.72)$$

де ∇ - оператор Гамільтона;

v – векторне поле швидкості;

μ_e - ефективна в'язкість, для ламінарної рідини збігається з динамічною в'язкістю, для турбулентного випадку задається формулами залежно від моделі турбулентності.

Для нестисливої рідини рівняння енергії в ANSYS/FLOTRAN має вигляд рівняння теплового переносу для постійної температури та формулюється таким чином:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) + \nabla \cdot (\rho C_p T \vec{v}) = \nabla \cdot (K \nabla T) + Q_v \quad (2.73)$$

де C_p і T – коефіцієнт теплоємності та температура;

K і Q_v – коефіцієнт теплопровідності та потужність об'ємного джерела тепла.

Рівняння (2.68)–(2.73) з урахуванням $\beta=10^{15}$ для стаціонарного потоку $\frac{\partial v}{\partial t} = 0$ у відсутності джерел зовнішніх сил зводяться до системи рівнянь, яка для двомірного випадку ламінарної течії має вигляд:

$$\frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y)}{\partial y} = 0 \quad (2.74)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_x v_y) &= -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v_x}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) \\ \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_y) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y v_y) &= -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) \end{aligned} \quad (2.75)$$

де v_x , v_y – проекції вектора швидкості рідини.

Рівняння (2.74) та (2.75) представляють собою рівняння нерозривності та рівняння Нав'є-Стокса, які використовуються для математичного опису руху

рідини. Отже використовуючи модуль ANSYS/FLOTRAN є можливість моделювати гідродинамічну задачу, рішення якої стосовно конкретної ТЛП, сформованої для експлуатації в умовах трибосполучення, розглянуто нижче.

Схема розрахункової моделі і скінченно-елементна сітка моделі, яка складається з 1946 вузлів і 1800 4-х кутових кінцевих елементів FLUID141, представлена на рис. 2.3.

При моделюванні течії рідини у дискретних ділянках передбачалось, що рідина є нестискована, режим течії – ламінарний: $R_e = \frac{V_{cp} \cdot d}{\nu} < R_{e_{кр}} = 2300$, масовими силами нехтуємо. Властивості середовища, які застосовували при моделюванні представлені в табл. 2.4.

2.4 Методика визначення впливу магнітних полів на трибологічні процеси у дискретних ділянках

Як відомо, при терті різних металевих поверхонь виникає різниця потенціалів електромагнітного поля, а відповідно і різна робота виходу електронів на поверхню. Для широкого ряду металів і сплавів при граничному терті основний внесок у зміну роботи виходу електронів при терті вносять деформаційні ефекти, а точніше зміна концентрації місць виходу дислокацій на поверхню, поверхневих точкових дефектів, а також атомарна шорсткість. Крім того, зменшення роботи виходу електронів настає практично одночасно зі зменшенням параметру шорсткості R_a , що також говорить про зв'язок роботи виходу електронів з пластичною деформацією у трибоконтакті [579].

Дослідження напруженості магнітного поля здійснювали на виготовленому макеті (рис. 2.4) за допомогою приладу вимірювання магнітної індукції – тесламетра ЭМ4305/1 (клас точності 2,5). Для виготовлення зразків, на поверхні яких формувалися дискретні ділянки (лунки), використовували сталі 30, 45,

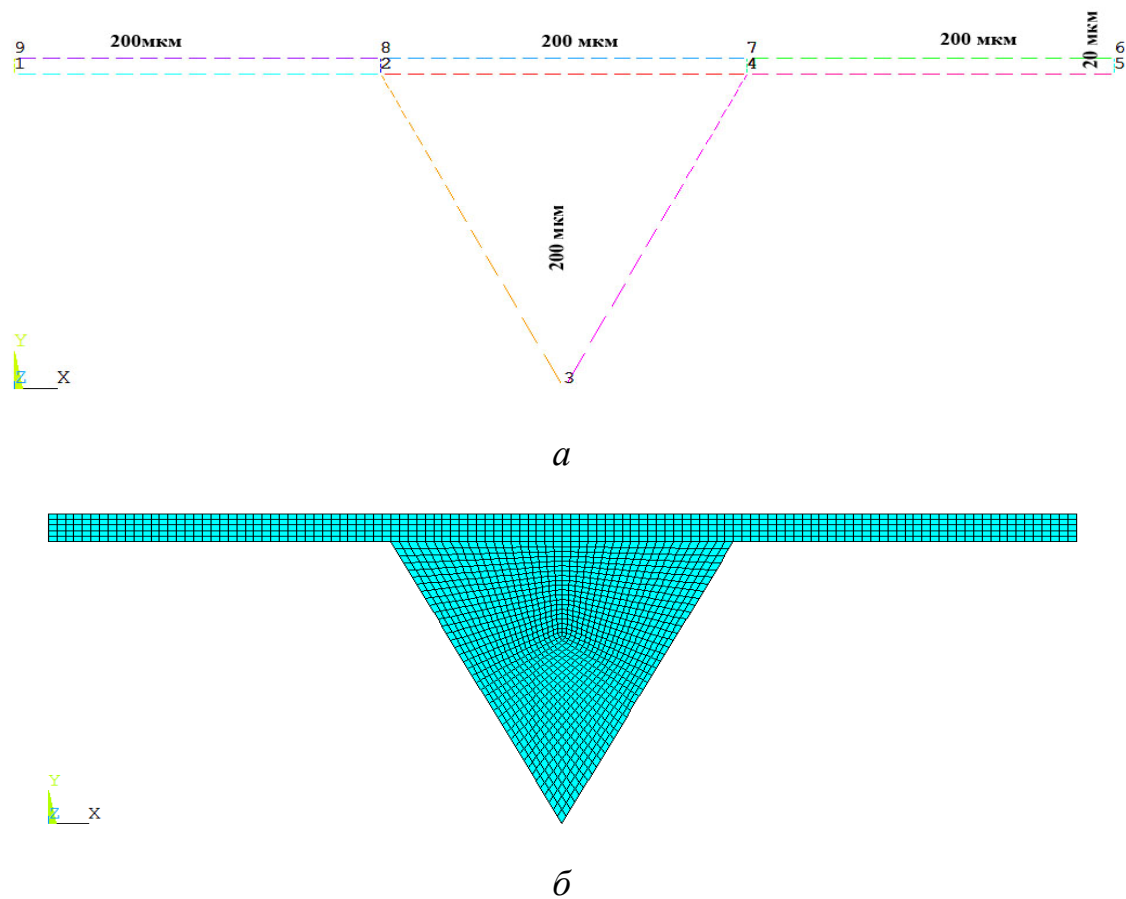
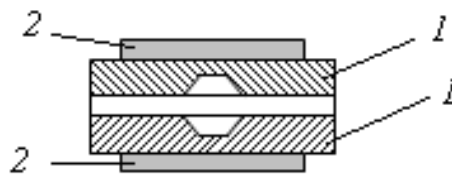


Рисунок 2.3 – Розрахункова модель ДД: *a* - схема; *б* - скінченно-елементна сітка моделі

Таблиця 2.4 – Граничні умови

Середовище	Вода, 20 °С	Індустріальна олива И-20А	Індустріальна олива И-50А	Мінеральна олива МС-20
Властивості				
Щільність ρ , кг/м ³ ,	998,2	890	910	900
Кінематична в'язкість ν , м ² /с	$1,104 \cdot 10^{-6}$	$(29 \div 35) \cdot 10^{-6}$	$(90 \div 110) \cdot 10^{-6}$	$20 \cdot 10^{-6}$
Динамічна в'язкість $\mu = \nu \cdot \rho$, Па·с	0,00102	0,029	0,091	0,018

30ХГСА, 14Х17Н2 та чавун. Робоча поверхня зразків шліфувалася до $R_a = 0,32$ мкм.



1- зразки з дискретними ділянками;

2- пластини постійного магніту

Рисунок 2.4 – Схема пристосування для дослідження напруженості магнітного поля дискретних поверхонь

Дослідження впливу постійного магнітного поля на діелектричну проникність ε і тангенс кута діелектричних втрат $tg\delta$ мінерального масла МК-8 проводили за допомогою триелектродного ємнісного перетворювача в діапазоні температур 293–423К зі швидкістю нагрівання зразка два градуси за хвилину. Вибір ε і $tg\delta$ для досліджень обумовлений їх високою чутливістю, що значно перевищує широко відомі властивості, як густина, в'язкість, показник заломлення та ін., які широко застосовуються у фізико-хімічному аналізі. Вимірювання ε і $tg\delta$ проводили автоматичним мостом змінного струму Е8-4. Похибка вимірювання ємності конденсатора C становила $\Delta C = 0,001C + 0,02nФ$ і $tg\delta = \pm (0,02tg\delta + 5 \times 10^{-4})$.

Тангенс кута діелектричних втрат $tg\delta$ знаходили за формулою

$$tg\delta = \frac{\varepsilon''}{\varepsilon'}, \quad (2.76)$$

де ε' і ε'' – дійсна та уявна діелектрична проникність відповідно.

Комплексна діелектрична проникність ε визначалась ємністю конденсатора

$$C = \varepsilon \cdot C_0, \quad (2.77)$$

де C_0 – ємність вакуумного конденсатора.

2.5 Технологічні методи формування дискретних поверхонь

Основні технологічні рішення, які були реалізовані в роботі, були:

- метод формування ТЛП з дискретно-орієнтованою структурою шляхом механічного (віброударного) створення лунок з заданою текстурою;
- комбінований метод формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, який поєднує метод механічного (віброударного) створення лунок і метод іонно-плазмового термоциклічного азотування;
- метод електроіскрового легування. Незважаючи на широкий перелік видів покриттів, нанесених електроіскровим легуванням, було запропоновано інші підходи до їх формування.

2.5.1 Технологія формування текстурованих лункових поверхонь

Для формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками був розроблений пристрій [580], який містить приводний вал 1, кулачок 2, призначений для качання коромисла на заданий кут, коромисло 3, вісь коромисла 4, стояк осі коромисла 5, пружину 6, регулювальний гвинт 7, контргайку регулювального гвинта 8, бойок 9, який фіксується за допомогою механізму кріплення 10 (рис. 2.5). При цьому приводний вал 1 зв'язаний з системою токарного станка 11, який містить патрон 12 та механізм переміщення 13 з деталлю (зразком) 14, що обробляється.

Принцип дії пристрою полягає у наступному. Попередньо збирають і готують до роботи пристрій в такій послідовності. Затискають в патроні 12 токарного станка приводний вал 1. Закріплюють нерухомо на станині токарного станка стояк осі коромисла 5 так, щоб кінець коромисла 3 контактував з поверхнею кулачка 2. Закріплюють шарнірно на осі коромисла 4 коромисло 3. Закріплюють нерухомо на стояку осі коромисла 5 пружину 6. Загвинчують регулювальний гвинт 7 в

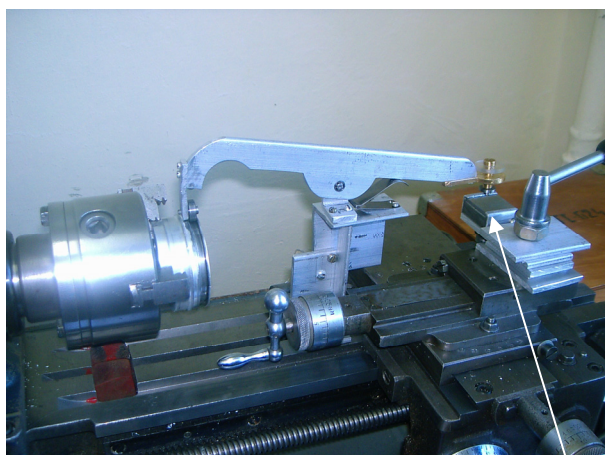
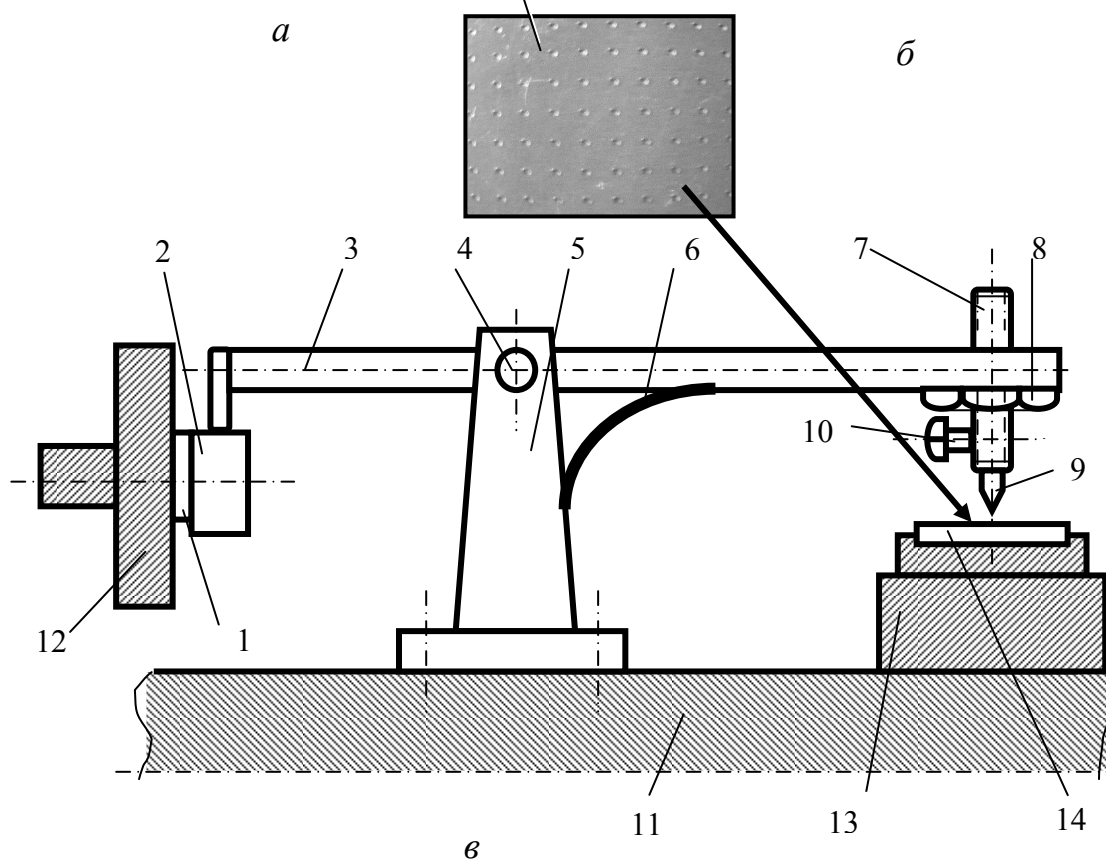
*a**б**в*

Рисунок 2.5 – Пристрій для утворення ДД: *a* - загальний вигляд; *б* - загальний вигляд бойка; *в* - схема пристрою

коромисло 3 і нагвинчують на гвинт 7 контргайку 8. Установлюють бойок 9 в регулювальний гвинта 7 і затискають механізмом кріплення 10. Затискають деталь 14, на поверхні якої будуть утворювати заглибини, в механізмі переміщення 13 токарного станка 11. Прокручують рукою патрон токарного станка до тих пір, доки найбільший радіус кулачка 2 займе верхнє положення. Опускають регулювальний гвинт 7 до контакту бойка 9 з поверхнею тертя деталі, що закріплена на токарному станку.

Прокручують патрон токарного станка щоб бойок 9 відійшов від поверхні деталі 14 на величину більшу, ніж будуть утворені ДД. Опускають бойок 9 на задану глибину рельєфу за допомогою регулювального гвинта 7. Стопорять регулювальний гвинт 7 контргайкою 8. Установлюють бойок 9 на початку поверхні тертя деталі 14. Включають станок в роботу і бойок пробиває перший ряд ДД з визначеним поздовжнім шагом на поверхні тертя деталі. Зміщують деталь механізмом переміщення 13 по відношенню до бойка 9 на задану по ширині відстань між рядами ДД. Включають станок в роботу і бойок пробиває другий ряд ДД на поверхні деталі 14. Операції повторюють доти, доки поверхня тертя деталі буде покрита заданим рельєфом ДД.

Глибину ДД вимірювали вертикальним оптиметром ОВО-1, який представляє поєднання трубки оптиметра зі стояком типу С-II. Метрологічні показники вертикального оптиметра наведені в ГОСТ 5405-75.

Для створення ДД для різних за формою деталях (зразках) 14 застосовують відповідні пристосування, які представлені нижче.

ДД наносили на зразки з конструкційної сталі 30ХГСА до проведення термічної обробки. Після формування ДД зразки пришліфовували з наступною термічною обробкою: загартування, тобто нагрів до 810°C і охолодження в маслі та відпуск при температурі 520°C протягом 1 години.

2.5.2 Технологія формування дискретних поверхонь методом електроіскрового легування

Нанесення покриттів на робочі ділянки зразків методом електроіскрового легування проводилось на установці «Елітрон-22», в якості аноду використовували сплав на основі ВК8. В якості досліджуваних матеріалів використовували конструкційну леговану сталь 30ХГСА. На робочих поверхнях зразків формували дискретні структури шляхом нанесенням покриттів трьох типів: ВК8, ВК8+М та ВК8+Гр+М.

Особливістю формування електроіскрового покриття ВК8+М пов'язано з тим, що поверхню деталі змащують мастилом нафтового походження, щоб замінити умови гартування часток металу в повітряному середовищі на умови гартування часток металу в рідинному середовищі. Проводять електроерозійне легування робочим електродом ВК8. Іскровий розряд в рідинному середовищі, у порівнянні з повітряним середовищем, приводить до збільшення викидання металу з поверхні електродів та підвищення шорсткості поверхні деталі, а теплова дія більш повільно розповсюджується на глибину, в наслідок чого величина залишкових структурних напружень зменшується і зменшується втомленість металу, а зносостійкість в кінцевому результаті підвищується. Глибина і характер розподілу по глибині залишкових структурних напружень залежить від легуючого електрода, матеріалу деталі та умов обробки [581].

Формування електроіскрового покриття ВК8+Гр+М відрізняється від покриття ВК8+М тим, що перед початком обробки поверхні деталі електроіскровим легуванням електродом ВК8 на робочих режимах, поверхню змащують мастилом, що виготовлено із нафтопродуктів з подальшим легуванням графітовим електродом. Графітовий електрод має форму прутка діаметром 4–5 мм. Графіт повинен мати зольність не більш 0,3 %. Величина електроіскрового розрядного імпульсу, як відомо, дорівнює половині добутку ємності конденсаторної батареї на квадрат робочої напруги. Змінюючи енергію розряду в діапазоні 0,04–6,4 Дж можна

отримати товщину легованого шару від 4–5 до 50–70 мкм і висоту мікронерівностей 10–160 мкм. Наприклад, при енергії розряду 0,1 Дж без змащування поверхні тертя мастилом отримано висоту мікронерівностей 16 мкм, а після змащування поверхні тертя індустріальним мастилом И-20А отримано шорсткість 60 мкм [582].

2.5.3 Зміцнення текстурованих лункових поверхонь методом іонно-плазмового термоциклічного азотування

Вибір методу зміцнення ТЛП з поглибленими дискретними ділянками методом іонно-плазмового термоциклічного азотування (ІПА), у порівняно з широко використовуваними способами хіміко-термічної обробки сталевих деталей, такими, як цементация, нітроцементация, ціанування і газове азотування в печах, обумовлений наступними основними перевагами: вища поверхнева твердість азотованих деталей; відсутність деформації деталей після обробки; збільшення зносостійкості оброблених деталей; можливість ефективної обробки глухих і крізних отворів і заглибин; можливість отримання шарів заданого складу; можливість обробки виробів необмежених розмірів і форм; усунення викривлення і деформації деталей при збереженні шорсткості поверхні в межах $Ra=0,63-1,2$ мкм, що дозволяє в переважній більшості випадків використовувати ІПА як фінішну обробку; відсутність забруднення навколишнього середовища; істотне зниження собівартості обробки; нижча температура обробки, завдяки чому, в деталі не відбувається структурних перетворень; зменшення витрат електроенергії та ін. [583].

Принцип дії ІПА полягає в тому, що у розрідженому азот-газовому середовищі між катодом (деталлю) і анодом (стінками вакуумної установки) збуджується тліючий розряд. Позитивні іони з високою енергією, бомбардуючи поверхню деталі, нагрівають її і впроваджуються в неї, формуючи твердий розчин азоту в металі, а досягши межі розчинності — нитридні (карбонітридні) фази.

Структура азотованого шару в загальному випадку складається з двох зон: зовнішня — нитридна (карбонітридні) і розташованої під нею дифузійної зони, що складається з твердого розчину з дисперсними включеннями проміжних фаз. Особливістю розробленої технології є імпульсні термоциклічні режими обробки - при невисоких енергіях удару і циклічній частоті дія виконуваної роботи є максимальною. Таким чином за короткий проміжок часу досягається висока якість обробки з мінімальними витратами.

Нанесення покриттів методом ПТА на зразки з ТЛП [584] здійснювалося на установці ВПА-1, розробленої у відділі міцності елементів конструкцій з функціональними покриттями інституту проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України (рис. 2.8). Установка складається з вакуумної камери; системи відкачування атмосфери та газів (вакуумування); системи забезпечення газом; системи вимірювання та регулювання температури; системи електроживлення; автоматизованої системи контролю та управління технологічним процесом (АСКУ), основні параметри та функціональна схема якої наведені у додатку А. Основні технічні дані установки ВПА-1 наведені у додатку Б.

Автоматизована система АСКУ включає: систему електроживлення, яка складається з блоку задавання та регулювання напруги і датчика короткого замикання; систему вимірювання та регулювання температури, до складу якої входить датчик короткого замикання, блок індикації та регулювання температури; систему вакуумування, основними елементами якої є блок вимірювання вакууму, блок управління системи вакуумування, вакуумні насоси та клапани; блок забезпечення газом; вакуумна камера; блок комутації та ПЕОМ.

Технологічний процес іонного азотування здійснювався за наступними режимами: тиск реакційного газу – 100–115 Па; склад реакційної суміші – 90%N₂ + 5%С₃Н₈ + 5Ar; температура у вакуумній камері – 570–600°С, тривалість процесу – 140-190 хв. Параметри технологічного процесу ПТА вибирались за умов досягнення мінімальних значень інтенсивності зношування та коефіцієнта тертя [49]. Особливістю азотування поверхні з рельєфом ДД є те, що плазма, в силу своєї особливості, концентрується в заглибинах (характеризується яскравим

випромінюванням світла), що призводить до більш інтенсивного процесу насичення поверхні азотом в середині ДД, у порівнянні з поверхнею без з ДД.

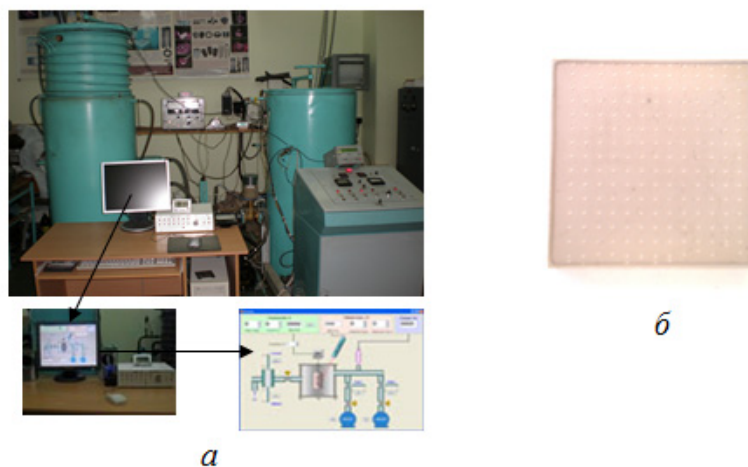


Рисунок 2.8 – Установка для формування захисних структур іонно-плазмовим термоциклічним азотуванням: *a* - загальний вигляд установки з дисплеєм автоматизованої системи контролю та управління технологічним процесом; *б* - зразок з дискретним покриттям після іонного азотування

Перед ПТА зразки із конструкційної сталі 30ХГСА, після нанесення лунок і шліфуванню, піддавались термічній обробці (загартування, тобто нагрів до 810°C і охолодження в маслі, та високий відпуск за температури 520°C протягом 1 години) для зняття залишкових напружень.

2.6 Експериментальні методи досліджень текстурованих лункових поверхонь

2.6.1 Методика визначення залишкових напружень

Основною необхідністю проведення експериментальних досліджень є підвищення достовірності методики визначення залишкових напружень ТЛП, а

також пошук можливих шляхів їх зниження.

Серед існуючих способів визначення залишкових напружень найбільш простим і доступним є метод визначення величини залишкових напружень за кривизною прямокутного зразка [108]. При цьому визначаємо середні напруження в шарі дискретної поверхні (умовно приймаємо, що напруження рівномірно розподілені по товщині дискретного шару). Залишкові напруження $\sigma_{\text{зал}}$ визначають, виходячи з того, що при нанесенні дискретного шару на основу невеликої товщини, вони призводять до деформації основи.

Для визначення залишкових напружень у дискретному шарі на пластинки розміром 80 мм × 5 мм × 0,5 мм із матеріалу латуні (Cu – 60,5-97%, інше Zn, $E=0,9 \times 10^5$ МПа) наносили ДД згідно матриці планування експерименту (рис. 2.10).

Перед початком формування ДД зразок закріплювали в кондукторі, який представляє собою пластину з двома затискачами, що виконані у вигляді гвинтів. Після нанесення лунок затискачі знімалися.

Під дією залишкових напружень зразок деформувався у вигляді дуги кола. У деформованого зразка заміряли прогин f , за величиною якого визначали значення залишкових напружень (рис. 2.11).

Вимірюючи сформований у такий спосіб прогин зразка, залишкові напруження можна визначити за відомими формулами [108, 585]. Схема для розрахунку залишкових напружень від механічного навантаження наведено на рис. 2.12.

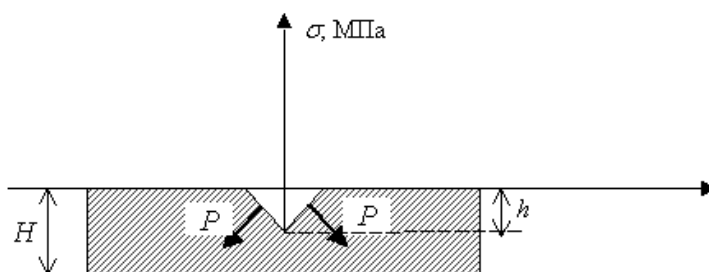


Рисунок 2.12 – Схема для розрахунку напружень ТЛП

Використовуючи рівняння пружної лінії для балки, залишкові напруження можна визначити за наступною залежністю [585]

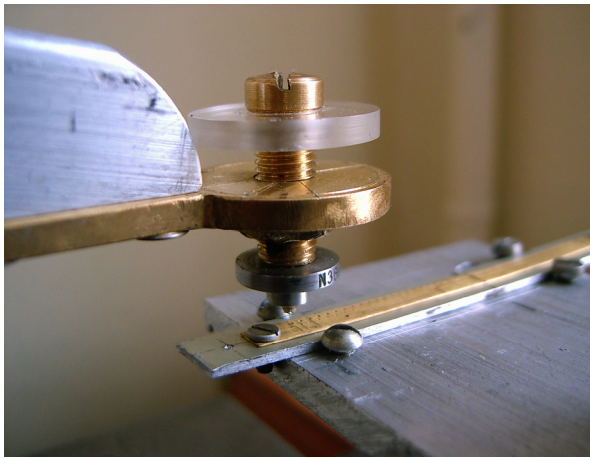
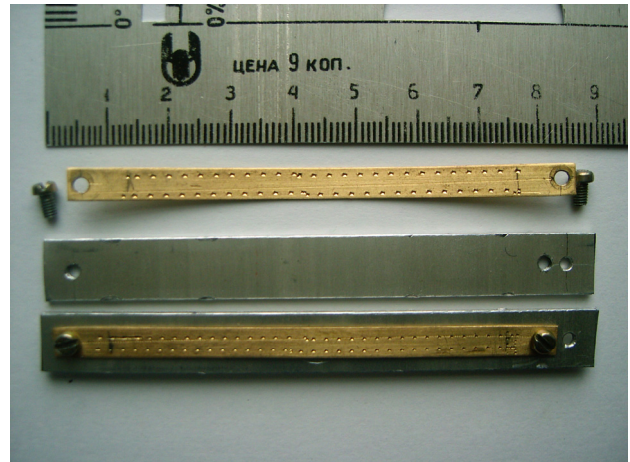
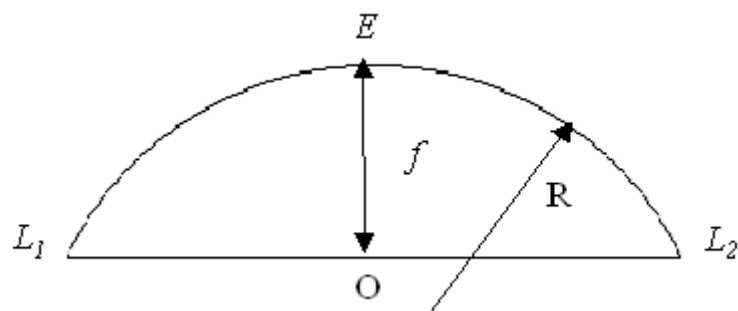
*a**б*

Рисунок 2.10 – Зразки для дослідження залишкових напружень ТЛП:

a – зразок в кондукторі, закріплений на установці;

б – загальний вигляд зразка з ТЛП в кондукторі



L_1EL_2 – довжина зразка;

L_1L_2 – хорда сегменту (l);

EO – стріла сегменту (f)

Рисунок 2.11 – Розрахункова схема обчислення радіуса кривизни зразка

$$\sigma_{зал} = \frac{32EH^3 f}{3a^2 h(1-\nu)(2H+h)}, \quad (2.78)$$

де E , ν - модуль пружності першого роду (МПа) й коефіцієнт Пуасона матеріалу відповідно;

a , f - довжина та прогин зразка, м;

H , h - товщина основи зразка і глибина лунки, відповідно, м.

З використанням методу розрахунку тонких пластин на вигин $\sigma_{зал}$ визначається як [586]

$$\sigma_{зал} = \frac{4EH^3}{3Rh(1-\nu^2)(2H+h)},$$

де R – радіус кривизни, який отримує зразок в результаті деформації, що спричиняється залишковими напруженнями, м;

Для лінійного напруженого стану формула буде мати вигляд:

$$\sigma_{зал} = \frac{16EH^2 f}{3a^2 h}, \quad (2.79)$$

Величину радіуса кривизни R обчислювали через стрілу сегменту f і хорду l ($L_1 L_2 = l$). Ґрунтуючись на відомостях із планіметрії [587], можна знайти ступінь p точки O . З однієї сторони відомо, що

$$p^2 = OL_1^2 = \left(\frac{l}{2}\right)^2, \quad (2.80)$$

а з іншої сторони

$$p^2 = EO \cdot OD,$$

де $EO = f$, $OD \approx 2R - f$, тому що $f \ll R$.

Тоді

$$p^2 = f \cdot (2R - f), \quad (2.81)$$

Дорівнюючи праві частини (2.80) і (2.81), одержимо формулу для розрахунку радіусу кривизни R :

$$R = \frac{\left(\frac{l}{2}\right)^2 - f^2}{2f}.$$

Таким чином, прямі виміри величини прогину f і наступне використання формули (2.79) дозволяють визначити величину залишкових напружень ТЛП.

2.6.2 Методика триботехнічних досліджень в умовах абразивного зношування

Випробування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах абразивного зношування здійснювали на випробувальній установці (рис. 2.13) у відповідності до ГОСТ 23.208-79. Зразки зношувались за допомогою вільного абразиву, який подавався через гумовий ролик на поверхню тертя.

Принцип роботи установки полягає в наступному: експериментальний зразок 2, розміри якого складають 30×30 мм і товщиною 4,0 мм з нанесеною дискретною поверхнею (рис. 2.14), притискався гумовим роликом 3 діаметром 50 мм, при обертанні якого в зону контакту подавався абразив 7 із бункеру 5 через жолоб 8. Зусилля притискання регулювався за допомогою важеля 6 та вантажу 10 через важіль 9. Швидкість подачі абразивних частинок регулювалось дозатором частинок 4. Безперервність подачі абразивного матеріалу у процесі випробувань контролювалося за наявністю абразивного матеріалу по всій ширині ролика. Відходи абразиву збиралися у бункеру 1. Для нанесення лунок на поверхню зразок поміщався у спеціальний кондуктор, який закріплювався в механізмі переміщення установки (див. рис. 2.4).

В якості абразиву використовувався електрокорунд 16-П згідно ГОСТ 3647-80 з зернистістю від 50 до 500 мкм. Твердість абразиву складала 1100–1200 МПа. Перед випробуванням абразив просушували (відносна утримання вологи не перевищувала 0,15%). Зношування заміряли ваговим методом на аналітичних вагах АДВ-200 з точністю до 0,0001 г. До і після випробувань зразки промивали в етиловому спирті, просушували і зважували. Експеримент проводили при швидкості ковзання 0,158 м/с і навантаженні 14,7–44,1 Н. Дослідження повторювались п'ять разів для кожної отриманої експериментальної точки на графіках. За результатами зважування

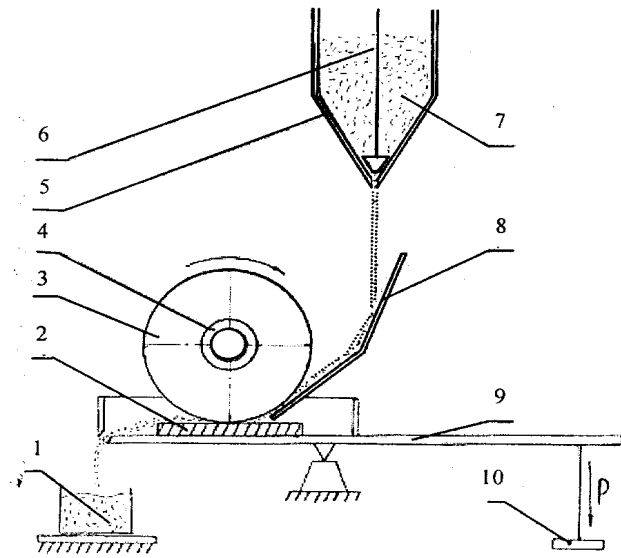
*a**б*

Рисунок 2.13 – Установка дослідження зразків на абразивне зношування:

a - загальний вигляд; *б* - схема установки:

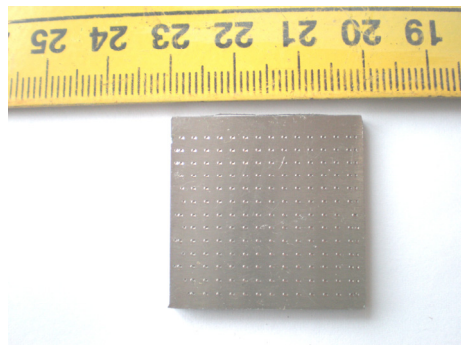
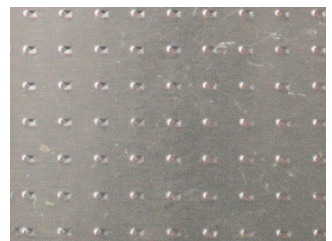
*a**б**в*

Рисунок 2.14 – Зразки для випробування ТЛП в умовах абразивного зношування: *a* – зразок в кондукторі, закріплений на установці; *б* – загальний вигляд зразка з лунковою поверхнею; *в* – частина лункової поверхні

зразків до і після випробувань визначали середньоарифметичне значення втрати ваги зразків з дискретними поверхнями. Величину відносної зносостійкості визначали відповідно до вимог ГОСТ 23.208-79.

Перед випробуванням проводили припрацювання ролика тертям шліфувальною шкуркою типу 2 згідно ГОСТ 6456-82 зернистістю 8-П згідно ГОСТ 3647-80, яка закріплювалась на плоскій сталій пластинці. Припрацювання проводили при навантаженні на ролик 22,0 Н до повного прилягання до поверхні по всій довжині ролика. Після припрацювання ролик промивався в ацетоні.

Випробування зразків в умовах зношування у водному середовищі з абразивом проводили за тією ж методикою. Абразивні частинки різної зернистості змішувались з водяним потоком і подавався у жолоб. В умовах водного середовища застосовувалась 100% вода без добавки абразивних часток.

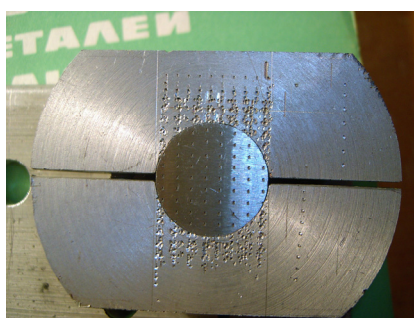
2.6.3 Методика досліджень в умовах фретинг-зношування

Дослідження триботехнічних характеристик ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах фретинг-зношування проводили на установці МФК-1, загальний вигляд якої представлений на рис. 2.16. На установці вмонтовано два окремих механізми, що дають можливість одночасно проводити випробування на двох парах зразків. Амплітуда ковзання установки складає 0,001–2,5 мм; частота коливань – 10–30 Гц; питома навантаження – до 200 МПа. Принцип дії установки описаний в роботі [440].

В установці положено в основу торцеве тертя контактуючих зразків, виконаних у вигляді втулки (рухомий зразок) і циліндра (нерухомий зразок). Площа контакту дорівнювала 0,5 см² (рис. 2.17 б, в). Вибрані внутрішній і зовнішній діаметри зразків дозволяють звести до мінімуму ефект градієнта швидкості в радіальному напрямку. Нанесення дискретної поверхні на нерухомий зразок



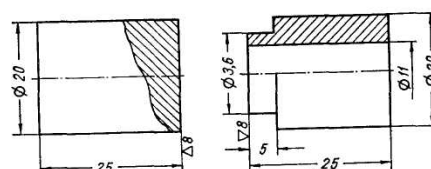
Рисунок 2.16 – Загальний вигляд установки для випробувань в умовах фретинг-зношування



a



б



в

Рисунок 2.17 – Зразки для випробування ТЛП в умовах фретинг-зношування: *a* – кондуктор для формування лункової поверхні із зразком; *б* – загальний вигляд нерухомого зразка з лунковою поверхнею та рухомого; *в* – креслення нерухомого (зліва) і рухомого (справа) зразка

здійснювали на спеціальній установці (див. рис. 2.4), для цього зразок встановлювали в кондуктор (рис. 2.17 а).

В якості матеріалів контрзразків використовували сталь 45 термічно оброблена до твердості HRC 52–54. Випробування проводились при граничному мащенні мастилом ЦИАТИМ-201 в умовах мастильного голодування та при відсутності мастильного матеріалу.

Відповідно до методики [440] досліджували залежність зношування і коефіцієнта тертя зразків в умовах фретингу від амплітуди і питоми навантаження. Величину зношування зразків визначали які різницю у вазі до і після випробувань на лабораторних аналітичних терезах АДВ-200. Для цього після випробувань зразки промивали за раніше наведеною методикою та сушили на повітрі.

2.6.4 Методика досліджень текстурованих лункових поверхонь на фретинг-втому

Експериментальне визначення характеристик опору втомі та фретинг-втомі проводили на установці ВЛЗ (на базі електродинамічного вібростенду; сертифікаційний № UA6.001.H.313) в режимі резонансних коливань за нормальних лабораторних умов. Плоскі консольні корсетного типу зразки зі сталі 30ХГСА термооброблені випробували за умов симетричного поперечного згину (рис. 2.18). В якості контртіл використовували також сталь 30ХГСА термооброблену. За критерій руйнування зразка приймали падіння власної частоти коливань на 1%, порівняно з початковим резонансним значенням, що відповідало зародженню в «небезпечному» перерізі зразку поверхневої напівеліптичної макротріщини глибиною до 0,1 мм. Частота резонансних коливань зразків за випробувань на втому ~ 130 Гц, на фретинг-втому - ~ 75 Гц. На рис. 2.19 зображено закріплений у затискачі 1 зразок 2 зі встановленим на ньому динамометричним кільцем 3 з контртілами 4. Пластина 5, яка прикріплена до кільця, по-перше, чітко фіксує положення контртіл в одному й

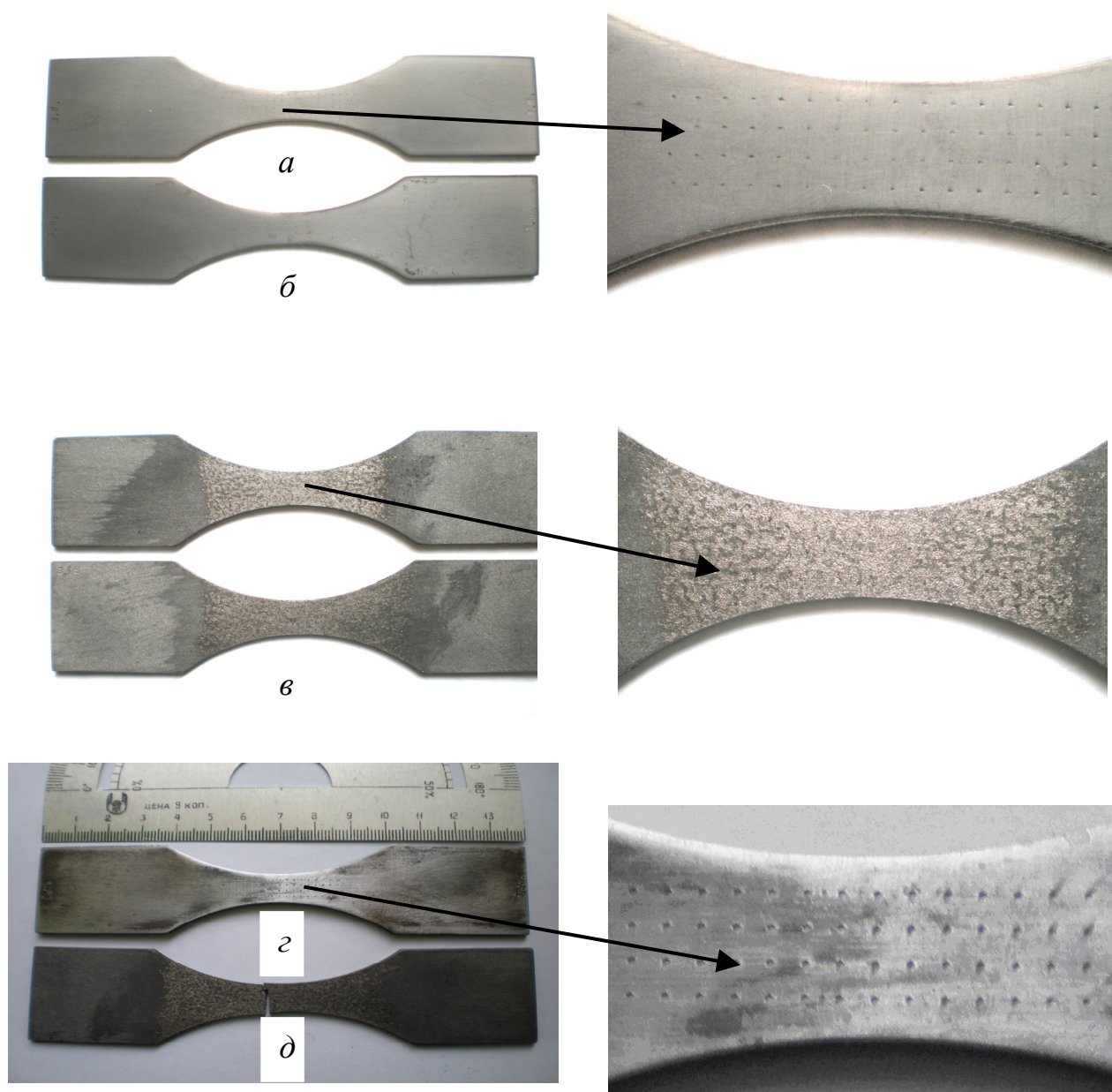
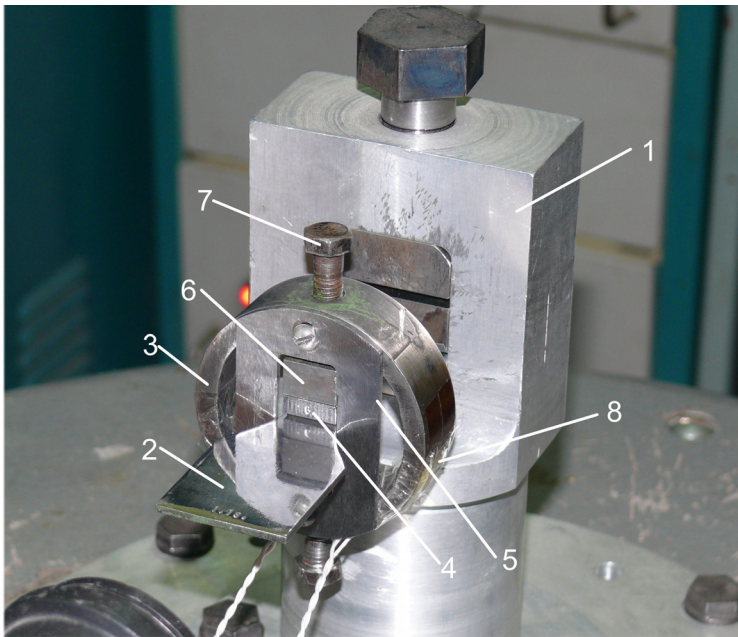
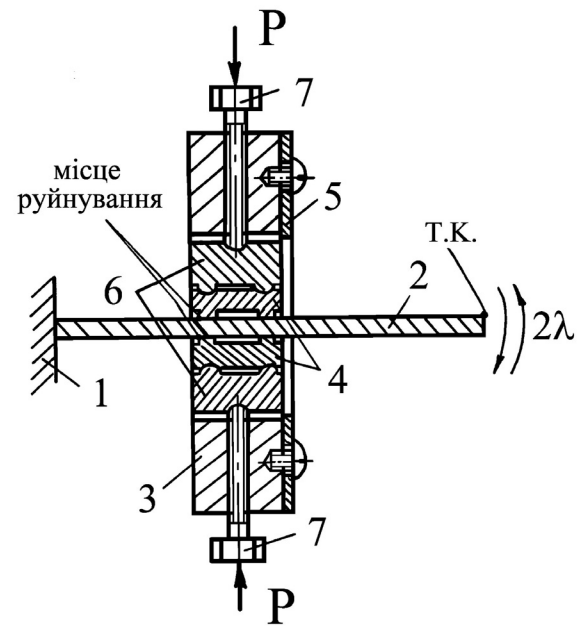


Рисунок 2.18 – Загальний вигляд дослідних зразків: *a* – зразок з дискретною поверхнею у вигляді сітки лунок, зміцненою ПТА; *б* – зразок з покриттям, сформованим імпульсним ПТА; *в* – зразок з електроіскровим покриттям ВК8+М; *г* – зразок з дискретною поверхнею у вигляді сітки лунок; *д* – зразок з електроіскровим покриттям ВК8+М після втомленого руйнування



a



б

- 1 – затискач;
- 2 – зразок;
- 3 – динамометричне кільце;
- 4 – контр тіла;
- 5 – пластина-фіксатор;
- 6 – вкладки;
- 7 – болти;
- 8 – тензорезистори 4П1-10-400

Рисунок 2.19 – Зразок з динамометричним кільцем для випробувань на фретинг-втому: *a* – загальний вигляд; *б* – схематичне зображення (повздовжий переріз)

тому ж місці для кожного зразка і, по-друге, запобігає зсуву кільця внаслідок дії відцентрової сили під час коливань. Положення контртіл по довжині зразка вибирали за умови, щоб поверхня контакту знаходилась у зоні максимальних амплітуд напружень від згину σ_a .

Сила P , з якою притискалися контртіла до поверхні зразка, розраховувалась за умови, що номінальне контактне напруження $S_{к_{ном}}$ повинно дорівнювати 140 МПа. За такого контактного напруження, згідно з літературними даними [29], забезпечуються найсприятливіші умови для фретингу. Тобто, розрахункова формула для сили P має вигляд:

$$P = F_{ном} \cdot S_{к_{ном}}, \quad (2.82)$$

де $F_{ном}$ - номінальна площа поверхні контакту контртіла.

Перед початком випробувань були проведені динамічні тарування зразка без і з закріпленням на ньому динамометричним кільцем з контртілами та статичне тарування кільця за допомогою тензорезисторів типу КФ-4 з базою 3 мм та 4П1-10-400 з базою 10 мм. Динамічне тарування проводили за методикою, розробленою Центральним інститутом авіаційного моторобудування (ЦІАМ, м. Москва) та рекомендованою для динамічних тарувань на підприємствах авіаційної промисловості [588].

Амплітуди деформацій ε_a , що відповідають показанням тензорезистора U в вольтах, визначали за допомогою камертона (рис. 2.20) за формулою

$$\varepsilon_a = \frac{k_1^2 t S_m}{4l^2 S_y} \cdot 2A, \quad (2.83)$$

де k_1 - коефіцієнт для 1-ї форми коливань, $k_1 = 1,875$; $2A$ - розмах балочки камертона у точці контролю (т.к.) в мм.

$$S_m = ch(k_1 \bar{X}) + \cos(k_1 \bar{X}) + \frac{shk_1 - \sin k_1}{chk_1 + \cos k_1} [-\sin(k_1 \bar{X}) - sh(k_1 \bar{X})],$$

$$S_y = ch(k_1 \bar{X}') + \cos(k_1 \bar{X}') + \frac{shk_1 - \sin k_1}{chk_1 + \cos k_1} [\sin(k_1 \bar{X}') - sh(k_1 \bar{X}')],$$

$$\bar{X} = a/l; \bar{X}' = c/l = 1.$$

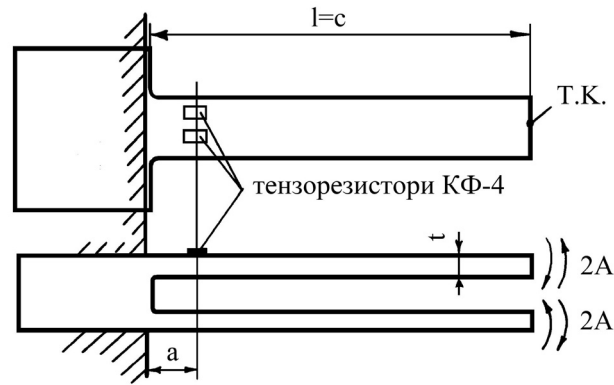


Рисунок 2.20 – Камертон для динамічного тарування

В результаті тарування камертона отримали залежність

$$\varepsilon_a = \xi_k \cdot U, \quad (2.84)$$

де ξ_k - коефіцієнт пропорційності.

Потім, в результаті тарувань зразка, отримали наступну залежність між амплітудою напружень σ_a^T і розмахом 2λ коливань у точці контролю вільного кінця зразка:

$$\sigma_a^T = 2\lambda / \xi_l, \quad (2.85)$$

де $\xi_l = \frac{1}{\xi_k \cdot U_l \cdot E}$ (мм/МПа), - тарувальний коефіцієнт для (2.86)

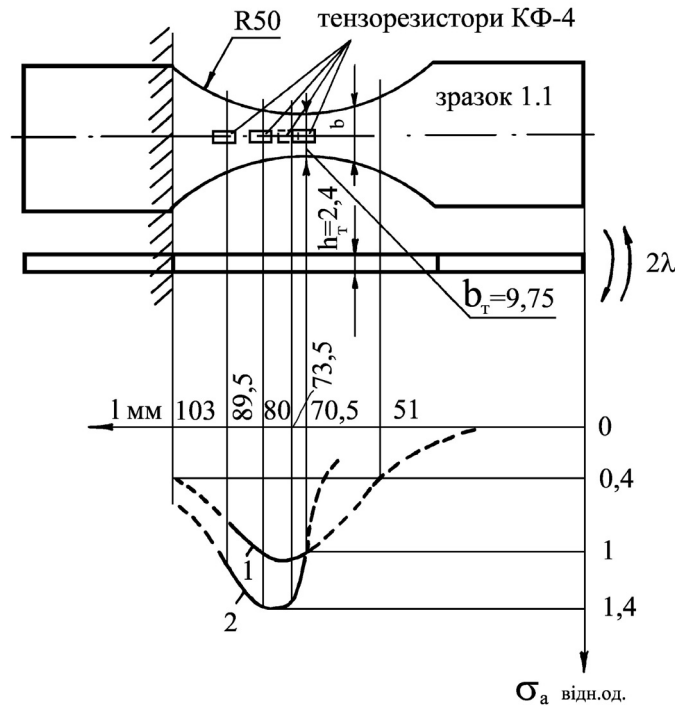
даного зразка, який залежить від довжини l ;

U_l – показання тензорезистора в вольтах на довжині l за розмаху $2\lambda = 1$ мм;

E – модуль пружності матеріалу зразка.

Вигляд зразка та епюри амплітуд напружень у відносних одиницях за умов навантаження згином наведені на рис. 2.21. Далі, в процесі випробувань контроль заданої амплітуди напружень σ_a^T здійснювався за допомогою

оптичного мікроскопу МБС–2, підтримуючи відповідний постійний розмах 2λ у точці контролю на вільному кінці зразка. Тобто, навантаження відбувалось у «м'якому» режимі.



1 – випробування на втому;

2 – випробування на фретинг-втому (з закріпленням на зразку динамометричним кільцем)

Рисунок 2.21 – Креслення зразка, схема його навантаження та епюри амплітуд напружень

Після фіксування числа циклів N до руйнування за вище вказаним критерієм зразки доводили до остаточного руйнування (розділення на дві частини) з метою точного встановлення місця зародження тріщини втоми і його подальшого мікроскопічного дослідження, а також, для визначення фактичної величини амплітуди напружень σ_a в місці руйнування для даного i -го зразка.

Оскільки зразки відрізнялись один від одного товщиною h_i в робочій зоні і руйнувались в різних місцях по довжині l_i , була виведена формула для розрахунку фактичного напруження

$$\sigma_a = \sigma_a^T \frac{h_i \cdot b_T \cdot l_i}{h_T \cdot b_i \cdot l_T}, \quad (2.87)$$

де σ_a^T - амплітуда напружень у найменшому перерізі зразка, на якому було виконано тарування;

h_T, b_T, l_T - товщина, ширина та відстань від вільного кінця протарованого зразка, відповідно;

h_i, b_i, l_i - розміри перерізу і відстань до нього в місці руйнування i -го зразка.

Формула (2.85) була виведена за умов, що $2\lambda = \text{const}$ для різних зразків, а саме протарованого та i -го, і еквівалентна розмаху 2λ сила навантаження на вільному кінці постійна по довжині i -го зразка.

Слід також зазначити, що перед випробуванням гострі краї робочої частини зразків закруглялись до $r \cong 0,5$ мм з метою усунення концентрації напружень. Це гарантувало зародження тріщини втоми в середині поверхні, виключаючи її появу на гострих ребрах зразка. Перед кожним випробуванням на фретинг-втому робочі поверхні контртіл зачищались дрібнозернистим наждачним папером і протирались ацетоном для їхнього знежирювання. Окрім цього, краї робочих поверхонь контртіл, які знаходились в зоні дії максимальних згинальних напружень зразка, закруглялись до $r \cong 0,5$ мм з метою запобігання виникненню під час навантаження згином додаткової концентрації напружень в місці контакту ребра ніжки контртіла зі зразком. Після руйнування зразка від фретинг-втоми замірялась фактична площа контакту F_ϕ , і обчислювалось фактичне контактне напруження $S_{\kappa\phi}$ за формулою

$$S_{\kappa\phi} = P / F_\phi. \quad (2.88)$$

Амплітуди ковзання в контактi, які реалізуються в розробленій методиці, розраховували у відповідності до рекомендацій роботи [589], де було показано що при допущенній про жорсткість фретинг-накладок і не пружне деформування матеріалу зразка вони можуть бути визначені за залежністю:

$$A_\kappa = 0,5B \left(\frac{\sigma_a}{E} + \varepsilon_{nl} \right), \quad (2.89)$$

де B – відстань між серединами опор фретинг-накладки (ніжок контртіла);

ε_{nl} - непружна деформація зразка.

Так як для загартованої сталі непружна деформація зазвичай дуже низька при багато цикловому навантаженні ($\varepsilon_{nl} < 10^{-6}$), приймаємо, що $\varepsilon_{nl} = 0$. Враховуючи діапазон зміни σ_a за фретинг-втоми сталі 30ХГСА, величина амплітуди ковзання в експериментах змінювалася у діапазоні $A_k \cong (4 \dots 9)$ мкм.

2.6.5 Методика триботехнічних досліджень в умовах тертя ковзання

Дослідження триботехнічних характеристик ТЛП з поглибленими дискретними ділянками проводили відповідно до стандарту [590], який встановлює метод дослідження матеріалів при терті з обмеженою подачею мастильного матеріалу. Суть методу полягає у визначенні залежності зносу і коефіцієнту тертя контактуючих поверхонь зразка матеріалу і контрзразка від швидкості ковзання і сили навантаження. В якості матеріалу зразка використовували сталь 45 (ГОСТ 1050-74) загартована (42–45 HRC) і контрзразка сталь 30ХГСА загартована. Лунки формували на робочій поверхні контрзразка за допомогою спеціального пристосування (рис. 2.22).

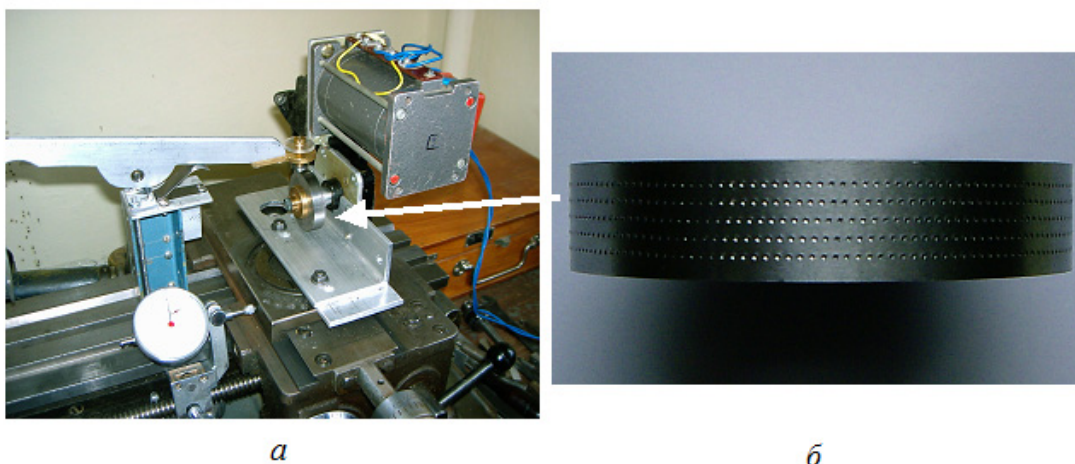


Рисунок 2.22 – Контрзразки ТЛП для випробування в умовах граничного навантаження: *а* – установка зі спеціальним пристосуванням для формування лункової поверхні на контрзразку; *б* – загальний вигляд контрзразка з текстурованою лунковою поверхнею

Для випробувань зразків з ТЛП в умовах граничного мащення використовували установку - машина тертя М-22М (рис. 2.23 а). Контакт пари тертя відбувався за схемою “диск-колодка” (рис. 2.23 б, в).

В якості мастильного середовища застосовували індустріальне мастило И-20А відповідно до ГОСТ 20799-75. Для забезпечення режиму граничного тертя застосовували мастильний пристрій відповідно до рекомендацій ГОСТ 26614-85, схема якого наведена на рис. 2.23 г. Швидкість ковзання зразків складала 0,625; 0,9375; 1,25; 1,875; 2,5 м/с, питоме навантаження – до 10 МПа.

У процесі досліджень за допомогою електронної вимірювальної системи безперервно вимірювалась та реєструвалась сила тертя F_{TP} та розраховувався коефіцієнт тертя.

Для оцінки зносостійкості ТЛП розраховували вагову інтенсивність зношування I_U в кг·см⁻² на 1000 м шляху тертя за формулою

$$I_U = \frac{10^3 \cdot \Delta V}{S_k \cdot L}, \quad (2.90)$$

де ΔV – вагове зношування, кг;

S_k - площа контакту (см²);

L – шлях тертя, м.

Величину зношування ΔV визначали як різницю у вазі зразка (контрзразка) до і після випробувань на лабораторних аналітичних терезах АДВ-200. До и після випробувань зразки (контрзразки) промивали і просушували за наведеною вище методикою.

Коефіцієнт тертя ковзання розраховували за наступною формулою:

$$f = \frac{F_{TP}}{N} = \frac{M_{TP}}{R \cdot P}, \quad (2.91)$$

де $F_{TP} = \frac{M_{TP}}{R}$ - сила тертя, яка виникає в процесі зношування;

M_{TP} – момент тертя, що визначається за даними індукційного датчика;

R – радіус зразка;

$N=P$ – нормальна складова сил, що виникає в зоні контакту поверхонь тертя;

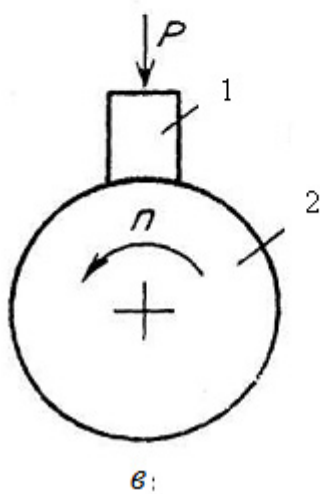
P – зовнішнє навантаження.



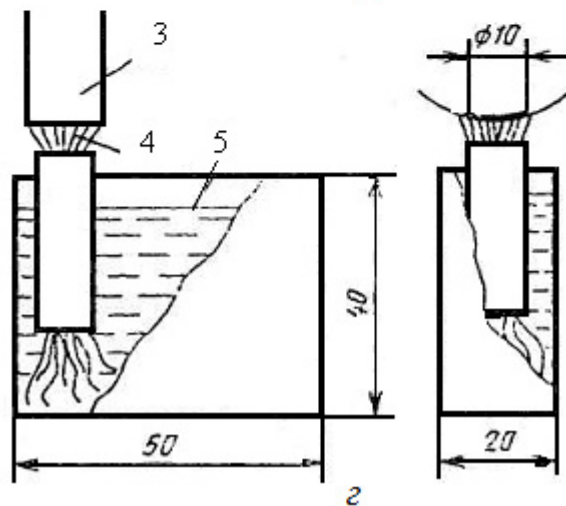
а



б



в;



г

- 1- зразок-колодка;
- 2, 3- контрзразок-диск;
- 4- гніт;
- 5- мастило

Рисунок 2.23 – Установа для проведення трибологічних досліджень ТЛП в умовах граничного мащення: а – загальний вигляд машини тертя М-22М; б, в – загальний вигляд і схема контакту пари тертя диск-колодка; г – схема мастильного пристрою для забезпечення граничного мащення

2.7 Фізичні та хімічні методи досліджень

В роботі застосовувались сучасні фізичні і хімічні методи досліджень структури і хімічного складу тонких поверхневих шарів ТЛП.

Для виявлення мікроструктури досліджуваних матеріалів при різних збільшеннях застосовували метод хімічного травлення шліфів. Тривалість травлення залежить від хімічного складу матеріалу і термічної обробки, концентрації розчинника і його хімічної активності. Тривалість травлення підбиралась експериментально. Для травлення сталі 30ХГСА після термічної обробки застосовувався розчинник у складі: азотна кислота HNO_3 – 4 см^3 ; аміловий спирт $\text{C}_5\text{H}_{11}\text{OH}$ – 100 см^3 . В результаті аустеніт набуває жовтого, а сорбіт і тростит – коричневого кольору [591].

Методика растрової електронної мікроскопії. Фактографічні дослідження проводились з використанням методу растрової електронної мікроскопії на мікроскопі-мікроаналізаторі “CamScan-4DV”, основне призначення якого складає у відтворенні за допомогою електронно-променевої трубки тримірною зображення поверхневого зразка за загальноприйнятою методикою [592, 593]. Дані, що отримані після проходження електронного пучка по зразку, передаються на екран, на якому можна спостерігати топографію і структуру поверхні, що аналізується. Межа збільшення мікроскопу варіюється в широких межах – 20–300000, що дозволяє вибирати оптимальне збільшення, в залежності від поставленої задачі. В даній роботі оптимальним при дослідженнях топографії і складу поверхні використовували діапазон збільшення від 100 до 2000.

Методика визначення хімічного складу. Визначення хімічного складу поверхонь зразків, а також різних фаз, включень здійснювалося з використанням методу рентгеноспектрального аналізу, фізична суть якого полягає в генерації рентгенівського випромінювання при попаданні первинного електронного пучка на поверхню зразків.

Рентгенівський спектр, що випромінюється, складається із спектру безперервного рентгенівського випромінювання, що включає рентгенівські промені всіх значень енергії, аж до енергії падаючого променя, і з ліній характеристичного рентгенівського випромінювання (відомих як ряд ліній К-, L- і М-серій), за допомогою яких можна однозначно ідентифікувати хімічний склад зразка.

Детектування і аналіз рентгенівських променів, направлених на поверхню зразка, проводились за допомогою дисперсного енергетичного спектрометра LZ-5 з обробкою отриманих результатів, включаючи кількісний аналіз з урахуванням усіх поправок в мінікомп'ютерній системі "LINK-860".

Методика кількісного мікрорентгеноспектрального аналізу ZAF-4/FLS, що використовувалась в даній роботі, основана на застосуванні еталонів відомого складу. При проведенні кількісного мікроаналізу визначається величина відношення інтенсивностей рентгенівського випромінювання досліджуємого елемента у зразку і в еталоні.

Використання підпрограми "DIGIMAP" дозволяє визначити напівкількісний розподіл елементів по площині. Вона забезпечує розбивку площі на 128 крапок по горизонталі і 128 крапок по вертикалі. У кожній крапці задається режим, при якому електронний зонд за час 40 мкс визначає хімічний склад. Апроксимуючи кількісні значення змісту хімічних елементів у кожній крапці, ЕОМ видає інформацію на принтер у вигляді хімічної карти.

Для визначення хімічної взаємодії між легуючими елементами використовувалась підпрограма "М", яка дозволяє присвоювати хімічним елементам визначений колір (блакитний, жовтий, червоний) і його інтенсивність, в результаті чого виникає співвідношення кольорових гам, що відповідає взаємодії і концентрації хімічних елементів за рахунок зміни кольору. При суміщенні блакитного і жовтого кольорів, з'являється зелений, який характеризує хімічне з'єднання між елементами, а при відсутності зеленого кольору – твердий розчин, відповідно до діаграм інтенсивності кольору.

Методика оже-спектроскопії. Оже-спектроскопія проводилася оже-мікрозондом марки JAMP-10S фірми "JEOL". Дана установка дозволяє виконувати

дослідження методами растрової електронної мікроскопії, електронної-оже спектроскопії та проводити розпилення йонами аргону.

Концентрацію елементів оцінювали за інтенсивністю характерних Оже-ліній та відповідних факторів відносної чутливості за формулою:

$$C_i = \frac{I_i / g_i}{\sum_{i=1}^n (I_i / g_i)}, \quad (2.92)$$

де C_i – концентрація (в ат. %) i – го елементу;

I_i – інтенсивність ліній спектру елементів;

g_i – відносна чутливість;

n – загальна кількість елементів, концентрації яких розраховують.

Для дослідження розподілу елементів по глибині проводили розпилення поверхні іонами аргону зі швидкістю 3 нм/хв. Локальність зони дослідження становила близько 1 мкм.

Роботу виходу електрону оцінювали за розподілом “істинно вторинних електронів”, реєструючи диференційні спектри $\partial N(E)/\partial E$ в діапазоні енергій 0...10 еВ за наступних параметрів: роздільна здатність спектрометра $\Delta E/E = 0,5\%$, амплітуда модуляції – 2 еВ, стала часу – 1 с, напруга на каналотроні – 2,5 кВ, автоматичний запис спектру з кроком 0,1 еВ. Вакуумування зразків забезпечувалося до тиску $10^{-9} \dots 10^{-7}$ Па.

Методика рентгенофазового аналізу. Рентгенофазовий аналіз проводився для уточнення фазового складу зразків. Дослідження проводились на дифрактометрі “Дрон-4-13С” $\sin^2\psi$ методом. Дифракційні максимуми реєструвались у дискретному режимі з кроком $0,1^\circ$, час експозиції у точці – 2 с. У деяких випадках використовувався селективно поглинаючий фільтр. Фазовий склад визначався порівнянням кутових положень зареєстрованих дифракційних максимумів з кутами відбиття фаз, утворення яких можливе в досліджених зразках. Для порівняння використовувались дані з бібліотеки ASTM.

Висновки до розділу 2

1. Описана загальна методологія роботи, що здійснюється на базі застосування системного підходу до вирішення наукової проблеми, яка припускає аналіз системного оточення й формування множини стратегій вибору, функціонально-морфологічний аналіз і розробку системи показників якості, а також математичні описи й моделювання технологічного процесу з метою синтезу розрахункових варіантів і створення механізму вибору кращого з них.

2. Передумовою розробки методології підвищення зносостійкості деталей і вузлів ТСП ТЛП є системність та комплексний характер наукових досліджень, який включає технології, експеримент, моделювання, розрахунки, визначення напружено-деформованого стану, фізико-механічних та триботехнічних характеристик для різних умов тертя і зношування, що дозволяє логічно упорядкувати складні процеси дослідження на спільній методологічній інформаційній базі системного підходу, в основі якого лежать відомі принципи цілеспрямованості, моделювання, фізичності, що визначає основні процедури проведення системних досліджень: декомпозицію, змістовний аналіз, формалізований опис, моделювання, дослідження, вибір оптимального варіанту.

3. Розроблено новий принцип формування комбінованих ТЛП з поглибленими дискретними ділянками з подальшим їх зміцненням методом ПТА, що дозволяє отримувати дискретні поверхні з заданими конструкційними, триботехнічними і фізико-хімічними властивостями.

4. Для визначення оптимальних параметрів технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками використано метод багатofакторного планування експерименту та математичної обробки статистичних даних, який дозволяє представити технологічний процес у вигляді функціональної залежності вхідних та вихідних параметрів. Тобто технологію нанесення ТЛП розглянуто як спосіб управління властивостями поверхневого шару.

5. Визначена методологія проведення комплексу досліджень щодо визначення

значень фізико-механічних властивостей ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, їх структурно-фазового та хімічного складу, рівня й розподілу залишкових напружень у зміцнених шарах.

6. Визначено методологію досліджень ТЛП з поглибленими дискретними ділянками з використанням методу скінченно-елементного аналізу, яка дозволить більш глибоко зрозуміти процеси, які відбуваються у поверхневих шарах як у окремих дискретних ділянках, так і у дискретних поверхнях в цілому.

РОЗДІЛ 3

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ФОРМУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ

Розміри і конфігурацію ТЛП встановлювали, виходячи з умов мінімізації НДС при силовому (температурному) впливу на поверхню, що дозволяє багатократно підвищити її граничний стан [107]. Відсутність такої інформації є суттєвою перешкодою в області інтерпретації процесів, що супроводжують процеси тертя та зношування трибосполучень. Тому вивчення НДС поверхонь деталей з ТЛП з поглибленими дискретними ділянками є важливою і актуальною задачею.

У даному розділі досліджено залишкові напруження ТЛП і окремих дискретних ділянок (лунок) з застосуванням комплексного підходу, який включає розрахунково-експериментальні, металографічні, математичні методи та методи скінченно-елементного аналізу. На основі проведених досліджень встановлені закономірності виникнення технологічних залишкових напружень, обґрунтовано вибір оптимальної конфігурації ТЛП за умов мінімізації її НДС та запропоновані шляхи їх зменшення.

3.1. Розрахунково-експериментальні дослідження залишкових напружень

За результатами розрахунково-експериментальних досліджень встановлено, що при формуванні ТЛП з поглибленими дискретними ділянками (ДД) виникають залишкові напруження розтягу. В залежності від відстані між рядками лунок (X_1), відстані у рядку (X_2) і глибини ДД (X_3) (рис. 3.1, 3.2) залишкові напруження розтягу мають різні значення (рис. 3.3–3.5).

Так при збільшенні глибини ДД залишкові напруження спочатку збільшуються від 159 до 167 МПа, а потім зменшуються і при глибині ДД $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м мають

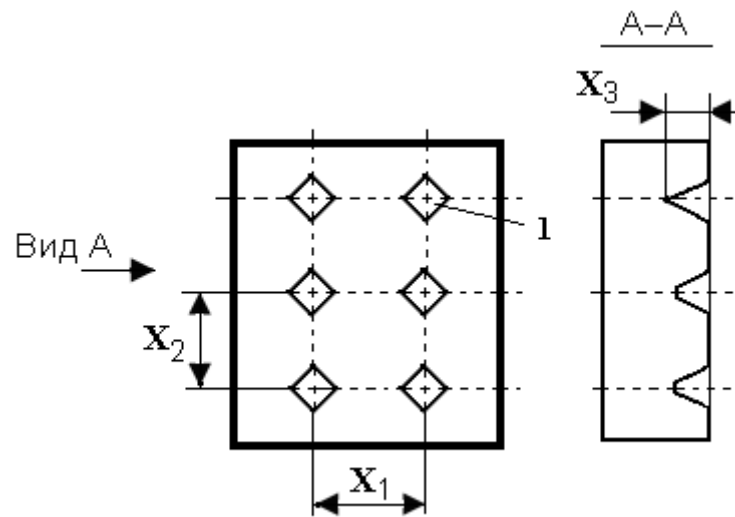


Рисунок 3.1 – Загальна схема ГЛП

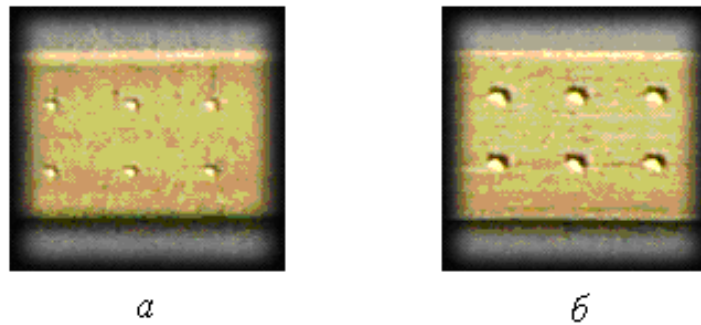


Рисунок 3.2 – Дискретна поверхня зразків з різною глибиною ДД: а- $X_3=0,55 \times 10^{-3}$ м;
 б- $X_3=0,98 \times 10^{-3}$ м

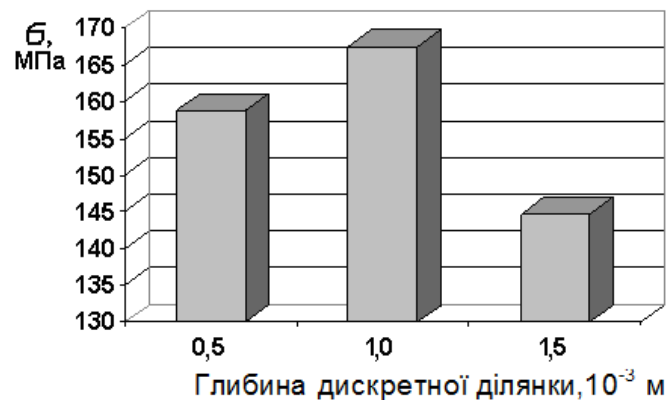


Рисунок 3.3 – Залежність залишкових напружень дискретної поверхні від глибини ДД (відстань між рядками $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, відстань у рядку $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м)

значення 145 МПа (рис. 3.3). Менші залишкові напруження ТЛП формуються при відстані між рядками $X_1=3,0 \times 10^{-3}$ м (рис. 3.4) і відстані у рядку $X_2=(2,0-3,0) \times 10^{-3}$ м (рис. 3.5).

Формування ТЛП – це свого роду зміцнення, поверхнево-пластичне деформування поверхневих шарів матеріалу зразка при механічному впровадженні індентора, яке має ряд особливостей, а саме: локалізація зміцнення в поверхневому шарі, виникнення градієнта напружень і деформацій. Як відмічалось в роботах [226, 594, 595], воно схоже на процеси деформування поверхневих шарів сталей абразивними частками при абразивному зношуванні, являючись одним із видів руйнування матеріалів.

Очевидно, що опір проникненню індентора при формуванні ДД буде залежати від твердості матеріалу основи і здатності його поверхневого шару пластично деформуватися. Встановлено, що для одних матеріалів (наприклад, латуні) в області невеликих навантажень глибина ДД різко зростає за рахунок невисокої твердості поверхневого шару. Але зі збільшенням ударної дії індентора зростає пружно-пластична деформація поверхневого шару матеріалу основи і глибина ДД також зростає, досягаючи свого максимального значення незалежно від властивостей матеріалу при великих контактних деформаціях, які можна розглядати як формування стану повної втрати пластичності для даного матеріалу. При параметру $X_3=1,2 \times 10^{-3}$ м глибина ДД практично не змінюється для латуні. Для сталей глибина деформацій змінюється поступово і при параметру $X_3=1,6 \times 10^{-3}$ м для сталі 30ХГСА глибина ДД практично не змінюється.

Таким чином, глибина ДД має неоднозначний вплив на рівень НДС ТЛП. В залежності від параметрів X_1 , X_2 і X_3 залишкові напруження розтягу мають різні значення.

Розглянемо модель процесу формування ДД при впровадженні алмазного індентора (рис. 3.6), яке пов'язано з локалізацією пластичного деформування в тонкому поверхневому шарі деталі і виникненням високих градієнтів напружень σ і деформацій ϵ . При формуванні ДД деталь l переміщується зі швидкістю V , яка визначає геометричні параметри ТЛП.



Рисунок 3.4 – Залежність залишкових напружень дискретної поверхні від відстані між рядками (відстань у рядку $2,0 \times 10^{-3}$ м, глибина ДД $1,5 \times 10^{-3}$ м)

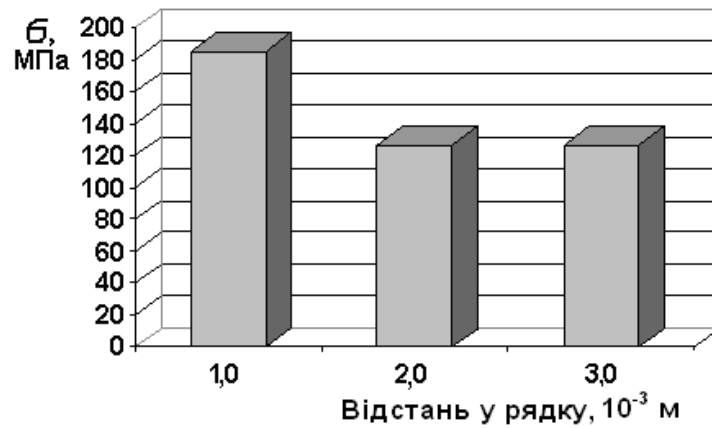


Рисунок 3.5 – Залежність залишкових напружень ТЛП від відстані у рядку ($X_1=1,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м)

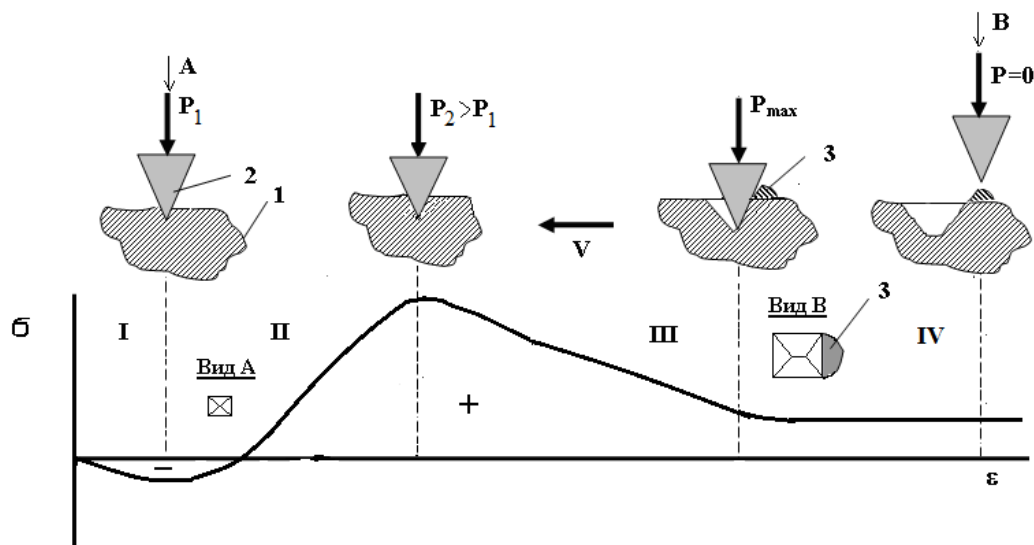


Рисунок 3.6 – Модель процесу формування ДД

Процес формування ДД можна представити у чотири етапи. На першому етапі при початковому впровадженні індентора 2 здійснюється пружна деформація поверхневого шару деталі 1 під дією навантаження P_1 , яке залежить від вибраної частоти коливання ударного пристрою і твердості поверхневого шару матеріалу. Твердість рахується інтегральною характеристикою міцності і пластичності матеріалів і визначається глибиною проникнення в поверхню індентора при вдавлюванні його з заданим навантаженням [597]. Переважаючими на цьому етапі є залишкові напруження стиску. Процес першого етапу погоджується з відомими результатами досліджень при впровадженні індентора.

На другому етапі здійснюється пластична деформація обох внутрішніх сторін ДД, що призводить до зміни знаку напружень і формуванням максимальних залишкових напружень розтягу.

На третьому етапі здійснюється подальше проникнення і тангенціальне переміщення індентора, яке залежить від швидкості V руху деталі 1. В результаті здійснюється пластична деформація передньої кромки ДД і формування напливу 3 - витиснутої частини деформованого матеріалу. Форма ДД виглядає декілька витягнутою (див. рис. 3.6, рис. 3.7, б). Високі швидкості ударного ідентування (на одиницю об'єму зміщеного матеріалу) ініціюють розвиток смуг локалізованого зміщення матеріалу по краях внутрішніх сторін ДД (рис. 3.7, а). В результаті залишкові напружень розтягу різко зменшуються.

На четвертому (заключному) етапі процес формування ДД закінчується, навантаження знімається з індентора. Сформована ДД складається з відбитку індентора і області спучування – напливу.

Таким чином, величина і характер зміни залишкових напружень мають неоднозначну поведінку і залежать від текстури поверхні, геометричних параметрів ДД, що в свою чергу буде впливати на зносостійкість трибосполучень. Для врахування одночасного впливу вищезгаданих факторів на НДС ТЛП з метою його мінімізації застосуємо сучасні методи моделювання.

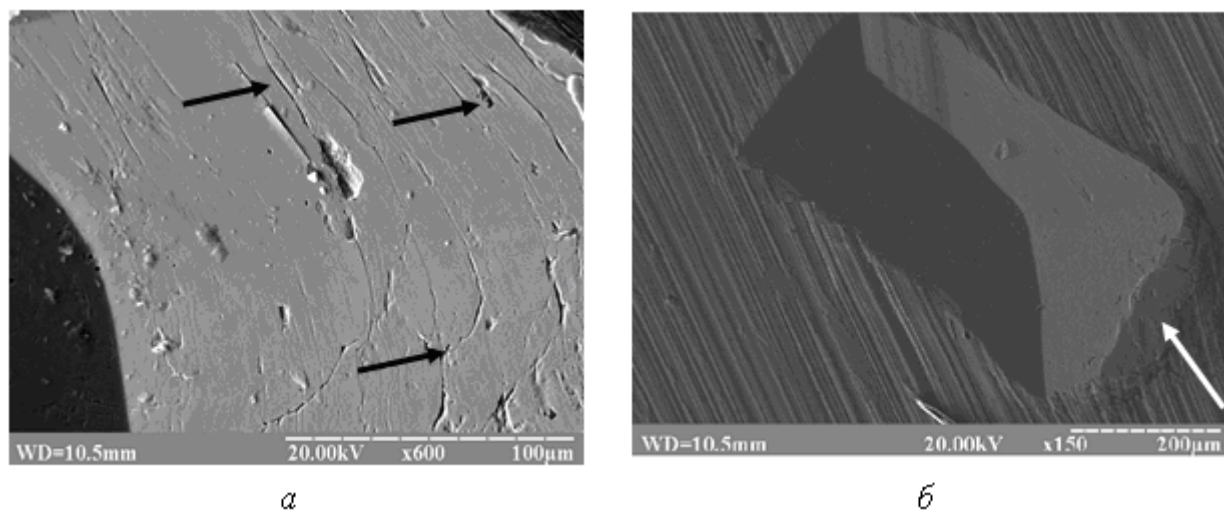


Рисунок 3.7 – Мікрофрактографії поверхні зразка: а – смуги локалізованого зміщення матеріалу по краях сторін ДД; б – ДД з напливом [273]

3.2 Побудова математичних моделей за результатами експерименту

За результатами експерименту для визначення оптимальної текстури ТЛП з поглибленими ДД з метою отримання мінімальних залишкових напружень розтягу було проведено статистичний аналіз та побудовано регресійної моделі залежностей критерію оптимізації Y_1 (НДС ТЛП з поглибленими ДД) від параметрів оптимізації (табл. 3.1). Розрахунок моделей здійснювався за допомогою програми ППП ПРІАМ. В якості початкових даних використовувалися матриця планування (табл. 3.2) та результати експериментальних досліджень (табл. 3.3).

Після обробки результатів експериментальних досліджень були отримані математичні моделі, що описують залежність залишкових напружень ТЛП від конструктивно-технологічних параметрів [272].

$$Y_1 = 203,095 + 38,941 x_2^2 - 56,1202 x_3 - 53,3123 x_2 - 48,2674 x_2 x_3 - 54,2912 x_2^3 - 84,6669 x_2^3 x_3^2 - 19,9228 x_1 - 29,6173 x_1^2 x_3^2 - 13,7754 x_1 x_2^2. \quad (3.5)$$

Таблиця 3.1 – Фактори та рівні варіювання

№ з/р	Параметри оптимізації	Умовне позначення параметра	Межі варіювання
1	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м	X_1	1,0–3,0
2	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м	X_2	1,0–3,0
3	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м	X_3	0,5–1,5

Таблиця 3.2 – Матриця планування експериментальних досліджень

№ зразка	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3
1	2,0	2,0	0,5
2	3,0	2,5	0,8
3	2,0	2,5	1,0
4	3,0	2,5	1,2
5	2,5	2,5	1,5
6	3,0	2,5	1,5
7	3,0	2,0	1,5
8	1,0	1,0	1,0
9	1,0	3,0	0,5
10	3,0	1,0	1,5
11	1,0	2,0	1,5
12	2,0	1,0	0,5
13	3,0	3,0	0,5
14	1,0	3,0	1,5

Таблиця 3.3 – Результати експериментальних досліджень

№ зразка	Стріла прогину зразка (f), $\times 10^{-3}$ м	Залишкові напруження розтягу, МПа
1	+0,6	158,70
2	+2,0	168,12
3	+2,0	167,56
4	+2,4	155,25
5	+2,5	144,67
6	+3,5	201,62
7	+2,0	114,17
8	+4,0	335,13
9	+1,1	290,96
10	+3,4	195,86
11	+2,2	126,73
12	+1,6	423,21
13	+0,9	238,05
14	+2,2	126,73

де Y_I – математична модель в кодованих значеннях для залишкових напружень.

Формули переходу від кодованих значень до натуральних:

$$x_I = 0,875(X_1 - 2,14286); \quad (3.6)$$

$$x_1^2 = 1,85034(X_1^2 + 0,198529 X_1 - 0,53125); \quad (3.7)$$

$$x_2 = 0,903226(X_2 - 2,10714); \quad (3.8)$$

$$x_2^2 = 2,16934(X_2^2 + 0,24128 X_2 - 0,383975); \quad (3.9)$$

$$x_2^3 = 5,40577(X_2^3 + 0,216628 X_2^2 - 0,750783 X_2 + 0,00946552); \quad (3.10)$$

$$x_3 = 1,75(X_3 - 1,07143); \quad (3.11)$$

$$x_3^2 = 1,79005(X_3^2 + 0,204157 X_3 - 0,54875). \quad (3.12)$$

де X_1, X_2, X_3 – конструктивно-технологічні фактори.

Отримані залежності, перевірені на адекватність, відтворюваність і інформативність результатів за критеріями математичної статистики (2.5, 2.6, 2.12). Результати статистичного аналізу представлені в табл. 3.4. Результати повторних досліджень, що проведені в однакових умовах, перевірялися на статистичну відтворюваність за G–критерієм Кохрена (2.4). Для всіх регресійних залежностей $G_{розр} < G_{табл}$ при $\alpha = 0,05$. Тому, ступінь розсіювання результатів за рядками матриці планування однакова, а результати відтворені.

Перевірка гіпотези на адекватність отриманих моделей результатів експерименту проводилася з використанням F–критерію Фішера (2.13). Для одержання моделей при прийнятому рівні значимості $\alpha=0,05$ $F_{розр} < F_{табл}$, тому модель адекватно відображає результат експерименту.

Оцінка якості отриманих математичних моделей проводилась шляхом визначення коефіцієнта множинної кореляції (2.11). Коефіцієнт множинної кореляції R показує величину статистичного зв'язку по рівнянню множинної регресії Y_i і початковими експериментальними результатами. В отриманих математичних моделях коефіцієнти множинної кореляції статистично значимі, тобто $F_{розр} > F_{табл}$, при прийнятому рівні значимості, отже моделі інформативні і несуть корисну інформацію про процес, що моделюється.

Для визначених параметрів проведено графічне дослідження їх впливу на критерій оптимізації, який характеризує НДС ТЛП. Воно виконувалося шляхом побудови сімейства графіків часткових рівнянь регресії (рис. 3.8, 3.9, 3.10).

Візуальний аналіз графіків дозволяє провести детальний аналіз впливу факторів на значення функції відгуку та визначити ті значення факторів, які на протязі всього часу впливу здійснюють найбільший чи найменший ефект.

На основі отриманих результатів можна отримати наочне уявлення про геометричний образ функції відгуку побудовою відповідної геометричної поверхні, які представлено на рис. 3.11, 3.12.

Таблиця 3.4 – Статистичні характеристики моделі

Параметри статистичного аналізу	Значення параметрів для моделі Y_I
Аналіз адекватності моделі	
Залишкова дисперсія	152,378
Дисперсія відтворюваності.	10,1671
Розрахункове значення F-критерію	52,8078
Рівень значимості F-критерію для адекватності для ступенів свободи.	0,05 $V_1 = 9 \quad V_2 = 4$
Табличне значення F-критерію для адекватності	5,99878
Стандартна помилка оцінки	12,3528
Стандартна помилка оцінки, скоректована з урахуванням ступенів свободи	19,9183
Модель адекватна	
Аналіз інформативності моделі	
Частка розсіювання, що пояснюється моделлю	0,994165
Введено регресорів (ефектів)	10
Коефіцієнт множинної кореляції	0,997078
Коефіцієнт множинної кореляції, скоректований з урахуванням ступенів свободи	0,992386
F відношення для R	75,7264
Рівень значимості F-критерію для інформативності для ступенів свободи	0,05 $V_1 = 9 \quad V_2 = 4$
Табличне значення F-критерію для інформативності	5,99878
Критерії Бокса й Веца для інформативності	3
Модель інформативна	

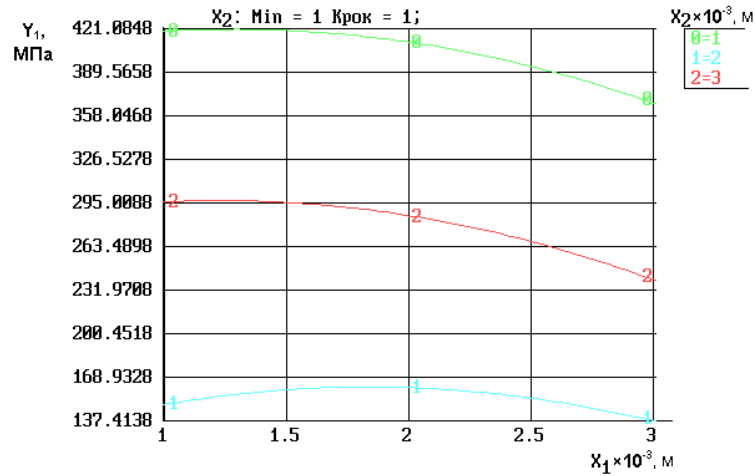


Рисунок 3.8 – Графіки частинних рівнянь регресії $Y_1 = f(X_1, X_2)$ при фіксованому значенні $X_3 = 0,5 \times 10^3$ м

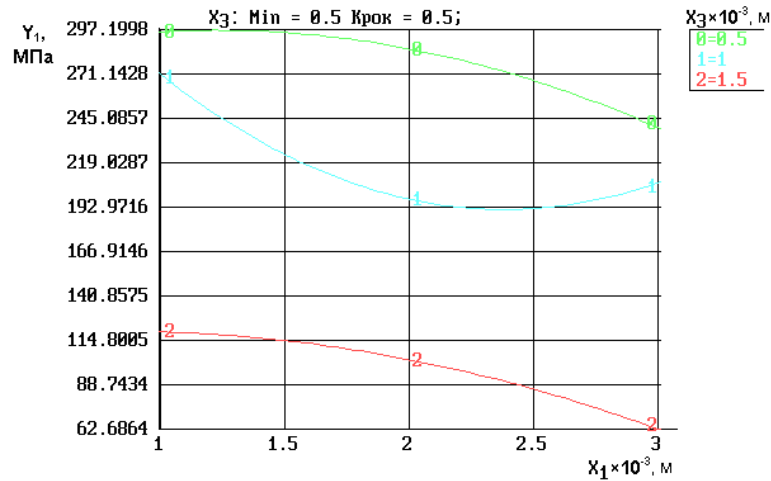


Рисунок 3.9 – Графіки частинних рівнянь регресії $Y_1 = f(X_1, X_3)$ при фіксованому значенні $X_2 = 3,0 \times 10^3$ м

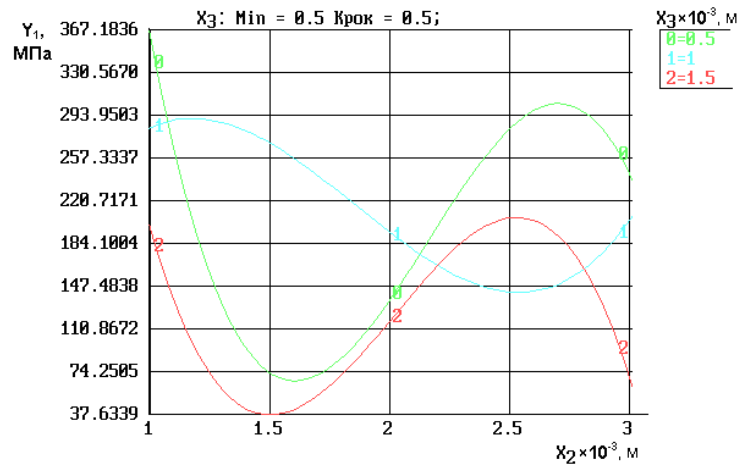


Рисунок 3.10 – Графіки частинних рівнянь регресії $Y_1 = f(X_2, X_3)$ при фіксованому значенні $X_1 = 3,0 \times 10^3$ м

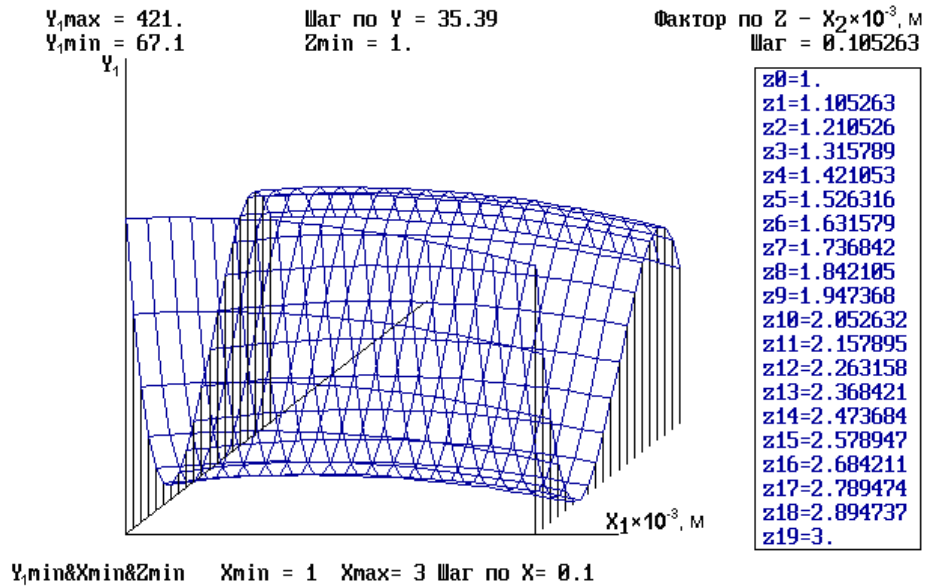


Рисунок 3.11 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_1 = f(X_1, X_2)$ в тривимірному просторі при фіксованому значенні $X_3 = 0,5 \times 10^3$ м

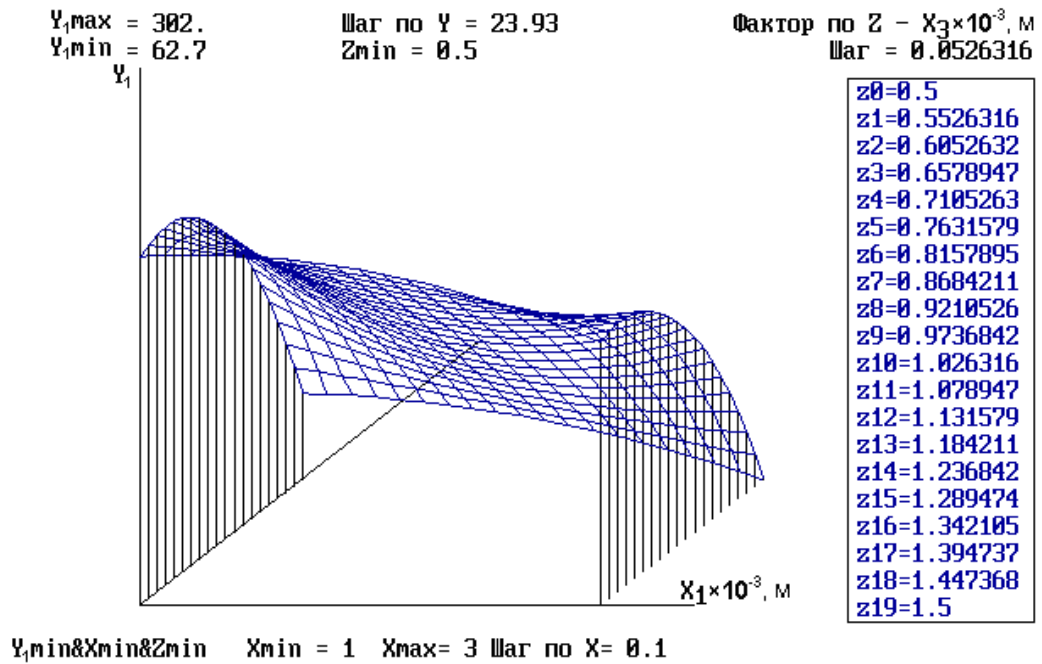


Рисунок 3.12 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_1 = f(X_1, X_3)$ в тривимірному просторі при фіксованому значенні $X_2 = 3,0 \times 10^3$ м

Результати статистичного аналізу дозволяють зробити висновок, що регресійні залежності адекватні та інформативні, результати відтворені, коефіцієнти b_0 і b_i статистично значимі. Усе це говорить про те, що регресійні залежності адекватно описують процес і їх можна використовувати для аналізу й оптимізації технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими ДД.

Таким чином, аналіз отриманих результатів показав, що при формуванні ТЛП з поглибленими ДД виникають залишкові напруження розтягу, рівень яких залежить від конструктивно-технологічних параметрів. Найменші залишкові напруження (62,68 МПа) за математичними моделями виникають при значеннях параметрів оптимізації $X_1=2,0478 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0225 \times 10^{-3}$ м і $X_3=1,5065 \times 10^{-3}$ м.

3.3 Дослідження напружено-деформованого стану методом скінченно-елементного аналізу

На основі твердотілої моделі була побудована скінченно-елементна модель (див. рис. 2.2). Розрахунки проводили на 1/4 частині пластини, оскільки вона має осі симетрії. Розміри скінченно-елементної моделі (СЕМ) – довжина 0,08 м, ширина 0,005 м. В залежності від положення та розміру ДД кількість вузлів та кількість елементів для кожної моделі є різною. Задаються необхідні фізико-механічні характеристики матеріалу пластини, початкова температура 20^0 С, змінними є відстань між рядами і відстань в ряді та розмір ДД, також до вузлів моделі прикладаються силові навантаження, які приводять до виникнення залишкових напружень. Необхідні для розрахунку граничні умови та властивості матеріалу пластини наведено у табл. 2.3.

Для проведення розрахунку було побудовано 14 моделей [599] відповідно до кількості зразків із заданими розмірами ДД та їх розташуванням (див. табл. 3.2). Розрахунок проводили для розв'язування стаціонарної задачі теплопровідності

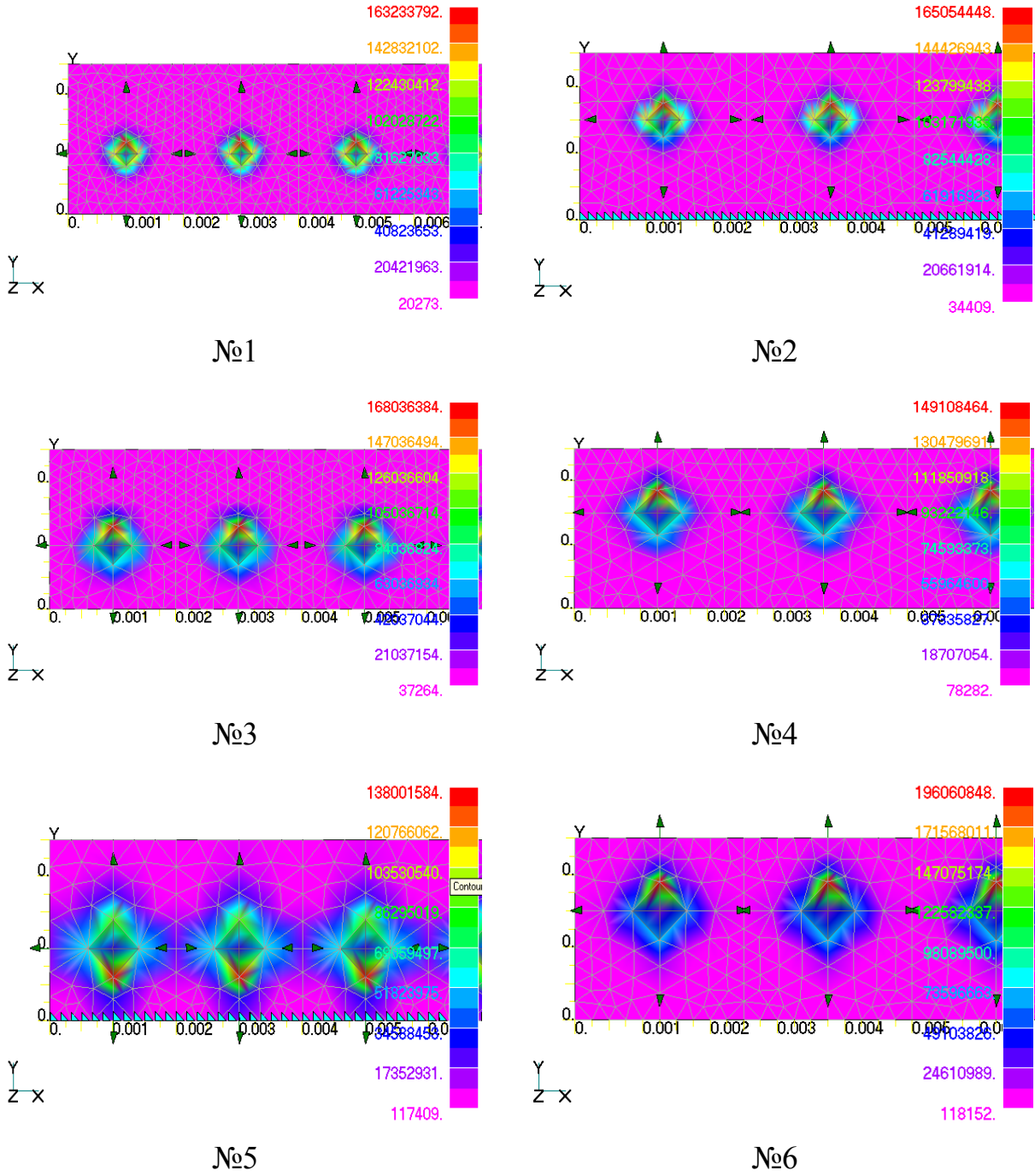
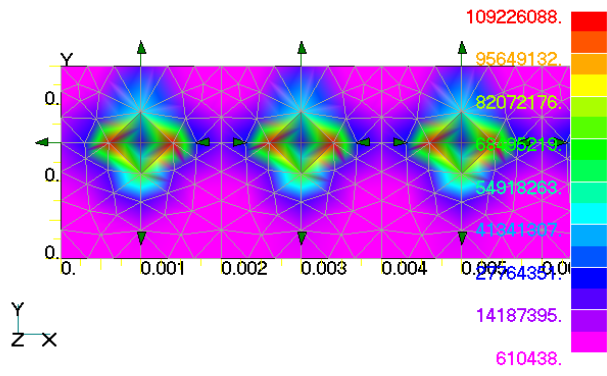
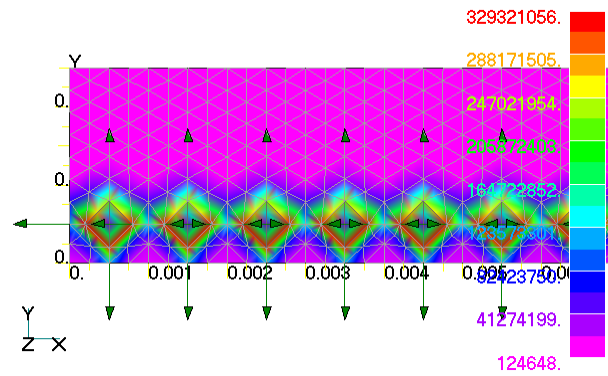


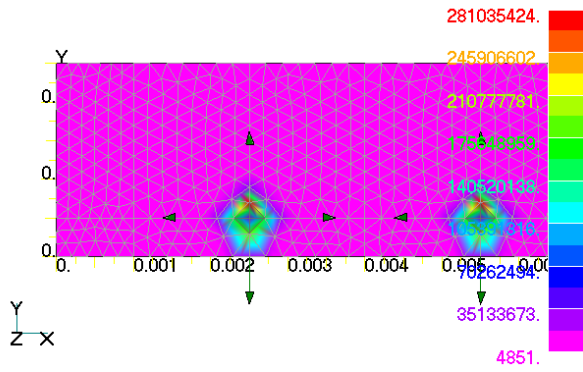
Рисунок 3.13 – НДС пластинок зразків №1-6 в залежності від розміру та розташування ДД (σ , Па)



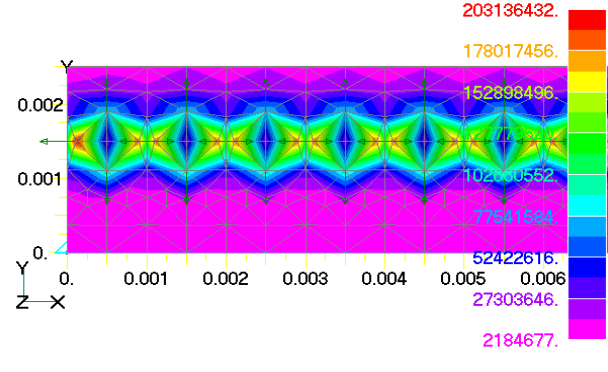
№7



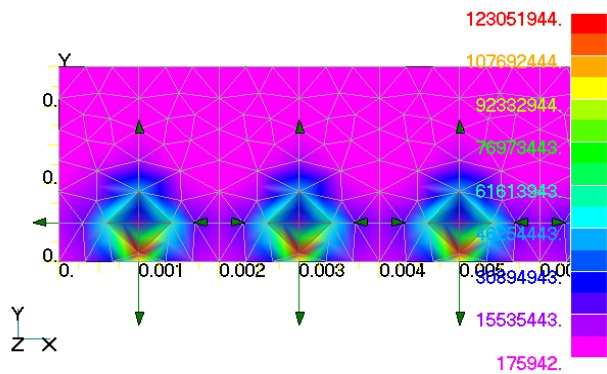
№8



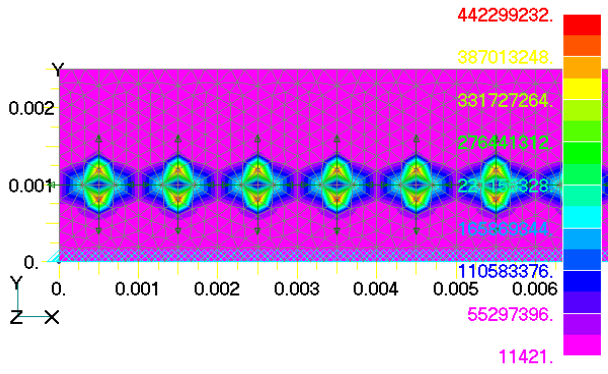
№9



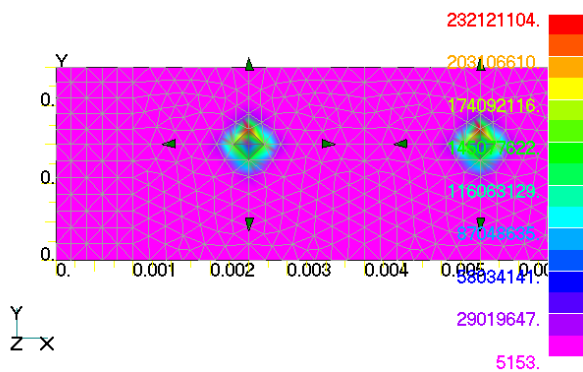
№10



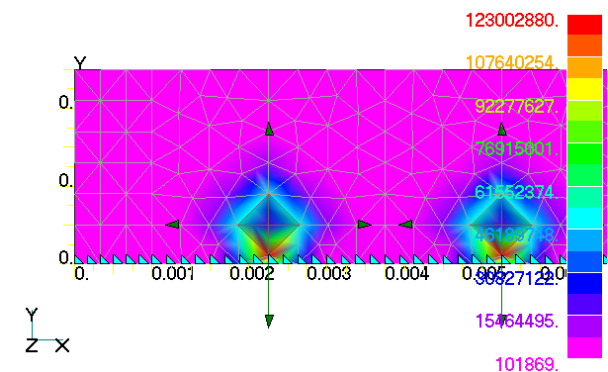
№11



№12



№13



№14

Рисунок 3.14 – НДС пластинок зразків №7-14 в залежності від розміру та розташування ДД (σ , Па)

при кімнатній температурі $T_0=20^0$ С та розрахунку НДС моделі від силового навантаження (рис. 3.13, 3.14).

При проведенні розрахунків методом СЕ виникає питання вибору оптимальної густини СЕ. З однієї сторони, збільшення густини СЕ веде до підвищення точності розрахунків. Однак, з іншої сторони, це веде до збільшення часу, необхідного для проведення розрахунків.

Порівняння величини нормальних напружень та деформацій при різній густині дискретизації пластини на СЕ показало, що при меншій витраті часу на розрахунок, модель з меншою густиною сітки, дала досить низьку похибку, а тому для подальших розрахунків доцільно використовувати саме її.

Оскільки задача є симетричною, то достатньо розглянути одну з симетричних частин пластини, яку розбивали на тетраїдальні СЕ. Співставлення експериментальних даних, та даних отриманих в результаті чисельного аналізу для кожного із зразків представлені на рис. 3.15.

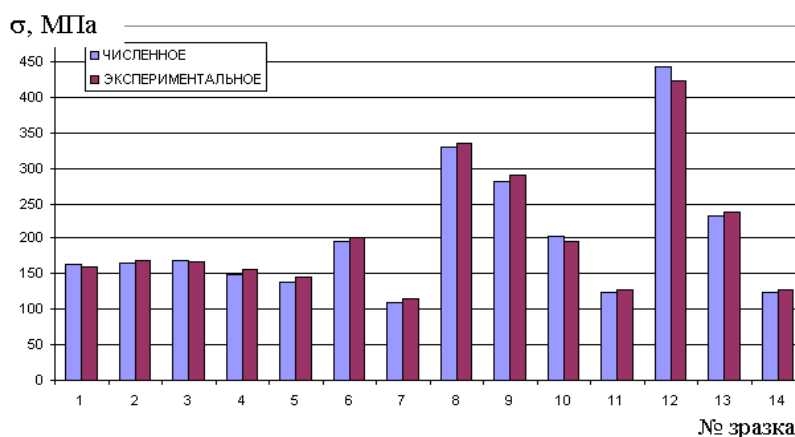


Рисунок 3.15 – Співставлення експериментальних даних напружень ТЛП та даних, отриманих в результаті чисельного аналізу для кожного із 14 зразків [600]

Встановлено, що деяка розбіжність у порівняльних результатах отриманих з експерименту та результатах отриманих чисельними розрахунками ($\approx 4\%$) може бути обумовлена менш точним розташуванням на поверхні ДД при їх нанесенні на пластину в ході технологічного процесу (рис. 3.16).

Моделювання НДС показало, що джерелом високих залишкових напружень на ТЛП є напливи, які формуються після нанесення ДД (див. рис. 3.6, 3.7 б). Величина,

форма та рівень залишкових напружень в напливах залежать від структури поверхневого шару та параметрів X_1 , X_2 , X_3 .

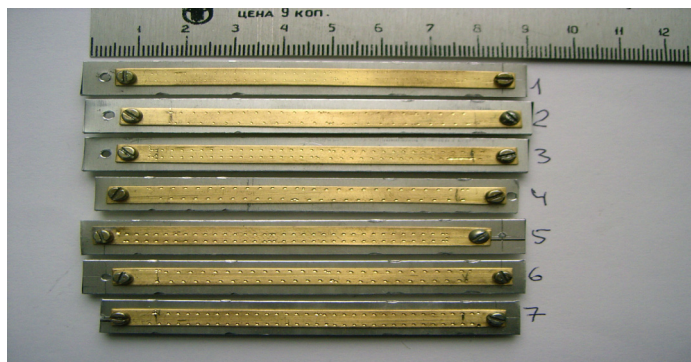


Рисунок 3.16 – Експериментальні зразки пластин з ТЛП, закріплених в кондукторах

Найбільші залишкові напруження розтягу виникають при значенні параметру $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м і складають 442 МПа і відстані між ДД $1,0 \times 10^{-3}$ м. При збільшенні відстані до $2,0 \times 10^{-3}$ м залишкові напруження зменшуються майже в 2,5 рази (рис. 3.17). Це пояснюється тим, що на краях ДД формується не один, як при відстані між ДД $2,0 \times 10^{-3}$ м, а два концентратора високих напружень з мінімальним напливом за рахунок збільшення швидкості і частоти формування ДД.

Збільшення параметру X_3 до $1,0 \times 10^{-3}$ м призводить, з однієї сторони, до різкого зменшення напружень (при відстані між ДД $1,0 \times 10^{-3}$ м), з іншого – напруження остаються постійними. Рисунок розподілу залишкових напружень декілька змінюється від вершини напливу до рівномірного розподілу по краях ДД. Подальше збільшення параметру X_3 до $1,5 \times 10^{-3}$ м приводить до різкого падіння напружень до 129 МПа при відстані між ДД $1,0 \times 10^{-3}$ м, а при відстані $2,0 \times 10^{-3}$ м спостерігається незначне їх зменшення.

Для детального аналізу напружено-деформованого стану у ДД розіб'ємо їх на дві частини (рис. 3.18). Перша частина характеризується наявністю напливу, друга – її відсутністю. Аналіз поперечного розрізу показав, що залишкові напруження розповсюджуються ДД шарами і зменшуються поступово від її кромки до дна і далі за межами ДД майже до нуля – 0,02–2,0 МПа (рис. 3.19–3.24). Рівень залишкових напружень мають різні значення і залежать від параметрів X_1 , X_2 , X_3 [273], а також

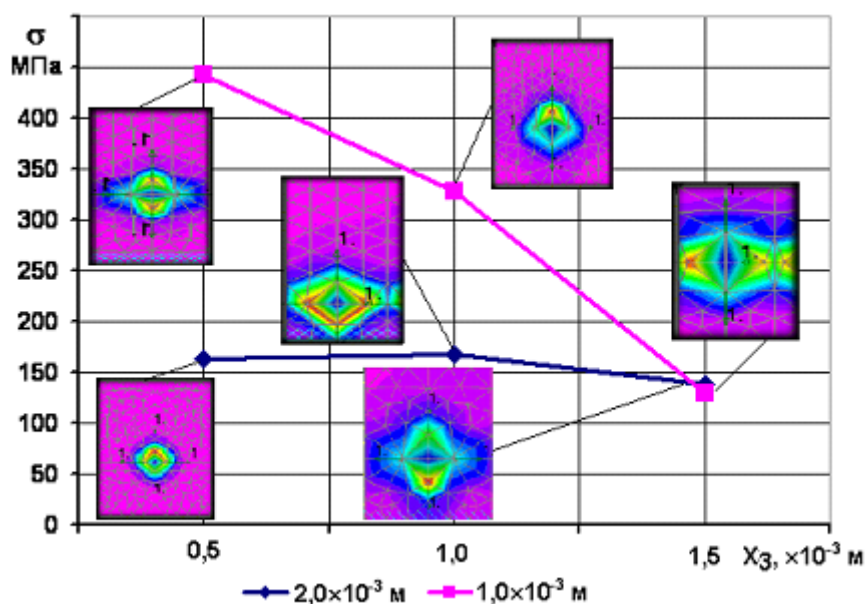


Рисунок 3.17 – Залежність залишкових напружень ДД від параметра X_3 при різних відстанях між ДД [600]

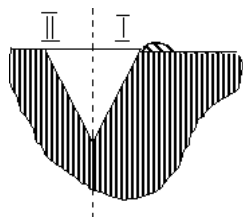


Рисунок 3.18 – Схема для аналізу НДС внутрішніх сторін (I і II) ДД [599]

Таблиця 3.6 – Пошаровий аналіз напружено-деформованого стану внутрішніх сторін ДД

$X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м			$X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м			$X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м		
Залишкові напруження, МПа								
I сторона	II сторона	Різниця, %	I сторона	II сторона	Різниця, %	I сторона	II сторона	Різниця, %
163,2	154,8	159	168,0	91,8	129,9	138,0	91,3	114,3
142,8	135,5	139,15	147,0	80,3	113,65	121,0	79,9	100,45
122,4	116,2	119,3	126,0	68,8	97,4	104,0	68,5	86,25
102,0	96,8	99,4	105,0	57,4	81,2	87,0	57,1	72,05
81,6	77,4	79,5	84,0	45,8	64,9	70,0	45,7	57,85
61,2	58,1	59,65	63,0	34,4	48,7	53,0	34,3	43,65
40,8	38,7	79,5	42,0	22,9	32,45	36,0	22,9	29,45
20,4	19,4	19,9	21,0	11,5	16,25	19,0	11,5	15,25
0,02	0,04	0,03	0,03	0,05	0,04	2,0	0,1	1,05

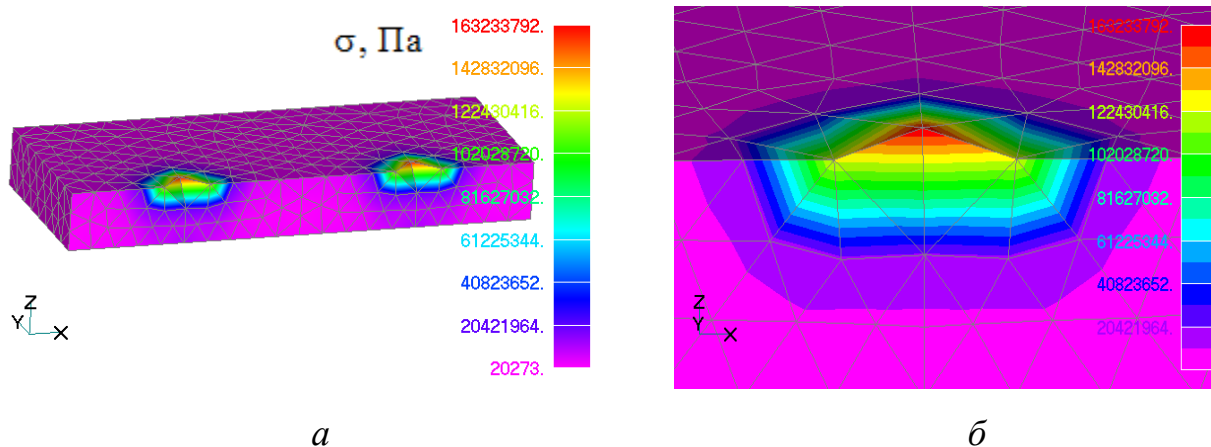


Рисунок 3.19 – НДС внутрішньої сторони I ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м) при величині параметру $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м: *a* – загальний вигляд поперечного розрізу пластини з ДД; *б* – поперечний розріз ДД

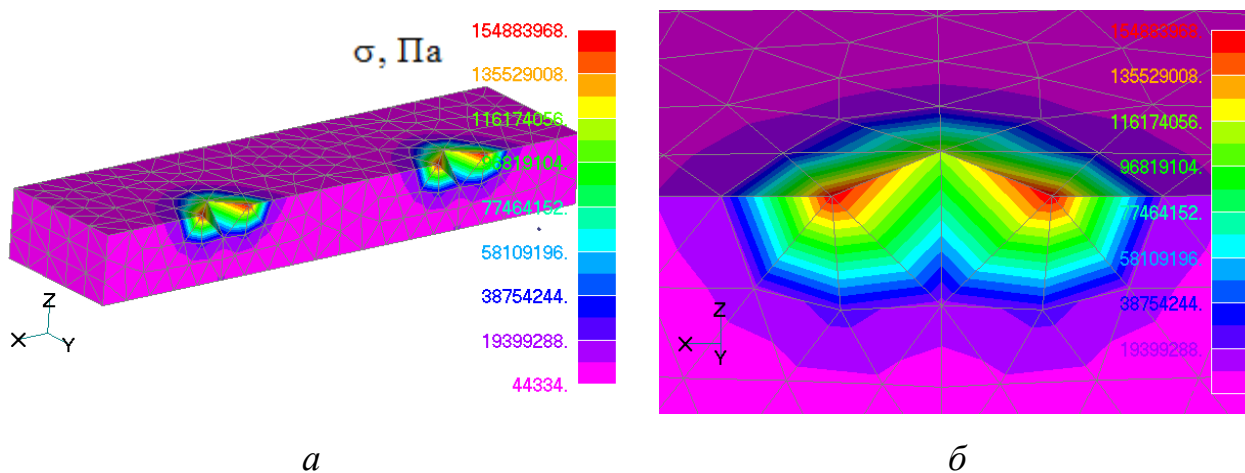


Рисунок 3.20 – НДС внутрішньої сторони II ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м) при величині параметру $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м: *a* – загальний вигляд поперечного розрізу пластини з ДД; *б* – поперечний розріз ДД

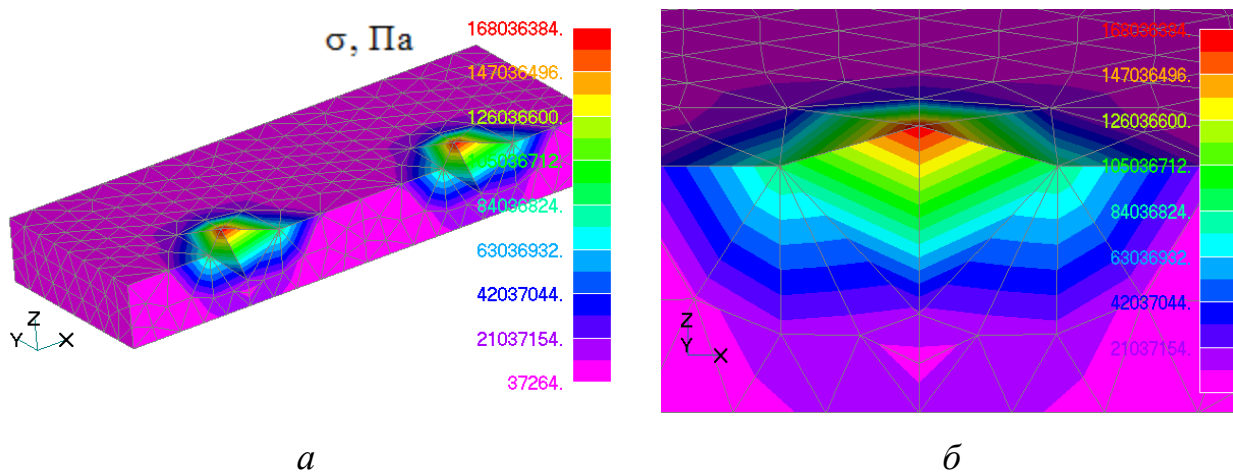


Рисунок 3.21 – НДС внутрішньої сторони I ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м) при величині параметру $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м: *a* – загальний вигляд поперечного розрізу пластини з ДД; *б* – поперечний розріз ДД

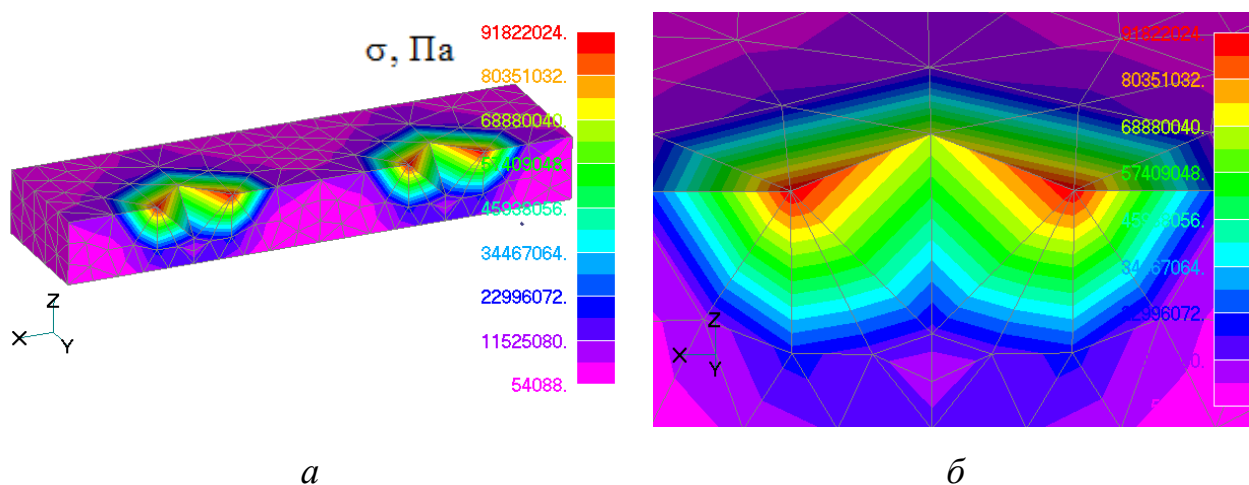


Рисунок 3.22 – НДС внутрішньої сторони II ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м) при величині параметру $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м: *a* – загальний вигляд поперечного розрізу пластини з ДД; *б* – поперечний розріз ДД

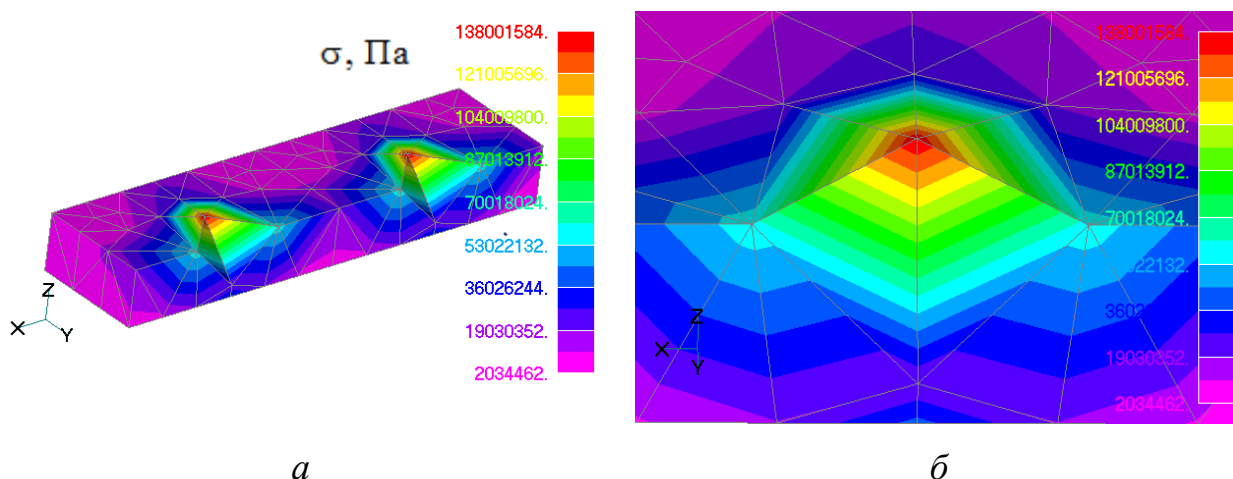


Рисунок 3.23 – Напружено-деформований стан внутрішньої сторони I ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м) при величині параметру $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м: *a* – загальний вигляд поперечного розрізу пластини з ДД; *б* – поперечний розріз ДД

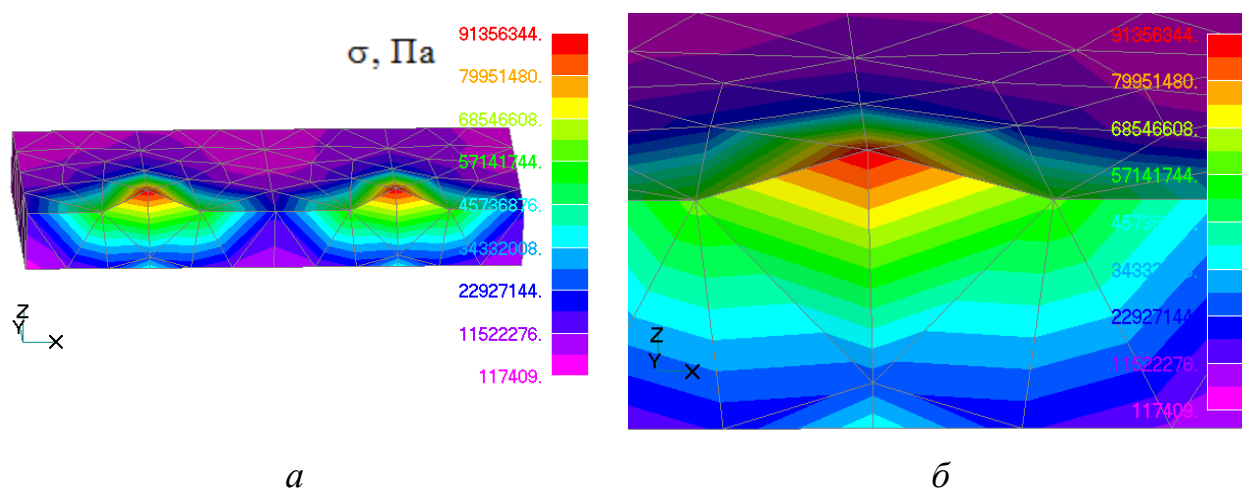
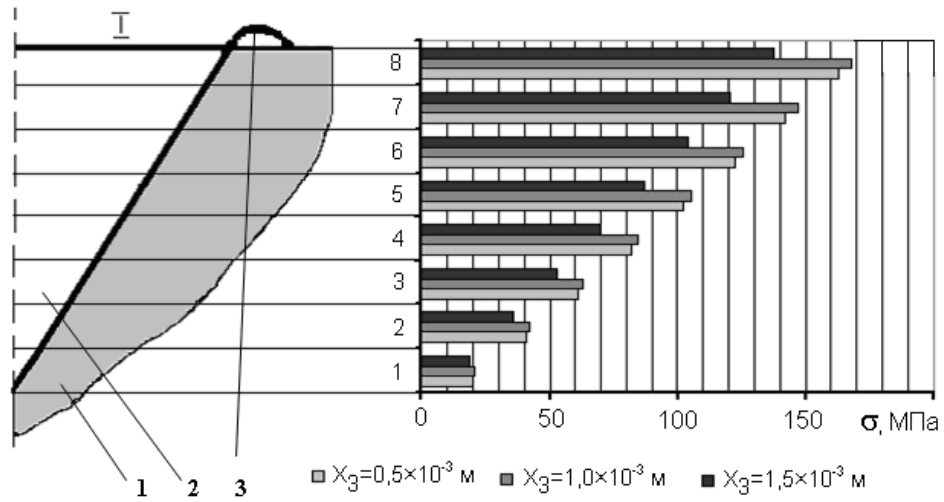
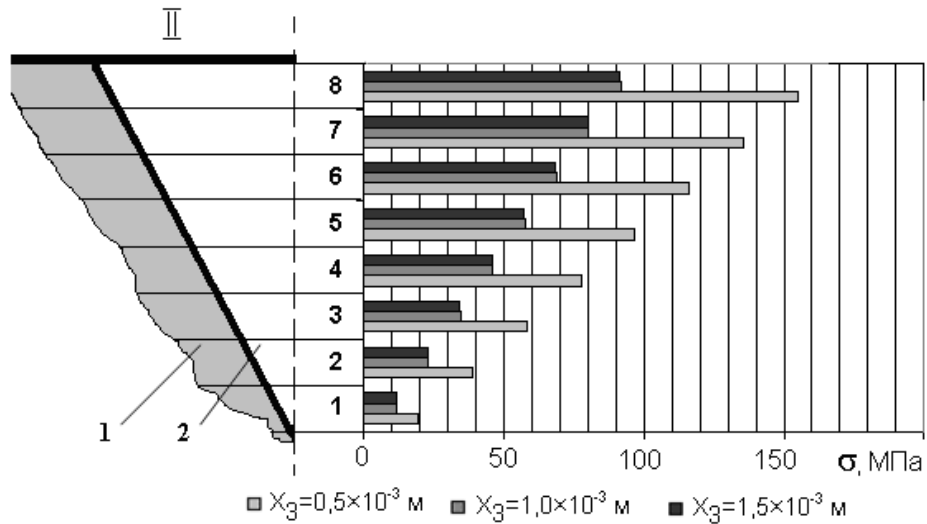


Рисунок 3.24 – НДС внутрішньої сторони II ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м) при величині параметру $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м: *a* – загальний вигляд поперечного розрізу пластини з ДД; *б* – поперечний розріз ДД



a



б

1 – основа;

2 – ДД;

3 – наплив

Рисунок 3.25 – Пошаровий розподіл напружень по глибині ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3} \text{ м}$, $X_2=2,0 \times 10^{-3} \text{ м}$): *a* - внутрішня сторона I ДД; *б* - внутрішня сторона II ДД

від напрямку руху поверхні деталі в процесі формування ДД (див. рис. 3.6). Відповідно внутрішня сторона *I* ДД піддається більшій деформації індентором, у порівнянні з *II*, і напружено-деформований стан її буде теж більший (табл. 3.6).

Пошаровий аналіз внутрішніх сторін ДД показав, що при значенні параметру $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м формуються максимальні залишкові напруження і вони майже однакові в *I* і *II* сторонах ДД (рис. 3.25 а, б). Збільшення параметру X_3 до $1,0 \times 10^{-3}$ м зменшує рівень напружень в 1,8 рази на внутрішній поверхні *II*. На поверхні *I* вони навпаки збільшуються в 1,1 рази (рис. 3.26). Це пояснюється тим, що при створенні ДД поверхня *I* піддана більшому пластичному деформуванню зі сторони індентора. При подальшому збільшенні параметру X_3 до $1,5 \times 10^{-3}$ м ситуація змінюється навпаки. Рівень залишкових напружень внутрішньої поверхні *II* не змінюється, а поверхні *I* зменшується в 1,2–1,5 разів. Найбільшої зміни піддані напруження у 5–8 шарах, у порівнянні з іншими шарами. Високі значення параметрів X_3 ініціюють розвиток смуг локалізованого зміщення матеріалу по краях внутрішніх сторін ДД і виникнення в поверхневому шарі ДД сітки мікротріщин (див. рис. 3.7 а).

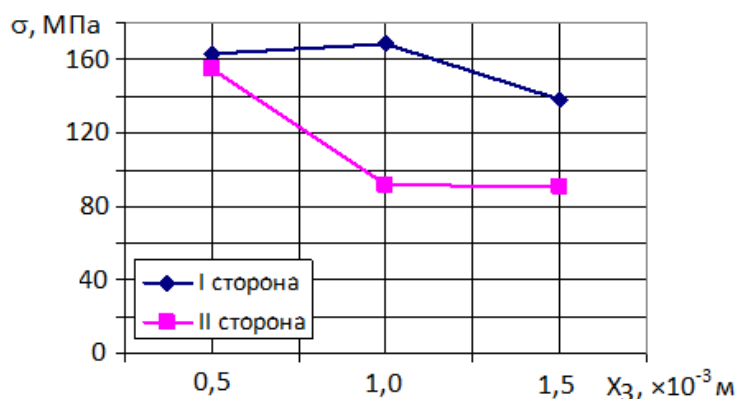


Рисунок 3.26 – Зміна НДС внутрішніх сторін ДД

Різний рівень залишкових напружень при формуванні ДД пов'язаний як з проявом масштабного чинника, так і з відомим фактом залежності рівня залишкових напружень від ступеня пластичної деформації матеріалу і градієнта деформації. Для кожного матеріалу існує певний рівень пластичної деформації, при якому ініціюються максимальні для даних умов навантаження залишкові напруження.

Подальша деформація призводить до їх зниження, а можливі порушення суцільності матеріалу ведуть до ще більшого їх зниження зважаючи на реалізацію одного із способів релаксації залишкових напружень – утворенню розриву атомних зв'язків.

Таким чином, рівень залишкових напружень, які виникають у ДД суттєво впливає на їх НДС і НДС ТЛП в цілому. Він залежить від значень параметрів X_1 , X_2 , X_3 , а також від напрямку руху поверхні деталі в процесі формування ДД. Найбільші залишкові напруження формуються на внутрішніх поверхнях *I* і *II* ДД при $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м (які майже однакові), що і визначає високий рівень НДС ТЛП. При $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м НДС ТЛП зменшується за рахунок зменшення напружень на внутрішніх сторонах *II* ДД в 1,8 разів. При глибині ДД більше $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м подальше зменшення здійснюється вже за рахунок зменшення напружень на внутрішніх сторонах *I* ДД в 1,2–1,5 разів.

На основі отриманих результатів (див. рис. 3.5, 3.13–3.15) було проведено моделювання НДС ТЛП на сталі 30ХГСА (модуль пружності $E=2,15 \times 10^5$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\nu=0,26$, густина матеріалу $\rho=7850$ кг/м³) для зразків №5 і №7 (рис. 3.27), в яких формуються найменші залишкові напруження. На підставі отриманих результатів моделювання встановлено, що залишкові напруження на поверхні ДД декілька вищі, але загальна тенденція розподілу практично не змінилася. Це дає можливість моделювати і досліджувати інші процеси, що відбуваються у ДД на сталі 30ХГСА.

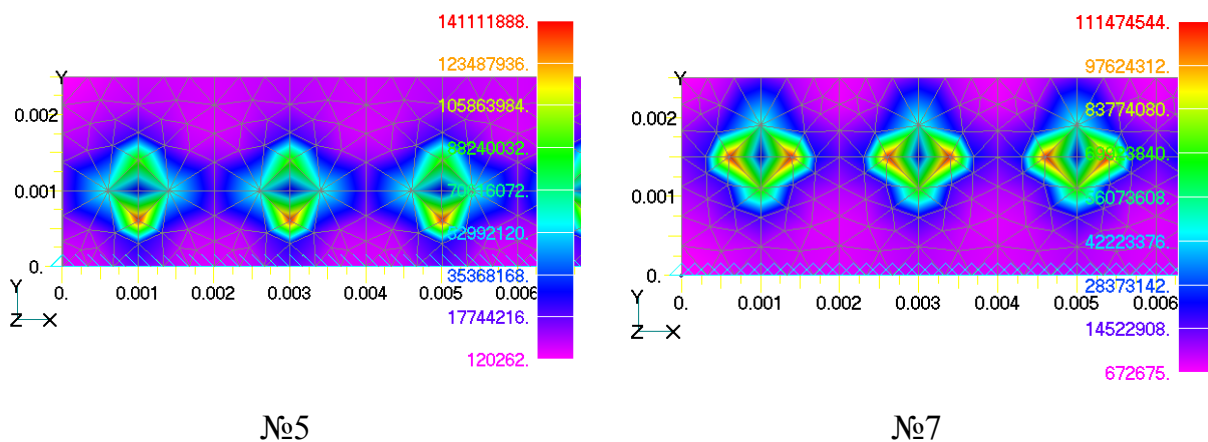


Рисунок 3.27 – НДС пластинок зразків №5 і №7 на сталі 30ХГСА в залежності від розміру та розташування ДД (σ , Па)

3.4 Дослідження впливу іонного азотування на структуру і фізико-механічні властивості текстурованих лункових поверхонь

Основним напрямком зниження залишкових напружень розтягу ТЛП є видалення напливів, які формуються при створенні ДД (див. рис. 3.7 б), а також усунення сітки мікротріщин (див. рис. 3.7 а) по краях внутрішніх сторін ДД. Для цього поверхневий шар піддають шліфуванню на глибину виступу напливу, термічній обробці з наступним нанесення тонкого поверхневого азотованого шару покриття із заданими властивостями, які дозволять заліковувати дефекти, що виникли після формування ДД (рис. 3.28), зміцнити поверхневий шар дискретної поверхні і окремої ДД та нейтралізації ДД як концентратора напружень фінішним іонним азотуванням.

Сьогодні широко застосовують в різних галузях промисловості метод ШТА, який дозволяє формувати задані поверхневі шари, в залежності від умов роботи деталей і інструменту. Для захисту від зношування і корозії придатні шари з високою часткою ϵ -нітридів (Fe_{2-3}N) з подальшим оксидуванням можна значно збільшити стійкість проти корозії. Максимальну зносостійкість забезпечують шари з високою часткою γ' -нітридів (Fe_4N), що мають максимальну твердість. Когерентні виділення в дифузійній зоні створюють стискуючу напруження і підвищують теплостійкість.

Вибір методу ШТА, порівняно з широко використовуваними способами хіміко-термічної обробки сталевих деталей, такими, як цементация, нітроцементация, ціанування і газове азотування в печах, обумовлений наступними основними перевагами: вища поверхнева твердість азотованих деталей; відсутність деформації деталей після обробки; підвищення межі витривалості і збільшення зносостійкості оброблених деталей; нижча температура обробки, завдяки чому, в сталі не відбувається структурних перетворень; можливість обробки глухих і крізних отворів, якими є ДД; збереження твердості азотованого шару після нагріву до 600–

650°C; можливість отримання шарів заданого складу; відсутність забруднення навколишнього середовища; зниження собівартості обробки у декілька разів.

Переваги методу ПТА проявляються і в істотному скороченні основних витрат виробництва. Так, наприклад, в порівнянні з газовим азотуванням в печах, ПТА забезпечує: скорочення тривалості обробки в 2–5 разів; скорочення витрат робочих газів в 20–100 разів; скорочення витрат електроенергії 1,5–3 рази; зниження деформації настільки, щоб виключити фінішну шліфовку; поліпшення санітарно-гігієнічних умов виробництва; повна відповідність технології всім сучасним вимогам з охорони навколишнього середовища. Застосування ПТА дозволяє заощадити виробничі площі, знизити транспортні витрати та ін.

Моделювання напружено-деформованого стану текстурованої лункової поверхні, підданої ПТА, показало значне зниження залишкових напружень розтягу як на поверхні, так і у дискретних ділянках (рис. 3.28–3.30). Найбільше зниження напружень, майже до нуля, спостерігається у лунках (до 0,01–0,004 МПа) і навколо них (до 6–12 МПа). В інших зонах (на кромках внутрішніх сторін лунок) рівень залишкових напружень знизився у 4,5–5,5 рази. Причиною різкого падіння небезпечних залишкових напружень розтягу є збільшення концентрації зв'язаного азоту і його проникнення на більшу глибину у дискретні ділянки.

Фрактографічний аналіз внутрішніх сторін ДД дозволив встановити відсутність будь-яких дефектів, які виникали в ході технологічного процесу формування ТЛП за рахунок збільшення концентрації зв'язаного азоту і його проникнення на більшу глибину у ДД, що призводить до покращення фізико-механічних характеристик ТЛП (рис. 3.31).

Таким чином, НДС ТЛП, підданих ПТА, є найбільш сприятливим, тому що в реальних умовах експлуатації (особливо в екстремальних) необхідно, щоб на поверхні загальні напруження стиску, які є сумою експлуатаційних та залишкових напружень, не перевищували границю міцності матеріалу на стиск. Тому ПТА дозволить забезпечити необхідний рівень міцності і зносостійкості трибосполучень з ТЛП.

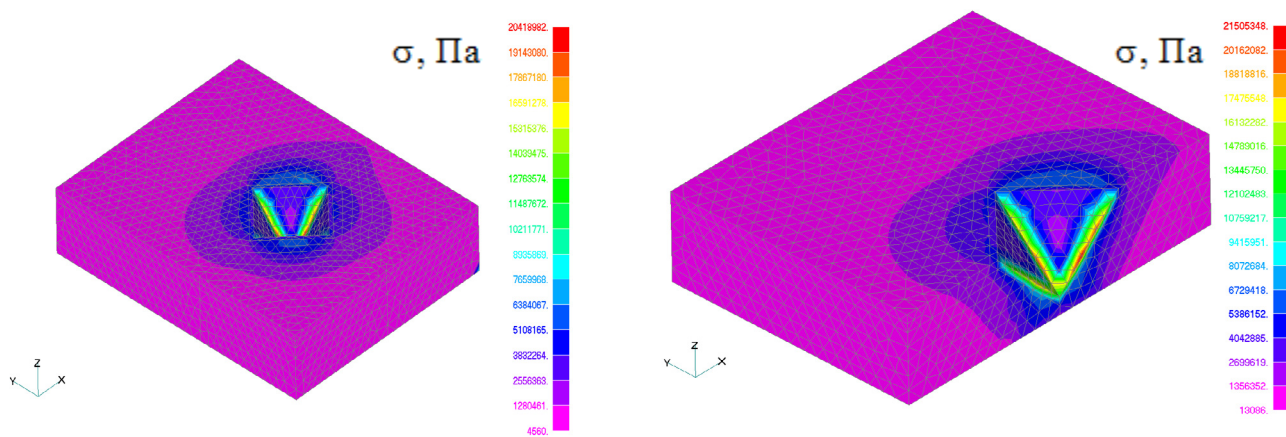


Рисунок 3.28 – Розподіл еквівалентних напружень у дискретній ділянці зразка №7 на сталі 30ХГСА

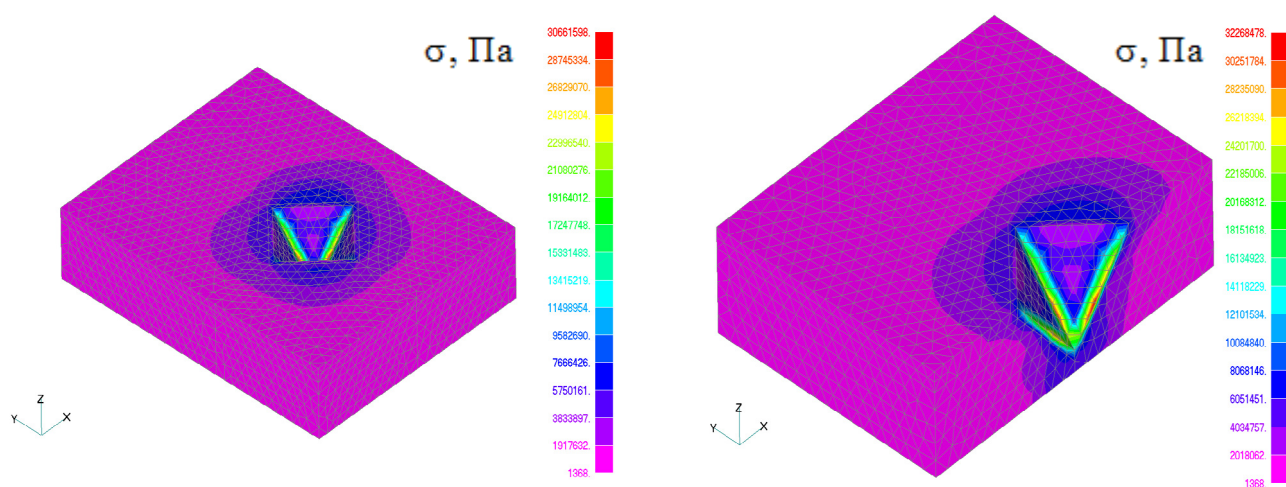


Рисунок 3.29 – Розподіл еквівалентних напружень у дискретній ділянці зразка №5 на сталі 30ХГСА, підданій іонному азотуванню

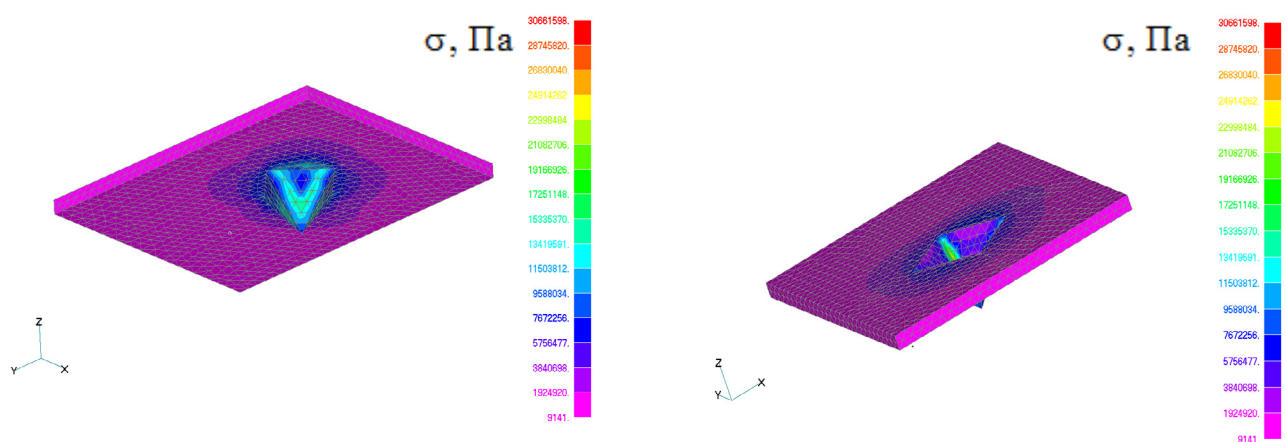


Рисунок 3.30 – Розподіл еквівалентних напружень азотованого шару дискретної ділянки на сталі 30ХГСА

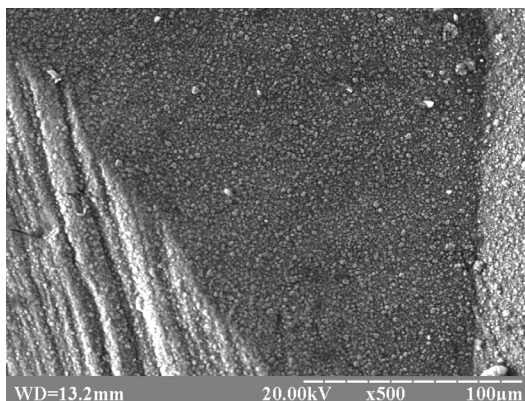


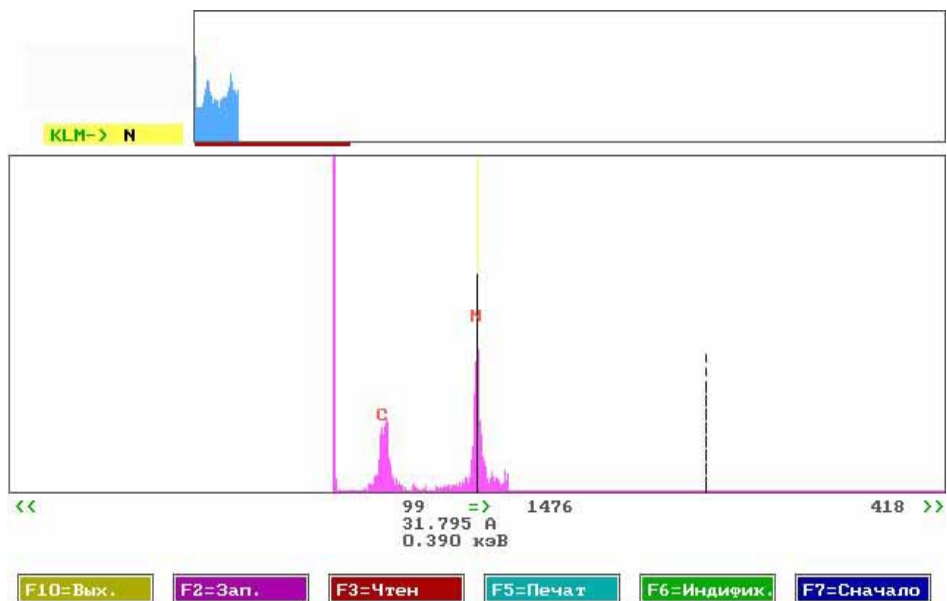
Рисунок 3.31 – Мікрофотографія внутрішніх поверхонь ДД після іонного азотування

Мікротвердість азотованих ТЛП. Насичення поверхневого шару ТЛП азотом призводить до зростання мікротвердості поверхневих шарів. Дослідженнями мікротвердості зміцнених поверхневих шарів виявлено зростання її значень до 9500 МПа на поверхні та поступове зменшення до 3600 МПа по глибині зразка (табл. 3.7). Температура азотування і тиск реакційного газу вибирались за умов забезпечення максимальних значень мікротвердості поверхневих шарів (520–550 °С та 190–210 Па відповідно).

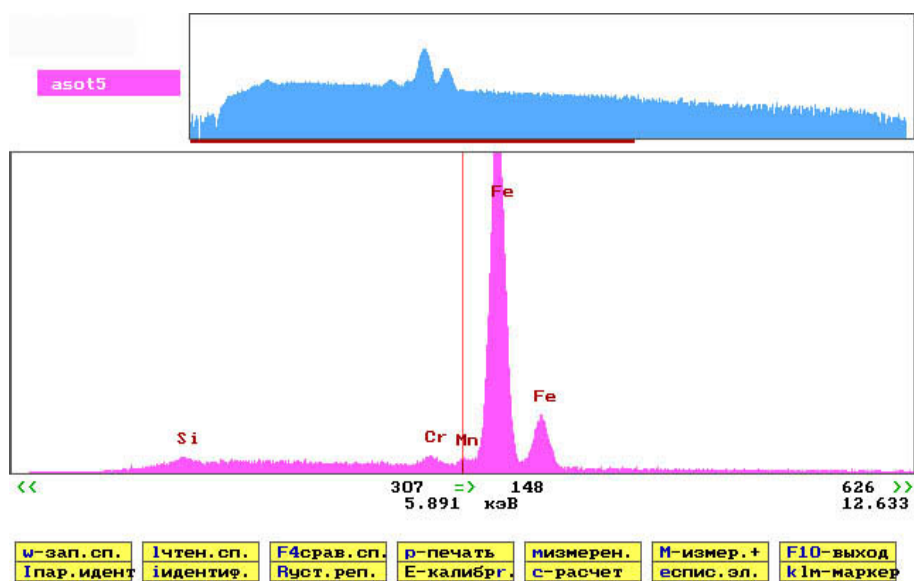
Таблиця 3.7 – Зміна мікротвердості ТЛП по товщині азотованого шару

Глибина шару від поверхні зразка у глибину, мкм	10	40	70	100	140	170	200
Мікротвердість, Н ₂₀₀ , МПа	9500	8130	7100	4850	4400	4050	3600

Дослідження хімічного складу азотованих ТЛП (рис. 3.32) встановило наявність та рівномірний розподіл на поверхні наступних хімічних елементів: С, N, Fe, Si, Cr та Mn. Рентгенофазовий аналіз структури азотованих шарів виявив наявність у них основної нітридної зони, що складається з нітриду основного металу і легуючих елементів, і зони внутрішньої азотування, яка спостерігається аж до переходу азотованого шару у матрицю (рис. 3.33). За структурою перша зона ультрадрібнозерниста і включає монофазний гранецентрований нітрид Fe₄N – γ'-фаза, яка має чисто нітридний характер через погану розчинність у цій фазі вуглецю.



a



б

Рисунок 3.32 – Спектры азотованой ТЛП: *a* - WDS; *б* - EDS

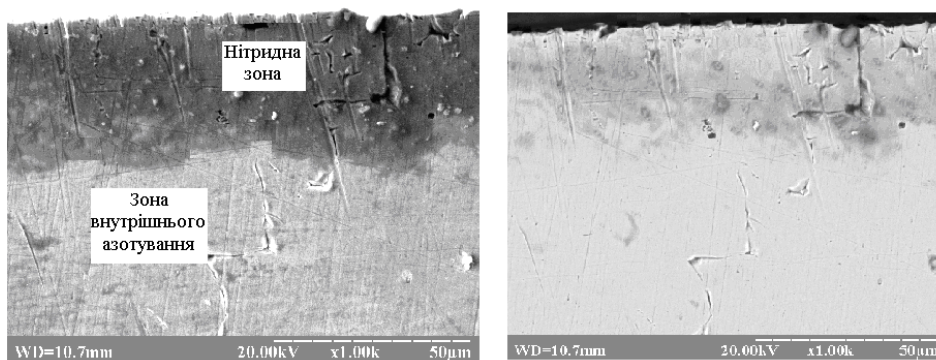
*a**б*

Рисунок 3.33 – Мікроструктури поперечного розрізу зразків після ПІТА:

a - загальний вигляд; *б* - контрастний знімок

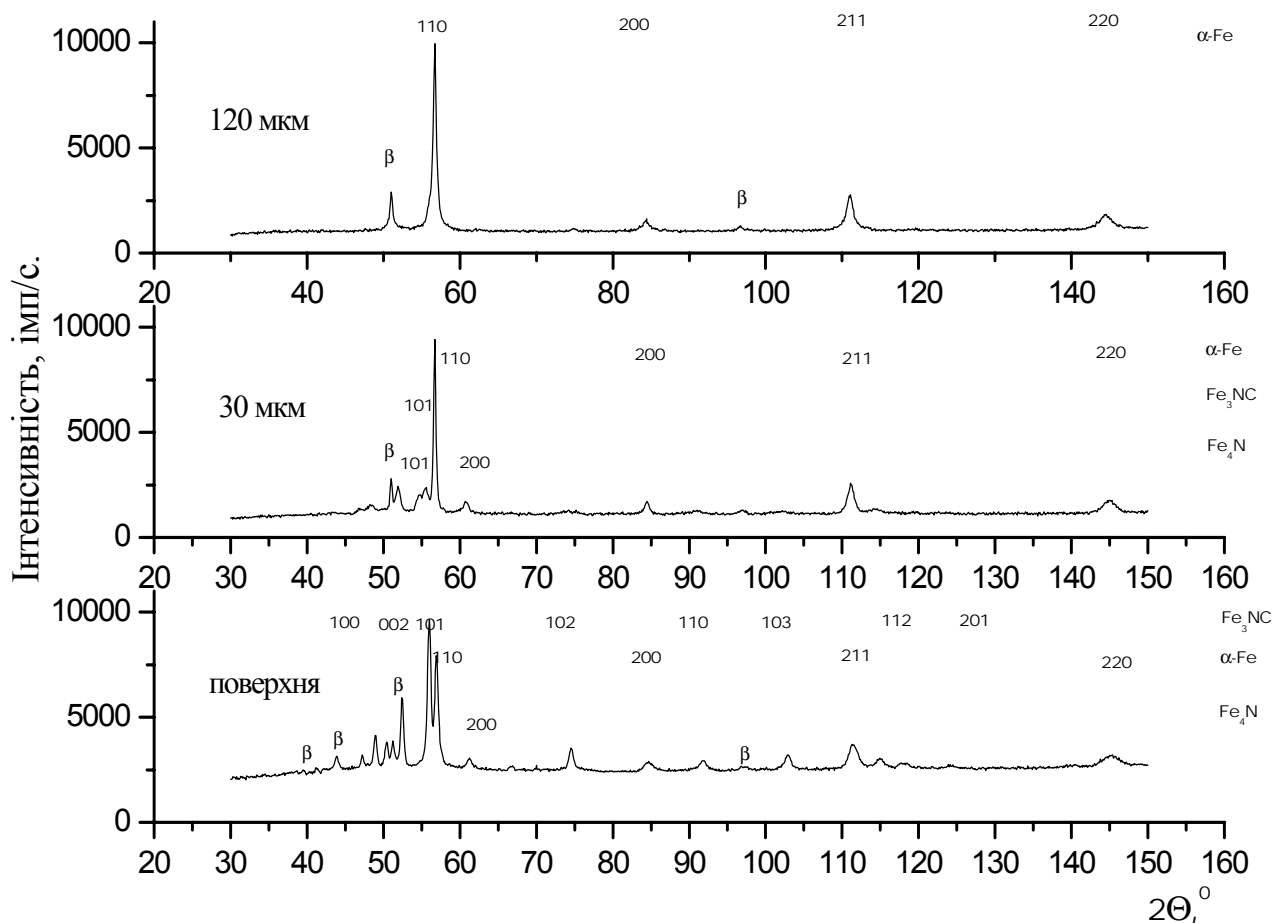


Рисунок 3.34 – Дифрактограма шарів азотованої дискретної поверхні
(поверхня 30 та 120 мкм)

Внутрішня зона азотування складається з α -Fe(N) фази, яка представляє собою твердий розчин (об'ємноцентрований азотистий ферит).

Крім того, аналіз структури азотованих шарів дозволив виявити наявність на поверхні азотованого покриття карбонітридних ϵ -фаз Fe₂₋₃(NC) і Fe₃(N,C), а також невеликої кількості твердого розчину α -Fe(NC). Утворення карбонітридних фаз пояснюється особливістю технологічного процесу ПТА при додаванні до складу насичуючої суміші вуглецю у вигляді пропану C₃H₈ (табл. 3.8). Дифрактограми шарів різної глибини показали, що інтенсивність ліній карбонітридних фаз перевищує інтенсивність лінії (110) α -Fe. Кількість карбонітридних фаз зменшується у глибину азотованого покриття (рис. 3.34).

Необхідно відмітити, що при формуванні азотованих шарів необхідно враховувати кількість вуглецю у основному матеріалі, тому що перенасичення вуглецем газового середовища може призвести до утворення Fe₃C і зменшення з'єднувального шару.

Аналіз показав, що концентрація вуглецю на поверхні складає близько 1,8 % ат. й зменшується до мінімальних значень на глибині порядку 30 мкм. Наявність вуглецю в цій зоні пояснює утворення карбонітридної ϵ -фази у нітридній зоні за рахунок інтенсивної дифузії вуглецю від основи до поверхні. Концентрація ж азоту на глибині 10–15 мкм є найбільшою і сягає більш 7% мас., що відповідає ϵ -фазі. Збільшення глибини азотованого шару зменшує ϵ -фази і створення γ' -фази та α -твердого розчину (рис. 3.35).

Таблиця 3.8 – Результати пошарового аналізу азотованого дискретного покриття

Глибина шару від поверхні зразка у глибину, мкм	Кількість азоту, % мас.	Фазовий склад шару
10	7,04	Fe ₂₋₃ (N,C), Fe ₃ (N,C), α -Fe(NC), Fe ₄ N
40	3,98	α -Fe(N), Fe ₂₋₃ N, Fe ₄ N
70	0,60	α -Fe(N), Fe ₂ N
100	0,42	α -Fe(N)
130	0,01	α -Fe(N)

Перехід від одного азотованого шару до іншого, що пролягають нижче, плавний, що є одним з основних вимог до азотованого покриття.

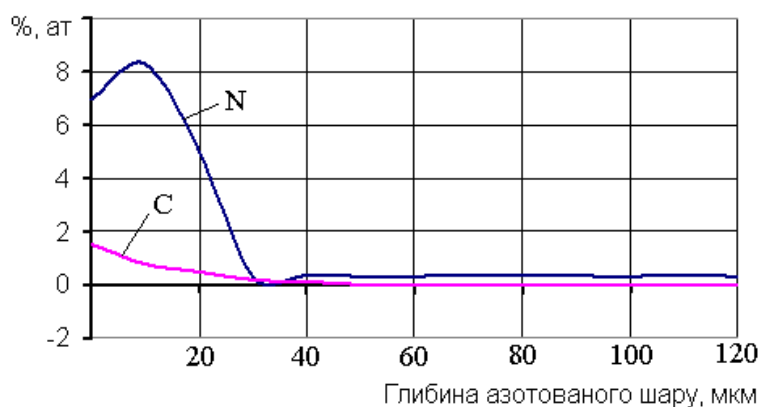


Рисунок 3.35 – Розподіл вуглецю та азоту в приповерхневих шарах ТЛП, зміцненого методом ШТА

Таким чином, аналіз хімічного та фазового складу поверхневого азотованого шару ТЛП показав, що азотований шар складається з двох зон: зони нітридних (карбонітридних) фаз, які сприятимуть підвищенню триботехнічних властивостей ТЛП, і зони внутрішнього азотування, яка забезпечить опір циклічним навантаженням. Наявність азотованого шару також дозволяє усунути небезпечні залишкові напруження розтягу, що дасть можливість значно розширити діапазон роботи деталей з ТЛП, зміцнених ШТА.

3.5 Чисельне моделювання напружено-деформованого стану електроіскрових покриттів

Методика розрахунку залишкових напружень полягає в тому, що будується твердотільна, та на її основі скінченно-елементна модель з покриттям, задаються необхідні фізико-механічні характеристики матеріалів основи і покриття, задається початкова температура, при якій відбувається формування покриття, по всьому

периметру моделі задаються температурні складові у вигляді конвекційного потоку по поверхні (рис. 3.36).

Проводиться розрахунок нестационарної задачі теплопровідності – моделюється процес охолодження деталі від температури нанесення $T_0=480^{\circ}\text{C}$ до кімнатної температури $T_1=20^{\circ}\text{C}$, після чого, отримані дані для температурного процесу, що стабілізувався, задають як початкові умови для розрахунку напружено-деформованого стану моделі (рис. 3.37). При проведенні чисельних розрахунків були розроблені моделі з різною густиною скінченно-елементної сітки за якими визначали точність розрахунку та адекватність моделі. Кількість елементів першої моделі складала 2880, другої – 20000 елементів.

Порівняння величини нормальних напружень та деформацій, при різній густині дискретизації пластинки на скінченні елементи, показало, що при меншій витраті часу на розрахунок, модель з меншою густиною сітки, дала досить низьку похибку, а тому для подальших розрахунків доцільно використовувати саме її. Точність розрахунку визначали не лише за деформацією пластинки ω (рис. 3.38), але й за величиною залишкових напружень в елементах на межі адгезійного контакту основи та покриття по товщині пластини (рис. 3.39). Відповідно до цих елементів були побудовані графіки нормальних напружень вздовж осі X (рис. 3.40).

З графіків видно, як в покритті виникають напруження майже в 4 рази вищі ніж в основі, причому вони розтягуючі. А в основі біля поверхні адгезійного контакту напруження від'ємні, та змінюють знак на протилежний приблизно на відстані $2/3$ від нанесеного покриття.

Якщо розглядати електроіскрове покриття не як суцільний шар, що нанесений на основу, а як окремо взятий дискретний фрагмент, то розрахунок напружень може буде представлений у наступному вигляді (рис. 3.41). Як правило розмір ділянки електроіскрового покриття залежить від сили струму, чим він більший, тим більша глибина проникнення покриття в основу, більша його товщина та діаметр.

Розрахунок підтвердив наявність розтягуючих напружень в покритті та стискуючих в основі. Значення залишкових напружень, які виникають в покритті та основі в процесі його формування представлені в безрозмірних величинах для більш

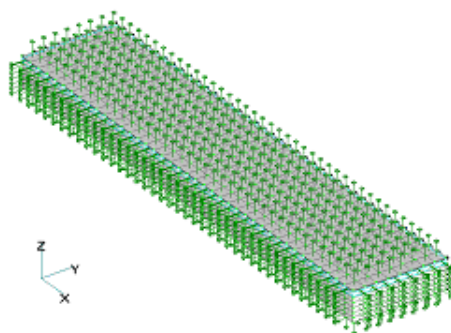


Рисунок 3.36 – Модель пластинки з електроіскровим покриттям із заданим конвекційним потоком по поверхні та початковою температурою $T_0=480^{\circ}\text{C}$

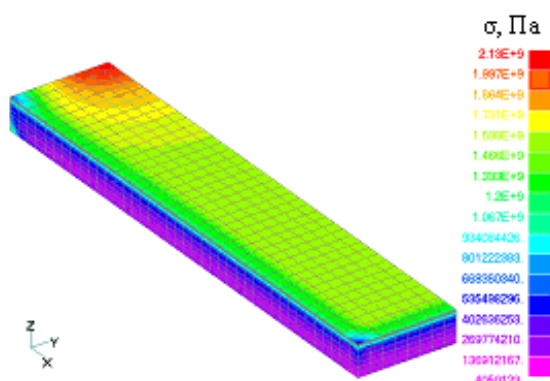


Рисунок 3.37 – Напружено-деформований стан пластинки з покриттям ВК8+М

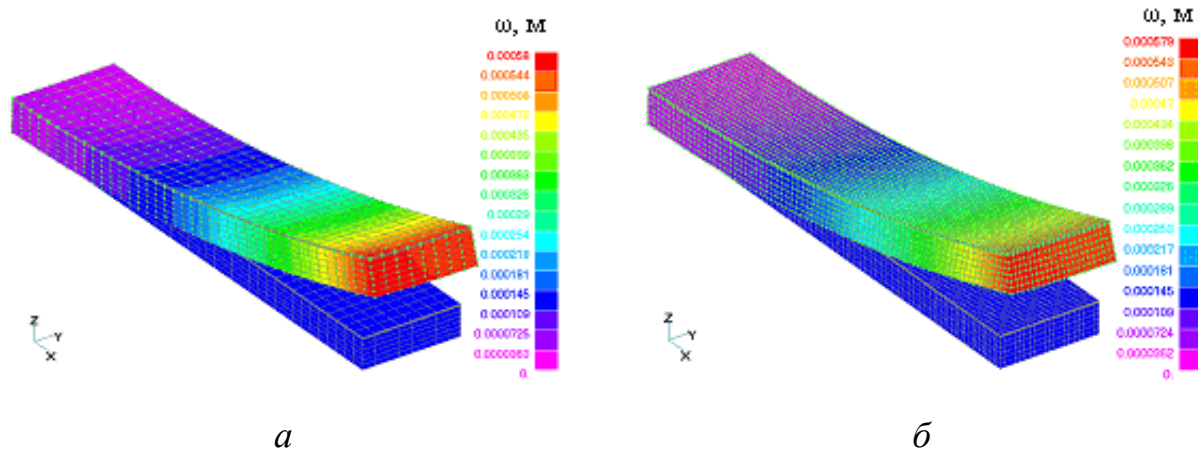


Рисунок 3.38 – Величина прогину в скінченно-елементних моделях при різній густині сітки з покриттям ВК8+М на основі сталі 30ХГСА: *a* - 2880 елементів;

б - 20000 елементів

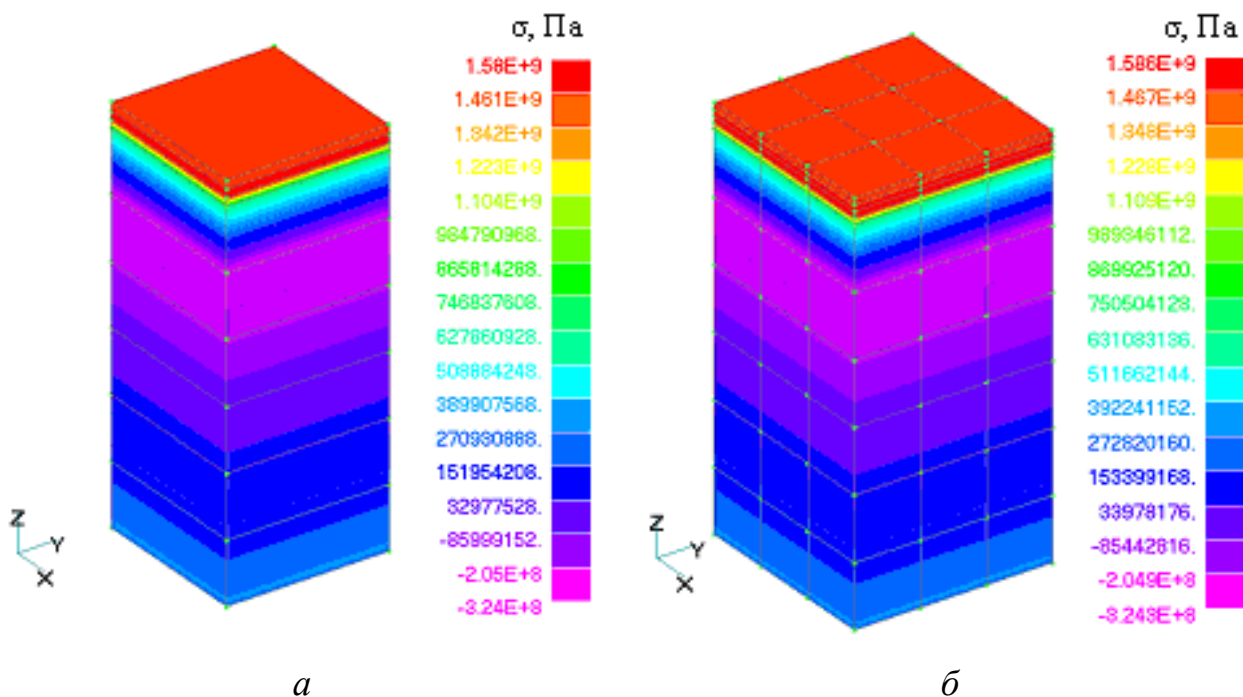


Рисунок 3.39 – Величина та розподіл нормальних напружень вздовж осі X в елементах по товщині пластинки для моделей з різною густиною сітки: *a* - для моделі з густиною сітки 2880 елементів; *b* - для моделі з густиною сітки 20000 елементів

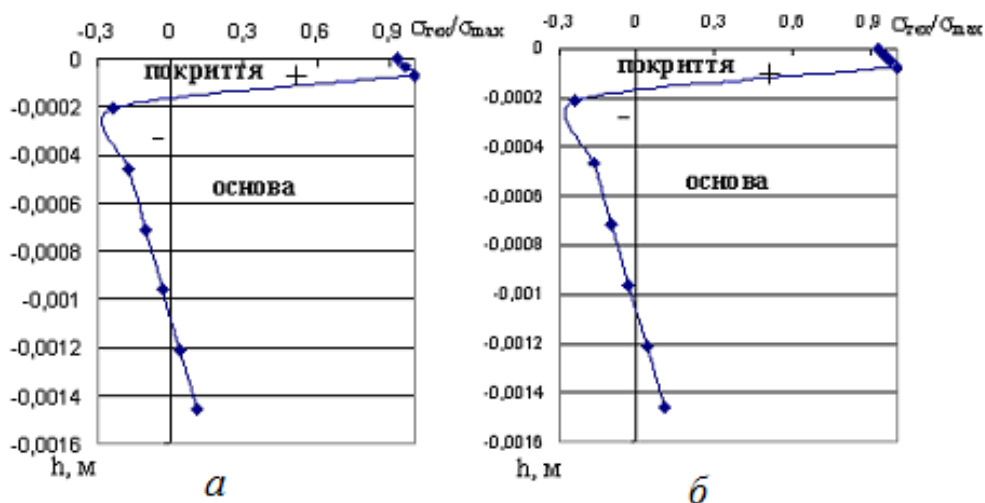


Рисунок 3.40 – Графік розподілу нормальних напружень по товщині пластинки для моделей з різною густиною сітки: *a* - для моделі з густиною сітки 2880 елементів; *b* - для моделі з густиною сітки 20000 елементів [624]

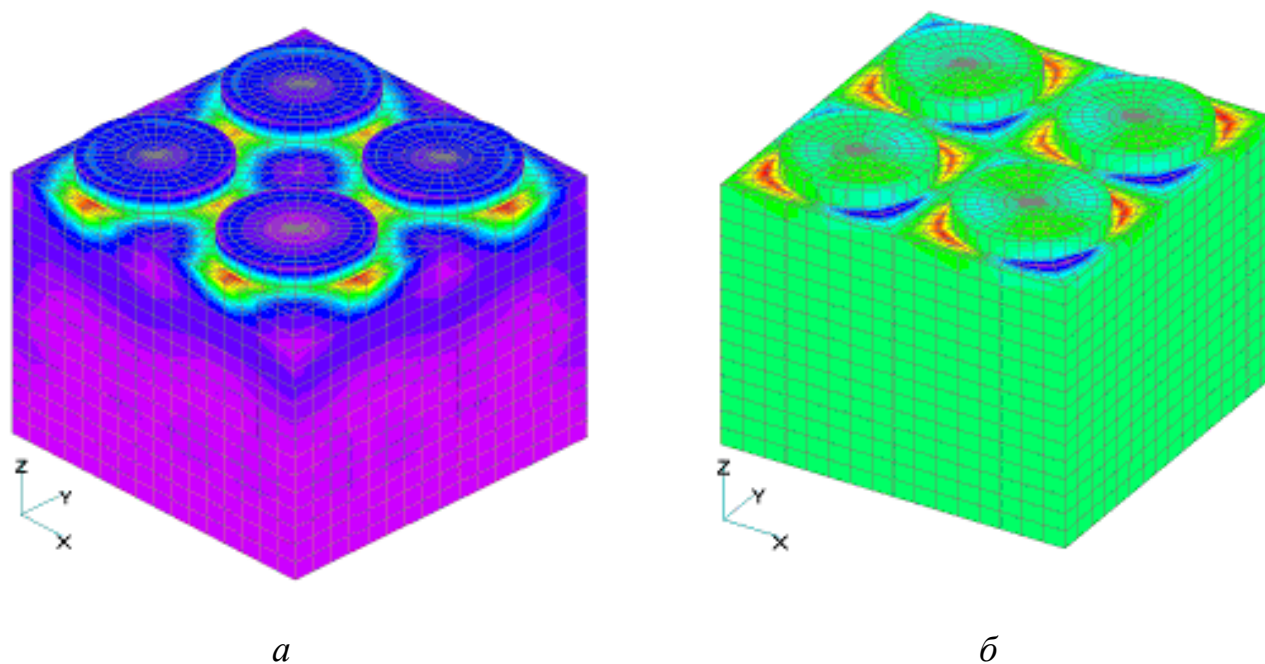


Рисунок 3.41 – $\frac{1}{4}$ частина моделі електроіскрового покриття: *a* - з розподілом еквівалентних напружень при товщині покриття 100 мкм; *б* - з розподілом дотичних ХУ напружень

наглядної картини. Оскільки модель має велику жорсткість порівняно з попередньою, то в основі не буде відбуватися зміна з одного знаку напружень на протилежний (рис. 3.42 а). А якщо прикласти нормальне навантаження по всій площі покриття характер розподілу напружень в основі зміниться (див. рис. 3.42 б).

Порівнюючи напружений стан моделі з покриттям та без приходимо до висновку що наявність покриття знижує напружений стан в основі (рис. 3.43), а характер розподілу еквівалентних напружень для обох випадків майже однаковий.

Таким чином, розглядаючи характер розподілу еквівалентних напружень за Мізесом в напрямку дії навантаження, вздовж осі Z , в моделі з дискретним покриттям відбувається перерозподіл напружень. Тому використання електроіскрового покриття дозволить покращити експлуатаційні властивості композиції «основа-покриття» за рахунок релаксації залишкових напружень у покритті, а також завдяки розвантаженню матеріалу основи.

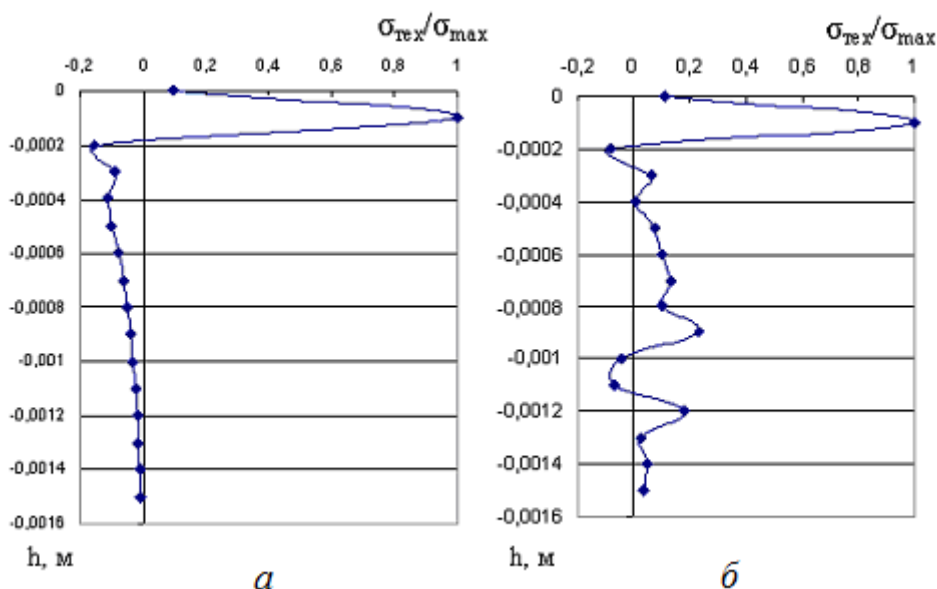


Рисунок 3.42 – Графік нормальних напружень вздовж осі X по висоті моделі у напрямку осі Z: *a* - без навантаження; *б* - при дії розподіленого нормального навантаження на покриття [625]

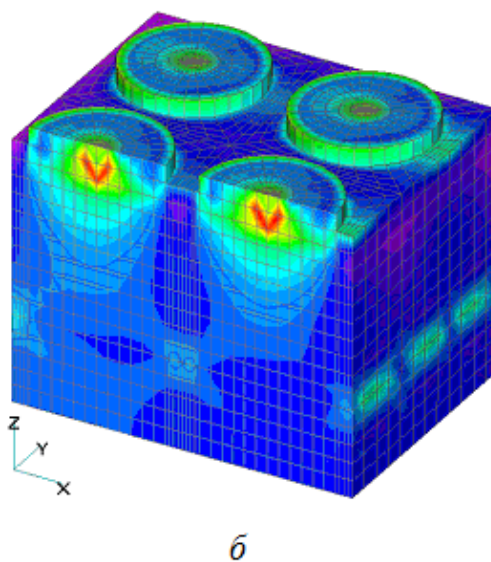
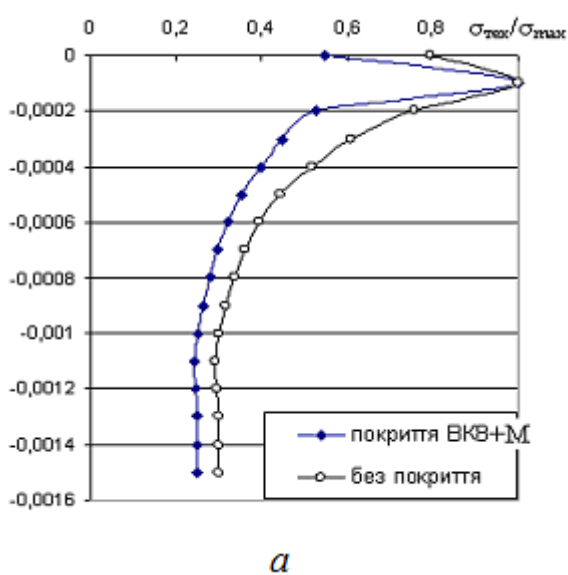


Рисунок 3.43 – Графік розподілу еквівалентних напружень: *a* - при розподіленому нормальному навантаженні в моделі без покриття та з покриттям ВК8+М; *б* - скінченно-елементна модель з розподілом еквівалентних напружень по об'єму [624, 625]

Висновки до розділу 3

1. Теоретично і експериментально обґрунтовано концептуальний підхід щодо створення ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, зміцнених методом ПТА, з високими триботехнічними властивостями. Основні концептуальні положення базуються на дослідженні НДС, як окремої ДД, так і дискретної поверхні в цілому, та математичному моделюванні виявлених закономірностей їх формування.

2. Встановлено, що у поверхневому шарі ТЛП, які формуються методом механічної ударної дії індентора, виникають залишкові напруження розтягу. Рівень залишкових напружень носить нерівномірний характер і залежить від фізико-механічних властивостей поверхневого шару, технологічних параметрів, а також від відстані між рядками X_1 ДД, відстані у рядку X_2 і ходу головки установки ХЗ, яка характеризує глибину ДД.

3. Розроблена і проаналізована модель процесу формування окремої ДД, відповідно до якої при впровадженні індентора в поверхневий шар формується ДД з одночасним виникненням напливу. Величина залишкових напружень залежить від швидкості переміщення деталі і частоти коливання ударного пристрою. Збільшення швидкості деформації поверхневого шару викликає зростання опору деформації. При високих швидкостях ударного індентування (на одиницю об'єму зміщеного матеріалу) енергія формування ДД зменшується зі зростанням швидкості, що обумовлено розвитком смуг локалізованого зміщення матеріалу по краях сторін ДД.

4. За результатами експериментальних досліджень для визначення оптимальних конструктивно-технологічних параметрів ТЛП з метою отримання мінімальних залишкових напружень розтягу було проведено статистичний аналіз та побудовано математичні моделі залежностей критерію оптимізації Y_1 від параметрів оптимізації. Встановлено, що найменші залишкові напруження виникають при значеннях параметрів оптимізації $X_1=2,0478 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0225 \times 10^{-3}$ м і $X_3=1,5065 \times 10^{-3}$ м.

5. Розроблені скінченно-елементні моделі ТЛП дозволили більш глибоко проаналізувати причини формування НДС як усередині ДД, так і навколо неї.

Встановлено, що більший розмір ДД є меншим концентратором напружень для основного матеріалу і їх рівень залежить від значень параметрів X_1 , X_2 , X_3 , а також від напрямку руху поверхні деталі в процесі формування ДД. Детальний аналіз внутрішніх сторін ДД дозволив виявити, що найбільші залишкові напруження формуються на внутрішніх поверхнях I і II ДД при $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м (які майже однакові), що і визначає високий рівень НДС ТЛП. При $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м НДС ТЛП зменшується за рахунок зменшення напружень на внутрішніх сторонах II ДД в 1,8 разів. При $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м подальше зменшення здійснюється вже за рахунок зменшення напружень на внутрішній стороні I ДД в 1,2–1,5 разів.

6. Зміцнення поверхневого шару ТЛП методом ПТА показало, що в азотованих шарах у між лунковому просторі виникають залишкові напруження стиску, максимальна величина яких (230 МПа) знаходиться у поверхневій нітридній зоні на глибині 25 мкм. В зоні внутрішнього азотування напруження стиску складають від 100 МПа і менше. Однак, незважаючи на меншу величину залишкових напружень, основний внесок у підвищення границі витривалості буде давати саме зона внутрішнього азотування через більшу її протяжність по глибині. Фрактографічний аналіз внутрішніх сторін ДД дозволив встановити відсутність будь-яких дефектів, які виникали в ході технологічного процесу формування ТЛП за рахунок збільшення концентрації зв'язаного азоту і його проникнення на більшу глибину у ДД, що призводить до покращення фізико-механічних характеристик ТЛП.

7. Дослідженнями мікротвердості поверхневих азотованих шарів ТЛП виявлено зростання її значень до 9500 МПа на поверхні та поступове зменшення до 3600 МПа по глибині зразка. Рентгеноструктурний аналіз азотованих шарів ТЛП виявив наявність у них двох зон: нітридної (карбонітридної) та зони внутрішнього азотування. Нітридна (карбонітридна) зона складається з $Fe_{2-3}(N,C)$, $Fe_3(N,C)$, $\alpha-Fe(NC)$, Fe_4N і має глибину 10–15 мм з максимальною концентрацією азоту більше 7% мас., зона внутрішнього азотування складається з твердого розчину $\alpha-Fe(N)$. Загальна глибина дифузійного шару може складати від 150 до 250 мкм.

8. Аналіз напружено-деформованого стану електроіскрового покриття ВК8+М показав, що в покритті виникають розтягуючі напруження майже в 4 рази вищі ніж

в основі. На границі адгезійного контакту напруження змінюють знак на протилежний приблизно на відстані $2/3$ від нанесеного покриття. Порівнюючи напружений стан моделі з покриттям та без показало, що наявність покриття знижує напружений стан в основі, а характер розподілу еквівалентних напружень для обох випадків майже однаковий. Тобто, розглядаючи характер розподілу еквівалентних напружень за Мізесом в напрямку дії навантаження, вздовж осі Z , в моделі з дискретним покриттям відбувається перерозподіл напружень. Тому використання електроіскрового покриття дозволить покращити експлуатаційні властивості композиції «основа-покриття» за рахунок релаксації залишкових напружень у покритті, а також завдяки розвантаженню матеріалу основи.

РОЗДІЛ 4

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСІВ ЗНОШУВАННЯ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ
ПОВЕРХОНЬ ПРИ ТЕРТІ НЕ ЖОРСТКО ЗАКРІПЛЕНИМИ АБРАЗИВНИМИ
ЧАСТИНКАМИ

Механізм абразивного зношування дуже складний і складається з ряду взаємозалежних процесів, що включають вдавнення абразивних частинок в поверхні тертя і наступне їхнє відносне переміщення. При цьому утворення частинок зношування може здійснюватися в результаті одноразового впливу абразивної частинки чи багаторазового, деформаційного руйнування по малоцикловому (пластичне деформування), багатоцикловому (пружне деформування) чи механо-хімічному механізму. Інтенсивність і повнота протікання кожної зі складових частин цих процесів визначається як властивостями металу, так і умовами зношування.

Сьогодні широкі можливості для підвищення зносостійкості деталей в умовах абразивного зношування відкривають технологічні методи створення дискретних поверхонь. Дослідження в цьому напрямку ґрунтуються на ідеї, що дискретна поверхня створює мікрорезервуари для утримання мастильного матеріалу чи мікропастки (капкани) для уловлювання продуктів зносу і абразивних частинок із зовнішнього середовища. Але конкретні експериментальні дані щодо зносостійкості ТЛП в умовах абразивного зношування практично відсутні, що підтверджує актуальність проведення наукових досліджень в цьому напрямку.

В розділі встановлено закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах абразивного зношування, досліджено вплив конструктивно-технологічних і експлуатаційних параметрів на їх зносостійкість, досліджено процеси руйнування поверхневих шарів в умовах абразивного зношування, розроблена модель зношування ДД, за результатами експериментальних досліджень побудовано математичні моделі.

4.1 Експериментальні дослідження в умовах абразивного зношування

Експериментальні дослідження ТЛП з поглибленими дискретними ділянками проводили на зразках зі сталі 30ХГСА. В результаті досліджень встановлено (рис. 4.1), що найменшою зносостійкістю володіє вихідна не дискретна поверхня (30ХГСА заг).

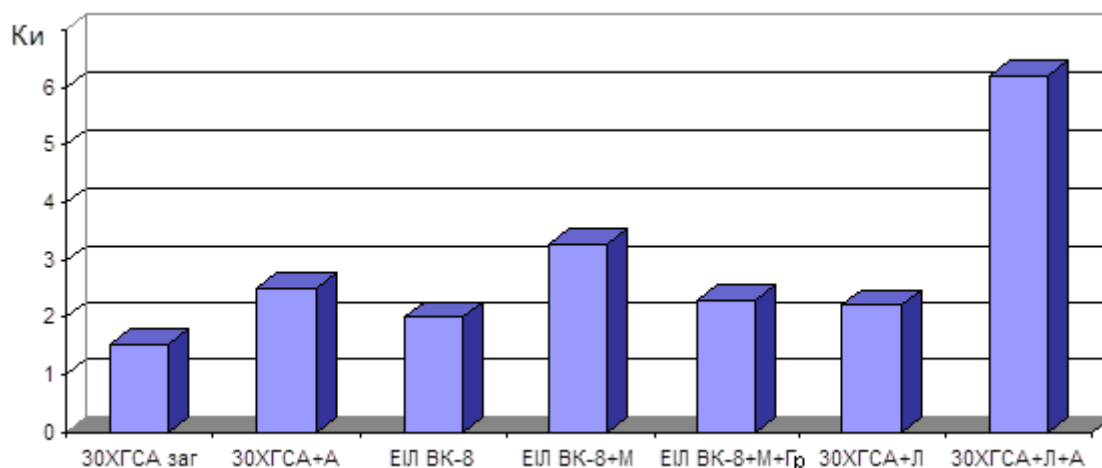


Рисунок 4.1 – Величина відносної зносостійкості дискретних поверхонь в умовах абразивного зношування (шлях – 50 м, зернистість абразиву 50–70 мкм, швидкість ковзання 0,158 м/с, навантаження 44,1 Н) [605, 606]

Процес зношування вихідної поверхні характеризується наявністю дрібних подряпин, мікрозаглибин різної протяжності, орієнтованих у напрямку руху абразивних частинок (рис. 4.2 а, в). Абразивні частинки діють на матеріал поверхневого шару як безліч деформуючих або ріжучих елементів (рис. 4.2 а, б). Спочатку абразивні частинки впроваджуються в поверхневий шар, а в подальшому, при ковзанні абразиву по поверхні, здійснюється її деформування. В результаті у поверхневому шарі матеріалу виникають мікропластичні деформації, які призводять до витіснення металу, а при впливу сусідніх абразивних часток – його передеформуванню, остаточне відділення напливів (продуктів зношування) від поверхні тертя та розвитку мікротріщин. Це повністю відповідає існуючим уявленням про механізм абразивного зношування [263].

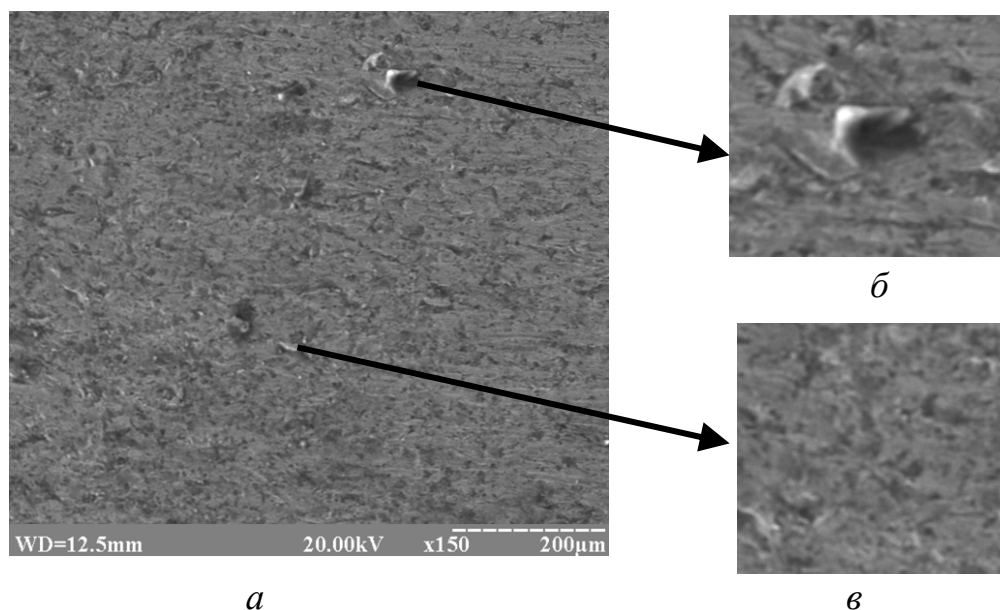


Рисунок 4.2 – Мікрофотографія поверхні тертя вихідної поверхні після абразивного зношування (зернистість абразиву 50–70 мкм): *a* – поверхня тертя біля ДД; *б* – застрягла абразивна частинка на поверхні трибоконтакту; *в* – мікрозаглибини

Більшість продуктів зношування мають форму пластинок різної товщини і конфігурації. Їх утворення в теорії зношування пояснюється відшаруванням з позиції розвитку дислокаційних процесів у контакті [49]. При механічному знеміцненні дислокації відіграють вирішальну роль у диспергуванні поверхні тертя. Пружно-пластична деформація формує дефекти субструктури різного рівня і збільшує внутрішні напруження. Видалення продуктів зношування при багатократному деформуванні поверхні тертя є вторинним процесом, якому передують граничне спотворення субструктури металу у визначеному мікрооб'ємі. При зношуванні конструкційної сталі 30ХГСА процес знеміцнення металу буде ускладнюватися виділенням у структурі дисперсних карбідів, що блокують площину ковзання, збільшують загальну кількість дислокацій і перешкоджають їх переміщенню.

Застосування ТЛП (30ХГСА+Л) забезпечує підвищення зносостійкості сталі 30ХГСА в умовах абразивного зношування в 1,5 рази, у порівнянні з вихідною поверхнею за рахунок вилучення більшої кількості абразивних частинок з поверхні у ДД (див. рис. 4.1). Це сприяє зменшенню руйнівних процесів зі сторони абразивних частинок у поверхневому шарі у міжлунковому просторі. Найбільшому руйнуванню, а відповідно і зношуванню піддається дальня внутрішня поверхня ДД по відношенню до напрямку руху абразивних частинок у порівнянні з передньою (див. рис. 4.2 а). Це можна пояснити тим, що поступове заповнення об'єму ДД абразивними частинками призводить до утворення ущільненої концентрації абразивних частинок біля дальньої внутрішньої поверхні. Наступні абразивні частинки, що потрапляють до ДД під дією навантаження і швидкості тиснуть на абразивні частинки, розташовані у ДД, які, в свою чергу, здійснюють багатократне пластичне деформування внутрішньої поверхні (рис. 4.3 а, б, в).

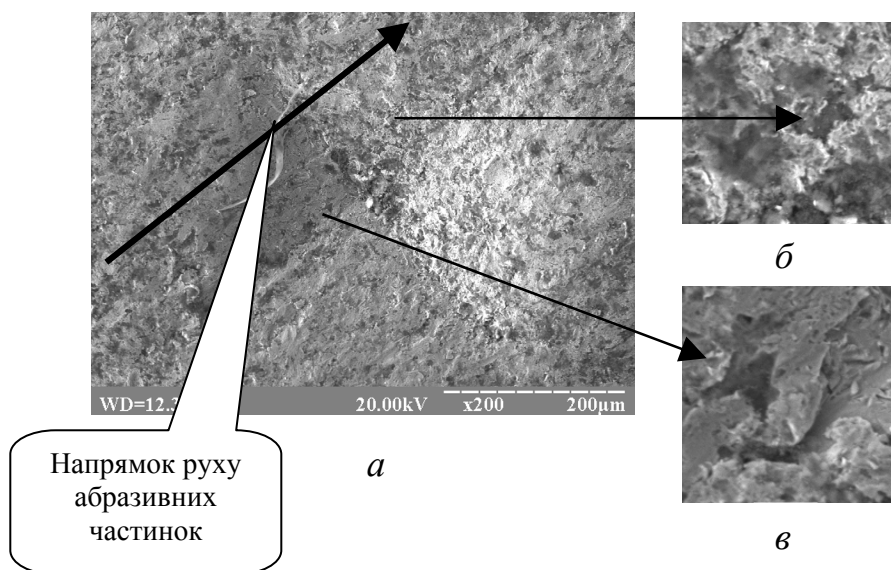


Рисунок 4.3 – Поверхні тертя ТЛП після абразивного зношування (відстань між рядками $1,5 \times 10^{-3}$ м, відстань у рядку $2,9 \times 10^{-3}$ м, глибина ДД $1,2 \times 10^{-3}$ м):

a – загальний вигляд ДД; *б, в* – канавки і заглибини на внутрішній поверхні ДД

Ближня внутрішня поверхня ДД менш піддана впливу абразивних частинок через те, що вони проковзуються по її поверхні, утворюючи меншу кількість руйнувань поверхневого шару (рис. 4.3 а). Процесу руйнування внутрішньої поверхні ДД такою сприяють дефекти, що виникають в ході технологічного процесу формування ДД (див. рис. 3.6 б), які пришвидшують процеси видалення фрагментів об'єму металу від дії абразивних частинок.

Висока зносостійкість ТЛП також пов'язана зі зменшенням руйнування абразивними частинками площі трибоконтакту на величину сумарної площі, яку займають ДД. ДД змінюють своє функціональне призначення при їх заповненні абразивними частинками – резервуари для попадання продуктів зношування і абразивних частинок з поверхні трибоконтакту і створюють зону «твердого включення» з абразивних частинок, через яку проходять наступні абразивні частинки, потрапляючи із зони трибоконтакту.

На абразивне зношування ТЛП суттєво впливає розмір абразивних частинок. Експериментальними дослідженнями встановлено [607, 608], що зі збільшення відношення розміру зерна абразиву (d_3) до глибини ДД ($h_{\text{л}}$) зносостійкість ТЛП зростає і далі тенденція зростання уповільнюється (рис. 4.4).

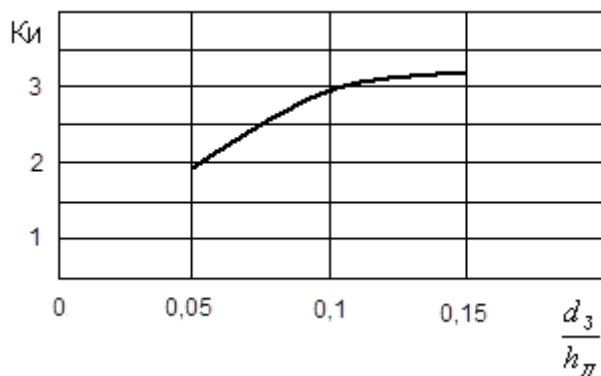


Рисунок 4.4 – Залежність відносної зносостійкості ТЛП від $\frac{d_3}{h_{\text{л}}}$ (відстань між рядками $1,9 \times 10^{-3}$ м, відстань у рядку $2,3 \times 10^{-3}$ м, глибина ДД $1,4 \times 10^{-3}$ м)

Висока зносостійкість ТЛП обумовлені меншою кількістю локальних контактів абразивних частинок більшої зернистості з поверхнею, у порівнянні з меншою зернистістю, зменшенням кількості контактних напружень, руйнувань в місцях

трибоконтакту, а також вилученням абразивних частинок у ДД. Фрактографічними дослідження встановлено, що поверхня тертя у міжлунковому просторі і внутрішні поверхні ДД характеризуються наявністю значних ділянок пластично-деформованого металу, сформованих під впливом великих розмірів абразивних частинок (рис. 4.5).

При досягненні $\frac{d_3}{h_{\text{Д}}} = 0,1$ тенденція зростання зносостійкості уповільнюється і при $\frac{d_3}{h_{\text{Д}}} \geq 0,13$ на зносостійкість ТЛП практично не впливає за рахунок досягнення «критичного» розміру зерна абразивних частинок. Це можна пояснити тим, що зменшення кількості абразивних частинок, які потрапляють у зону контакту, компенсується збільшенням їх радіусу. Незмінність площі контакту сприяє зберіганню напруженого стану на одному рівні, що стабілізує зношування.

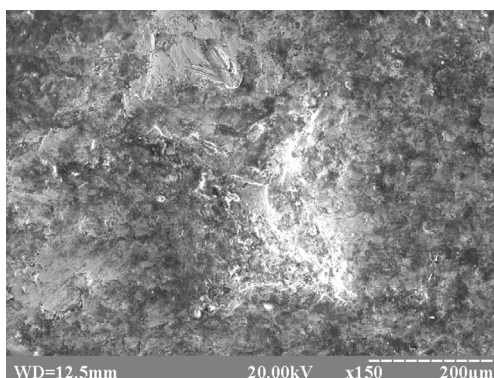


Рисунок 4.5 – Мікрофотографія поверхні тертя ТЛП після абразивного зношування (швидкість ковзання 0,158 м/с, навантаження 41,4 Н, відстань між рядками $1,9 \times 10^{-3}$ м, відстань у рядку $2,3 \times 10^{-3}$ м, глибина ДД $1,4 \times 10^{-3}$ м, зернистість абразиву 250–315 мкм)

Найбільша інтенсивність руйнування поверхні тертя абразивними частинками відбувається при $\frac{d_3}{h_{\text{Д}}} = 0,05$ (див. рис. 4.4). Це пояснюється тим, що в зоні трибоконтакту створюються велика кількість локальних зон пластичного деформування поверхневого шару від дії дрібних абразивних частинок з поверхнею

тертя і внутрішніх сторін ДД. Крім того, абразивні частинки можуть не тільки займати будь-яку орієнтацію відносно поверхні трибоконтакту, але і змінювати її під дією сил в зоні контакту, що може призвести до збільшення руйнування поверхневого шару. Фрактографічні дослідження показали, що на поверхні тертя біля ДД виявлено велика кількість невеликих за розмірами мікрозаглибин, які виникли після дії абразивних частинок не великої зернистості (рис. 4.6).

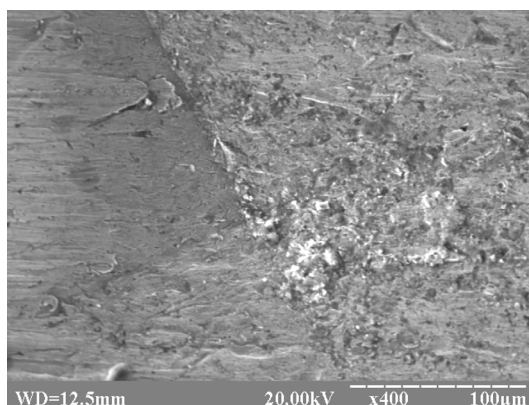


Рисунок 4.6 – Мікрофотографія поверхні тертя ТЛП після абразивного зношування (зернистість абразиву 50–70 мкм)

Зміцнення поверхневого шару ТЛП методом ПТА (30ХГСА+Л+А) дозволило підвищити зносостійкість в умовах абразивного зношування у 3,6 рази (див. рис. 4.1) у порівнянні зі сталлю 30ХГСА [605]. Висока зносостійкість зміцненої ТЛП забезпечується насиченням поверхневого шару поверхні тертя і поверхневого шару ДД азотом у вигляді нітридних і карбонітридних шарів, які протидіють активному руйнуванню поверхні трибоконтакту абразивними частками. Крім того, висока твердість поверхневого шару внутрішніх сторін ДД протидіє руйнівним процесам абразивними частками всередині ДД при вилученні їх з поверхні тертя.

Структура нітридної і карбонітридної фаз забезпечують не тільки заліковування дефектів поверхневого шару на поверхні трибоконтакту і внутрішніх сторін ДД, виключають його крихкість, пороутворення та отримання у шарі крихкого нітриду Fe_2N , але і створюють оптимальні структурні передумови для підвищення їх зносостійкості в умовах абразивного зношування. Крім того, створення ДД методом ППД сприяє в ході технологічного процесу ПТА інтенсифікації процесу насичення

поверхневого шару внутрішніх сторін ДД азотом, у порівнянні з поверхнею у міжлунковому просторі, на більшу глибину.

Електроіскрове покриття ВК8+М по зносостійкості перевищує електроіскрове покриття ВК8 у 1,6 рази, а сталь 30ХГСА – у 2,2 рази (див. рис. 4.1). Високу зносостійкість покриття ВК8+М можна пояснити особливістю технологічного процесу його формування, а саме тим, що у поверхневому шару за хімічним і фазовим складом формується більш оптимальна структура покриття, у порівнянні з ВК8, яка більш наближена до матеріалу легуючого електроду. Це сприяє зменшенню окислювальних процесів, при якому може відбуватися знеуглецювання карбіду вольфраму і зв'язування вихідних компонентів та компонентів, що утворюються в складні карбіди і оксидні фази.

Поверхня тертя характеризується наявністю зон пластичного деформування, тріщин, кратерів, мікроканалок, що свідчить про вибірковий характер зношування поверхні покриття. Мікроканалки утворюються за рахунок пластичного деформування зон покриття абразивними частинками і часткового видавлювання її на поверхню (рис. 4.7). Ці зони представляють собою м'яку складову покриття – кобальтову. Зона карбіду вольфраму забезпечує блокування і захист поверхні тертя від впливу абразивних частинок, сприйняттям на себе локального тиску від дії абразивних частинок (рис. 4.8). Зносостійкість електроіскрового покриття в умовах абразивного зношування буде визначатися міцністю карбідної фази, тобто можливістю карбідних зерен надійно утримуватися в основі. Частки карбіду вольфраму захищають кобальтову зону від інтенсивного зношування і тим самим запобігають своє оголення і вилучення з поверхні покриття. Хвилястість поверхні тертя пояснюється гетерогенністю структури покриття, при якому група карбідних зерен створює захисний дискретний шар. Руйнування карбідної зони здійснюється за рахунок утворення сіток мікротріщин, їх наступним об'єднанням, утворення фрагментів і їх видаленням (див. рис. 4.7, в, г, д).

Аналогічна тенденція впливу зернистості на зносостійкість дискретних поверхонь проявляється і для електроіскрового покриття ВК8+М. Зменшення зернистості абразивних частинок до 50–70 мкм приводить до різкого збільшення

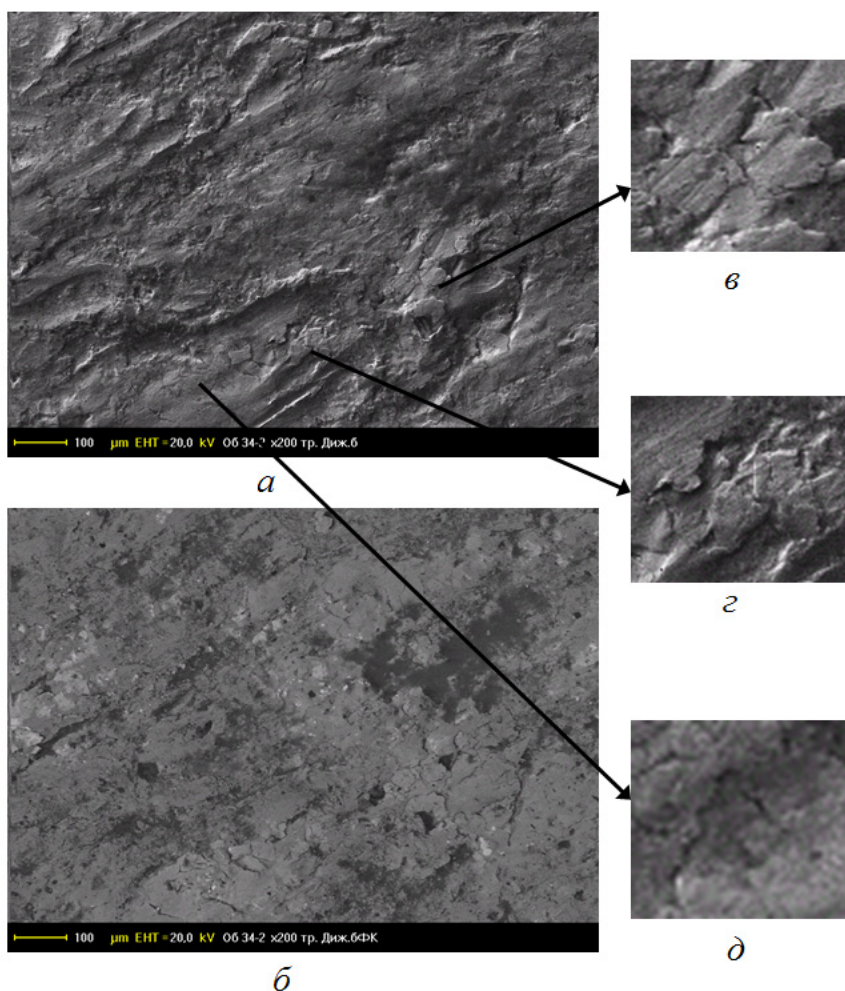


Рисунок 4.7 – Мікрофотографія поверхні тертя електроіскрового покриття VK8+M після абразивного зношування: *a* – нормальний знімок; *б* – фазовий контраст; *в* – фрагменти; *г* – пори; *д* – сітка тріщин

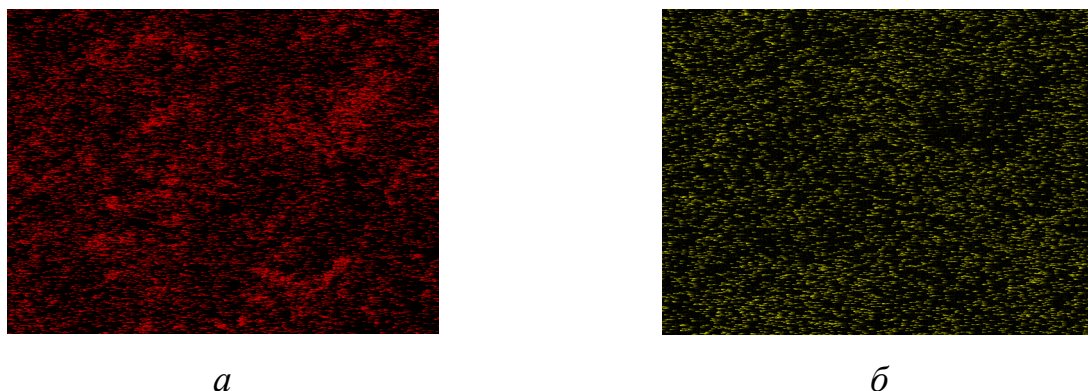


Рисунок 4.8 – Розподіл легуючих елементів на поверхні тертя (див. рис. 4.6, *б*), знятих у рентгенівському характеристичному $W_{K\alpha}$ - (*a*) і $Co_{K\alpha}$ - (*б*) випромінюванні

зношування покриття (рис. 4.9). На поверхні тертя під дією абразивних частинок формується велика кількість мікрозаглибин розмірами від 2 до 12 мкм (рис. 4.10). Подальший вплив абразивних частинок призводить до збільшення розмірів кратерів до 10–20 мкм за рахунок їх об'єднання і видалення матеріалу з поверхні тертя.

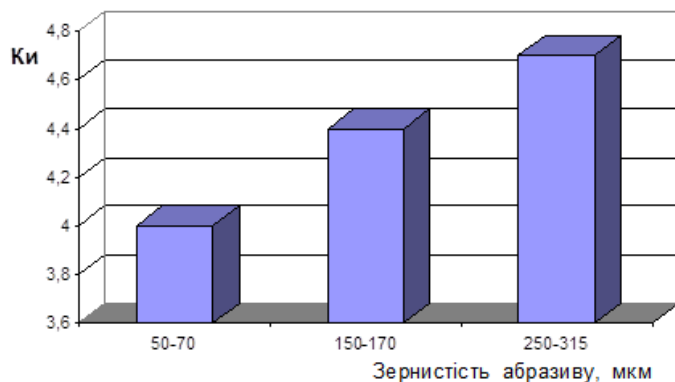


Рисунок 4.9 – Залежність відносної зносостійкості електроіскрового покриття ВК8+М в умовах абразивного зношування від зернистості абразиву (робочий струм 1,5 А, навантаження 44,1 Н, швидкість ковзання 0,158 м/с, шлях 50 м)

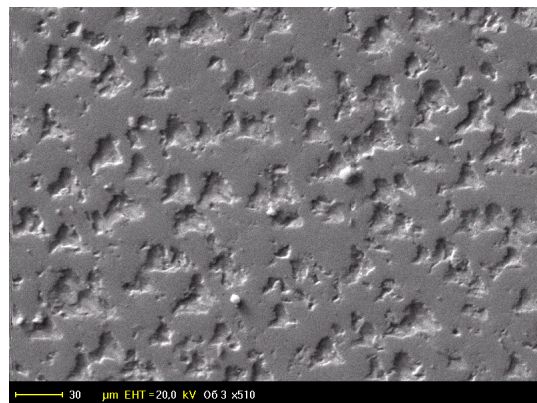


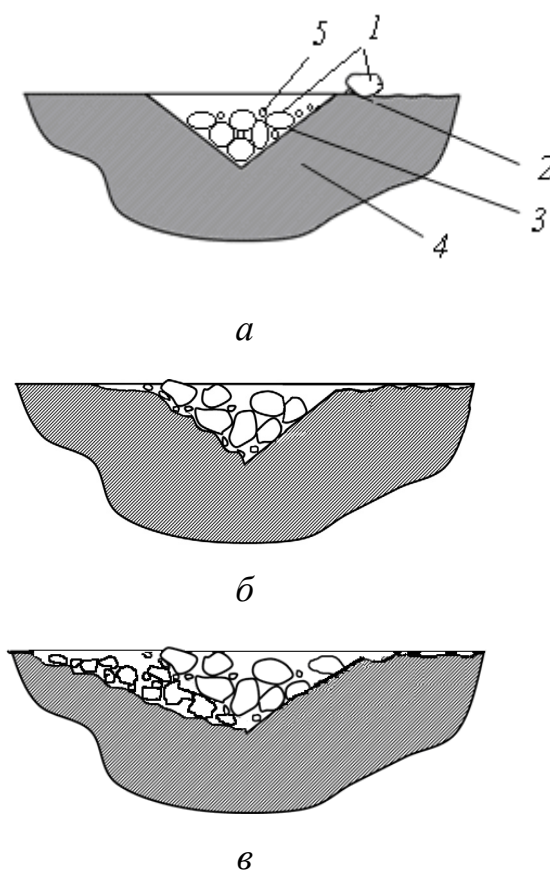
Рисунок 4.10 – Поверхня тертя електроіскрового покриття ВК8+М після абразивного зношування (зернистість абразиву 50–70 мкм)

4.2 Механізм зношування дискретної ділянки

Для встановлення закономірностей зношування ТЛП було сформовано фізичну модель, яка пояснює механізм зношування окремої ДД (рис. 4.11). Проведений аналіз процесу зношування ТЛП не закріпленими абразивними частинками дозволив встановити три стадії їх зношування: I – видалення абразивних частинок і продуктів зношування у ДД; II – накопичення пошкоджень ДД; III – руйнування ДД.

На першій стадії зношування ДД при попаданні абразивної частинки на поверхню трибоконтакту здійснюється пластичне деформування нею поверхневого

шару матеріалу у міжлунковому просторі. Переміщення абразивних частинок на поверхні тертя приводить до виникнення мікрозаглибин з «напливами» витісненого матеріалу. Механізм і інтенсивність протікання цих явищ суттєво буде залежати від властивостей матеріалу. В подальшому, наступні абразивні частинки будуть формувати у поверхневому шарі свої мікрозаглибини. Сформовані «напливи» від дії попередніх абразивних частинок будуть багатократно ними зсуватися, що призведе до остаточного руйнування металу поверхнього шару, відділенням його в результаті процесів передформування, утворенням продуктів зношування з наступним потраплянням продуктів зношування і самих абразивних частинок у ДД (рис. 4.11, *a*).



1 - абразивна частинка; «наплив»;

2 - ДД;

3 - матеріал основи;

4 - продукти зношування

Рисунок 4.11 – Фізична модель зношування окремої дискретної ділянки ТЛП в умовах абразивного зношування: *a*, *б*, *в* – I, II і III стадії зношування ДД

На другій стадії здійснюється поступове заповнення ДД продуктами зношування і абразивними частинками, що призведе до пластичного деформування бокових внутрішніх поверхонь ДД. Відповідно до напрямку руху абразивних частинок під дією навантаження дальня внутрішня сторона ДД буде піддаватися більшому пластичному деформуванню від дії абразивних частинок за рахунок утворення ущільненої їх концентрації біля дальньої поверхні, у порівнянні з передньою. Під навантаженням абразивні частинки будуть діяти одна на одну, в результаті деякі абразивні частинки можуть руйнуватися. Сліди руйнування будуть мати малу протяжність у вигляді кратероподібних мікрозаглибин, у середині яких можуть залишатися застрягли осколки абразивних частинок (рис. 4.11, б).

Крім того, заповнення ДД абразивними частинками призводить до зміни їх функціонального призначення, створюючи зону «твердого включення» з абразивних частинок, через яку проходять наступні абразивні частинки, які попадають із зони трибоконтракту, і їх переміщення до задньої кромки ДД і її пластичного деформування.

На третій стадії відбувається руйнування ДД. Заповнення ДД абразивними частинками призведе до остаточного руйнування зон пластичного деформування бокової кромки дальньої внутрішньої поверхні, поступового зношування внутрішньої дальньої сторони ДД з виходом абразивних частинок із ДД і попаданням їх в інші ДД (рис. 4.11, в).

Таким чином, розглянутий механізм абразивного зношування окремої ДД показав, що пластичне деформування і відтиснення матеріалу є визначальним при руйнуванні поверхневих шарів трибоконтракту і внутрішніх сторін ДД, тому що виникнення продуктів зношування є наслідком накопичення пошкоджень, пов'язаних з багатократним впливом абразивних частинок. Дальня внутрішня сторона і кромка ДД піддається найбільшому руйнуванню зі сторони абразивних частинок, що і буде визначати її рівень зношування, а відповідно і зношування ТЛП в цілому в даних умовах. Зміцнення ТЛП методом ПТА дозволить збільшити зносостійкість ДД за рахунок нейтралізації розміцнюючої дії поверхневого шару внутрішніх сторін і кромки ДД іонним азотуванням.

4.3 Експериментальні дослідження в умовах зношування у водному середовищі з абразивом

Результати експериментальних досліджень триботехнічних характеристик ТЛП в умовах зношування у водному середовищі з абразивними частинками представлено на рис. 4.12. Максимальною зносостійкістю в даних умовах володіють ТЛП, додатково піддані іонному азотуванню (30ХГСА+Л+А), які перевищують вихідну поверхню у 3,25 рази. Висока зносостійкість ТЛП (30ХГСА+Л+А) забезпечується високою твердістю поверхневих азотованих шарів, які протидіють руйнуванню поверхневих шарів в місцях трибоконтакту абразивними частками.

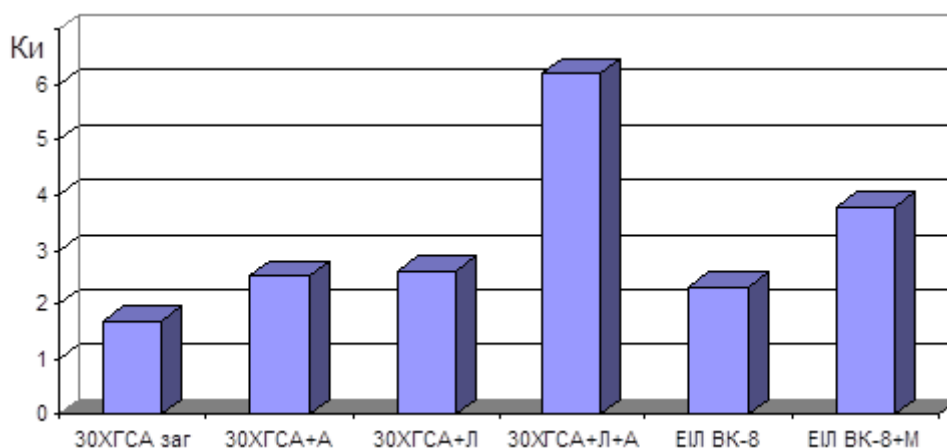


Рисунок 4.12 – Величина відносної зносостійкості дискретних поверхонь в умовах зношування у водному середовищі з абразивними частинками (шлях – 50 м, зернистість абразиву 50–70 мкм, швидкість ковзання 0,158 м/с, навантаження 44,1 Н)

Поверхня тертя у міжлунковому просторі і внутрішні сторони ДД в основному без значних ділянок руйнувань від дії абразивних частинок (рис. 4.13 а). На дальній внутрішній поверхні ДД, відповідно до напрямку руху абразивних частинок, спостерігається наявність мікроканалов від дії абразивних частинок (рис. 4.13 б). Кількість таких мікроканалов невелика, у порівнянні ТЛП, не підданою іонному азотуванню. Виникнення мікроканалов відбувається за рахунок відділення мікрооб'ємів металу під час багатократної пластичної деформації поверхні і

руйнування поверхневого шару абразивними частками, що транспортуються потоком рідини. Відсутність значних ділянок пластичного деформування абразивними частинками поверхневого шару у дальній внутрішній поверхні ДД можна пояснити тим, що ППД металу при формуванні ДД створює сприятливі умови для більш глибокого проникнення іонів азоту у поверхневий шар, забезпечуючи заліковуванні в ньому різного роду дефектів, а також високою твердістю азотованого шару.

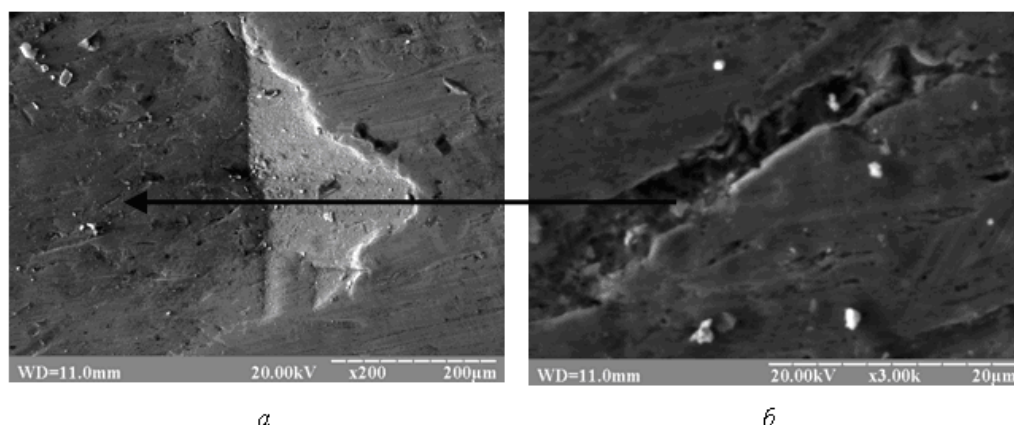


Рисунок 4.13 – Мікрофотографії поверхні тертя ТЛП, зміцненої ППД, після зношування у водному середовищі з абразивними частинками: *а* – загальний вигляд ДД; *б* – канавка на поверхні ДД [610]

Таким чином, висока зносостійкість ТЛП обумовлена високою твердістю азотованого поверхневого шару і його здатністю протидіяти руйнуванню абразивними частинками. Крім того, висока твердість і товщина поверхневого шару внутрішніх сторін ДД протидіє руйнівним процесам абразивними частками всередині ДД при вилученні їх з поверхні тертя. В сукупності всі ці процеси позитивно впливають на трибологічні властивості трибосполучення, що і визначає високу зносостійкість ТЛП у даних умовах [609].

Як і в умовах абразивного зношування, розмір абразивних частинок при зношуванні у водному середовищі з абразивними частинками також суттєво впливає на зносостійкість ТЛП. Чим більший розмір абразивних частинок, тим вища зносостійкість ТЛП (рис. 4.14). Висока зносостійкість поверхні обумовлена меншою кількістю локальних контактів великих абразивних частинок з поверхнею, у

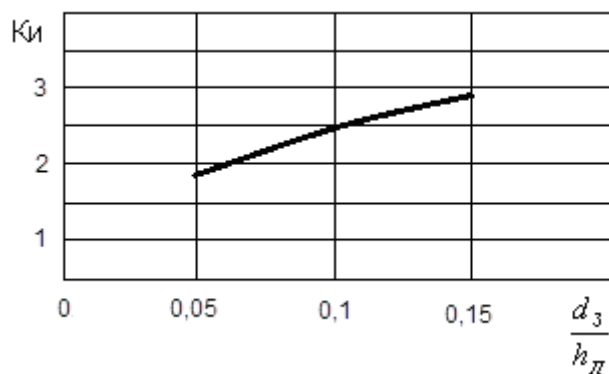


Рисунок 4.14 – Залежність відносної зносостійкості ТЛП у водному середовищі з абразивними частинками від $\frac{d_3}{h_L}$ (відстань між рядками $2,4 \times 10^{-3}$ м, відстань у рядку $2,0 \times 10^{-3}$ м, глибина ДД $1,0 \times 10^{-3}$ м)

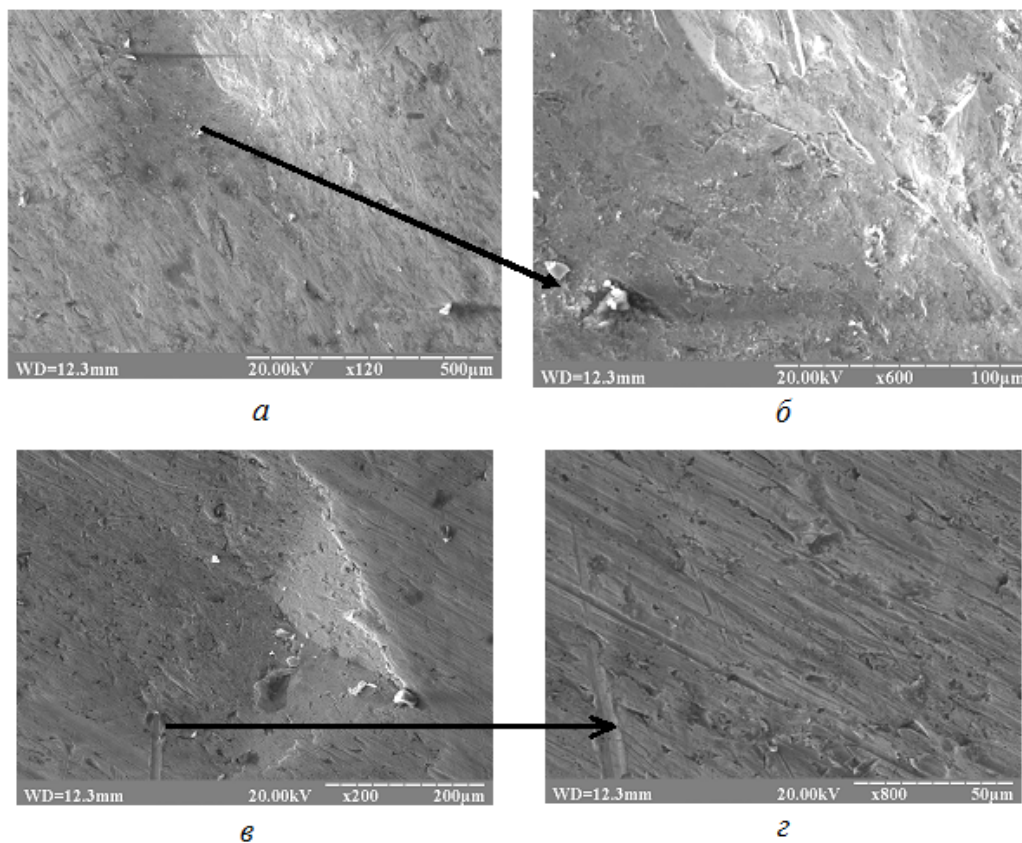


Рисунок 4.15 – Мікрофотографія поверхні тертя ТЛП після зношування у водному середовищі з абразивними частинками (швидкість ковзання 0,158 м/с, навантаження 41,4 Н, зернистість абразиву а, б – 250–315 мкм; в, г – 50–70 мкм): а, в – загальний вигляд ДД; б, г – внутрішні поверхні ДД

порівнянні з розмірами меншої абразивності, а також дією рідинного потоку, який зменшує руйнування поверхневого шару абразивними частинками.

При дії великих абразивних частинок бокові сторони ДД мають більш вигладжену форму (рис. 4.15 а) і по довжині ДД можуть досягати від її центру 1,0–1,2 мм за напрямом дії водяного потоку з абразивними частинками. Розмір від слідів впровадження абразивних частинок по довжині складає 10–80 мкм (рис. 4.15 б). Ширина залежить від розміру абразивної частинки і глибини її впровадження у поверхню. На поверхні внутрішніх сторін ДД спостерігаються місця з застряглими осколками, які виникли після руйнування абразивних частинок (див. рис. 4.15 б).

Зменшення $\frac{d_z}{h_d}$ до 0,05 призводить до зменшення зносостійкості поверхні тертя (див. рис. 4.14). Фрактографічні дослідження зразків показали, що на поверхні тертя біля ДД виявлено набагато більша кількість невеликих за розмірами ділянок пластичного деформування, які виникли після дії абразивних частинок (рис. 4.15 в, г). Розмір таких ділянок за довжиною складає 5–80 мкм, за шириною – 2–3 мкм.

4.4 Оптимізація технологічного процесу формування текстурованих лункових поверхонь та побудова математичних моделей за результатами експерименту

На процес абразивного зношування ТЛП буде впливати не тільки абразивне середовище, а також конструктивно-технологічні і експлуатаційні параметри. Тому для врахування впливу цих факторів на абразивне зношування і зношування у водному середовищі з абразивом і без застосуємо метод регресивного аналізу, який проводився за допомогою програми ППП ПРІАМ. Для моделювання технологічного процесу нанесення ТЛП було визначено групу факторів, які впливають на величину критеріїв оптимізації, та встановлено рівні їх варіювання. Тому в матрицю планування, в якості керованих, були внесені фактори, які наведені в табл. 4.1.

Використовуючи рекомендації, що запропоновані в п. 2.2, а також фактори та значення рівнів їх варіювання для рішення поставленої задачі, у роботі побудовано план експерименту в кодованих значеннях та переведено їх від кодованих значень до натуральних, що значно спрощує реалізацію плану експерименту (табл. 4.2).

На підставі отриманих результатів проводилось нанесення ДД на поверхні зразків та їх експериментальні дослідження. За результатами експерименту був виконаний статистичний аналіз та побудовані регресійні моделі залежності критерію оптимізації, що характеризує зношування абразивне, у водному середовищі з абразивом та у водному середовищі без абразиву від конструктивно-технологічних та експлуатаційних факторів (див. табл. 4.1). В якості початкових даних використовувалися матриця планування (див. табл. 4.2) та результати експериментальних досліджень (табл. 4.3).

Після обробки результатів експерименту отримано математичну модель

$$Y_2 = 0,00774782 - 0,00891149 x_5^2 + 0,00643125 x_5^3 - 0,00238317 x_1^2 x_3 + 0,00258027 x_1^2 x_3^2 + 0,00333019 x_2^2 x_5^3 + 0,000608442 x_4.$$

Формули переходу від кодованих значень до натуральних:

$$x_1 = 0,941176 (X_1 - 1,0625);$$

$$x_1^2 = 1,64632 (X_1^2 + 0,0907563 X_1 - 0,605536);$$

$$x_2 = 1,22137 (X_2 - 2,31875);$$

$$x_2^2 = 2,20548 (X_2^2 + 0,132213 X_2 - 0,41437);$$

$$x_2^3 = 4,35055 (X_2^3 + 0,199123 X_2^2 - 0,663369 X_2 - 0,0277253);$$

$$x_3 = 1,90476 (X_3 - 2,525);$$

$$x_3^2 = 2,1022 (X_3^2 + 0,0847573 X_3 - 0,473923);$$

$$x_3^3 = 3,97037 (X_3^3 + 0,1494 X_3^2 - 0,747083 X_3 - 0,0306356);$$

$$x_4 = 1,26984 (X_4 - 1,0875);$$

$$x_4^2 = 1,69189 (X_4^2 + 0,0201833 X_4 - 0,388763);$$

$$x_4^3 = 3,29104 (X_4^3 + 0,0607278 X_4^2 - 0,651179 X_4 - 0,0157622);$$

$$x_5 = 0,00348356 (X_5 - 120,438);$$

$$x_5^2 = 3,4149 (X_5^2 - 0,475995 X_5 - 0,252131);$$

Таблиця 4.1 – Фактори та рівні варіювання

№ з/р	Параметри оптимізації	Умовне позначення параметра	Межі варіювання						
			Абразивне			Водне середовище з абразивом		Водне середовище без абразиву	
1	Середовище	X_1	Абразивне			Водне середовище з абразивом		Водне середовище без абразиву	
2	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м	X_2	1,5–3,0						
3	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м	X_3	2,0–3,0						
4	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м	X_4	0,3–1,8						
5	Зернистість абразиву, мкм	X_5	50-70	70-100	150-170	200-250	250-315	315-500	

Примітка. Шлях тертя - 50 м., навантаження – 44,1Н

Таблиця 4.2 – План проведення експерименту

№ зразка	Середовище X_1	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_2	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м X_3	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_4	Зернистість абразиву, мкм, X_5
1	водне + абразив	2,8	3,0	1,4	250-315
2	абразивне	2,7	2,0	1,8	50-70
3	водне	1,8	3,0	0,7	---
4	абразивне	2,5	3,0	1,6	250-315
5	водне + абразив	1,6	2,5	0,9	50-70
6	водне + абразив	2,0	2,8	0,4	315-500
7	водне	3,0	2,0	1,3	---
8	абразивне	3,0	2,8	0,8	70-100
9	водне + абразив	3,0	2,2	1,7	150-170
10	абразивне	1,5	2,9	1,2	150-170
11	водне	2,3	2,5	0,3	---
12	абразивне	1,9	2,3	1,4	315-500
13	водне	2,8	2,2	0,5	---
14	водне + абразив	2,4	2,0	1,0	70-100
15	водне	1,5	2,7	1,8	---
16	абразивне	2,3	2,5	0,6	200-250

Таблиця 4.3 – Результати експериментальних досліджень

№ зразка	Середовище, X_1	Знос, г. Y_2
1	водне + абразив	0,0044
2	абразивне	0,0206
3	водне	0,0002
4	абразивне	0,0070
5	водне + абразив	0,0200
6	водне + абразив	0,0086
7	водне	0,0004
8	абразивне	0,0163
9	водне + абразив	0,0096
10	абразивне	0,0095
11	водне	0,0005
12	абразивне	0,0034
13	водне	0,0003
14	водне + абразив	0,0102
15	водне	0,0003
16	абразивне	0,0083

$$x_3^3 = 9,31486(X_5^3 - 0,844531 X_5^2 - 0,196686 X_5 + 0,0929193),$$

де X_1, X_2, X_3, X_4, X_5 – конструктивно-технологічні і експлуатаційні фактори.

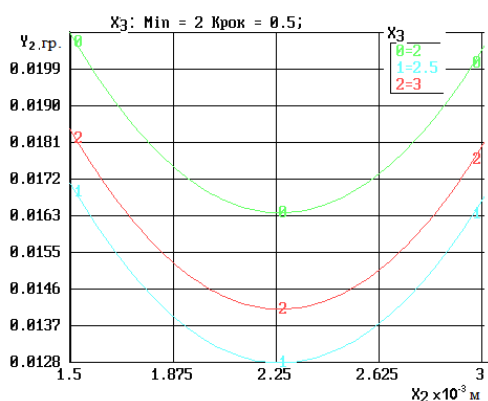
Отримані залежності перевірені на адекватність, відтворюваність і інформативність результатів за критеріями математичної статистики. Результати статистичного аналізу представлені в табл. 4.4. Результати повторних досліджень, що проведені в однакових умовах, перевірялися на статистичну відтворюваність за G – критерієм Кохрена. Для регресійної залежності $G_{розр} < G_{табл}$ при $\alpha = 0,05$. Тому, ступінь розсіювання результатів за рядками матриці планування однакова, а результати відтворені. Перевірка гіпотези на адекватність отриманих моделей результатів експерименту проводилася з використанням F – критерію Фішера. Для одержання моделей при прийнятому рівні значимості $\alpha = 0,05$ $F_{розр} > F_{табл}$, тому модель адекватно відображає результати експерименту. Оцінка якості отриманих

Таблиця 4.4 – Результати статистичного аналізу

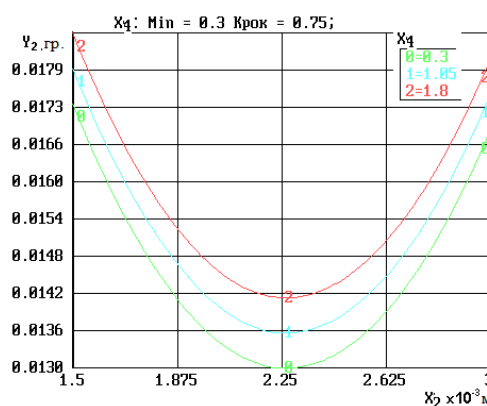
Параметри статистичного аналізу	Значення параметрів для моделі Y_2
Аналіз адекватності моделі	
Залишкова дисперсія	$3,60026 \times 10^{-6}$
Дисперсія відтворюваності.	$2,23503 \times 10^{-8}$
Розрахункове значення F-критерію	13,0711
Рівень значимості F-критерію для адекватності для ступенів свободи.	0,05 $V_1 = 6 \quad V_2 = 9$
Табличне значення F-критерію для адекватності	3,37375
Стандартна помилка оцінки	0,00193199
Стандартна помилка оцінки, скоректована з урахуванням ступенів свободи	0,00236619
Модель адекватна	
Аналіз інформативності моделі	
Частка розсіювання, що пояснюється моделлю	0,95241
Введено регресорів (ефектів)	7
Коефіцієнт множинної кореляції	0,975915
Коефіцієнт множинної кореляції, скоректований з урахуванням ступенів свободи	0,963647
F відношення для R	30,0193
Рівень значимості F-критерію для інформативності для ступенів свободи	0,05 $V_1 = 6 \quad V_2 = 9$
Табличне значення F-критерію для інформативності	3,37375
Критерії Бокса й Веца для інформативності.	2
Середня абсолютна похибка апроксимації	0,00116088
Інформативність моделі	добра
Модель інформативна	

математичних моделей проводилася шляхом визначення коефіцієнта множинної кореляції. Коефіцієнт множинної кореляції R показує величину статистичного зв'язку за рівняннями множинної регресії Y_1 і початковими експериментальними результатами. В отриманих математичних моделях коефіцієнти множинної кореляції статистично значимі, тобто $F_{\text{розрах}} > F_{\text{табл}}$, при прийнятому рівні значимості, отже моделі інформативні і несуть корисну інформацію про процес, що моделюється.

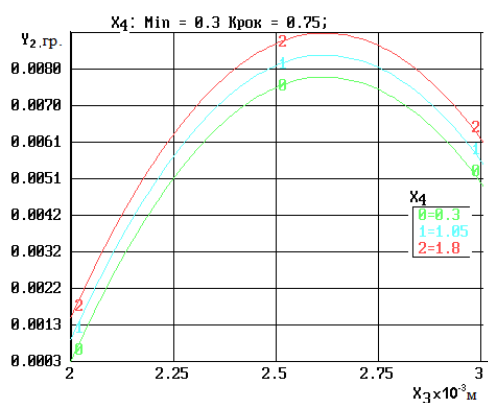
Для визначених факторів проведено графічне дослідження їх впливу на критерій оптимізації. Воно виконувалося шляхом побудови сімейства графіків часткових рівнянь регресії (рис. 4.16–4.19) [301]. На основі отриманих результатів отримано наочне уявлення про геометричний образ функції відгуку побудовою відповідної геометричної поверхні, які представлено на рис. 4.33–4.44.



а

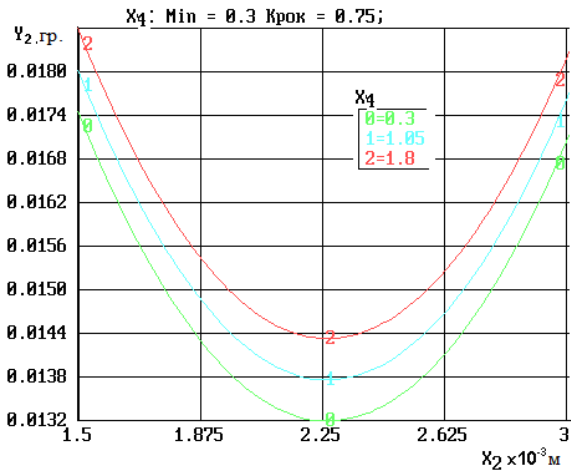


б

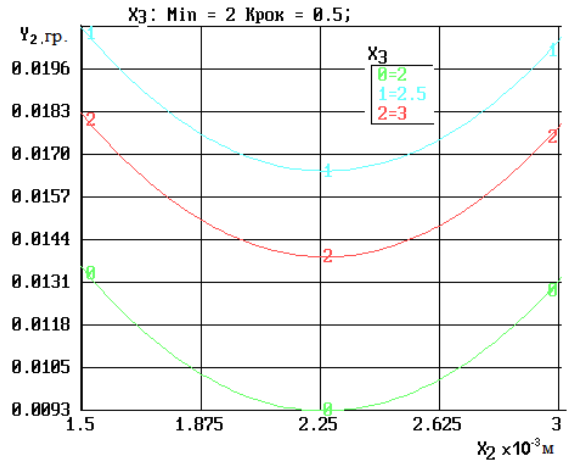


в

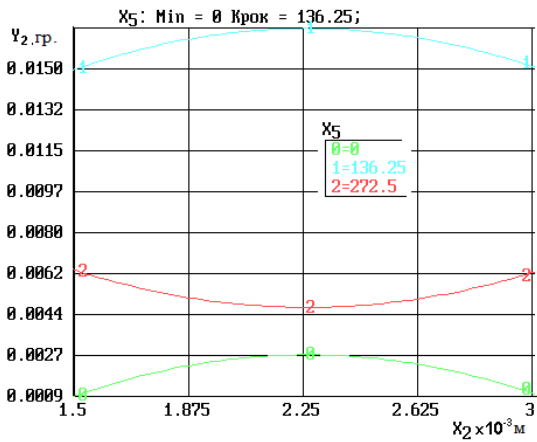
Рисунок 4.16 – Графіки часткових рівнянь регресії Y_2 у водному середовищі:
 а - $Y_2 = f(X_2, X_3)$ при $X_4 = 1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_5 = 50$ мкм; б - $Y_2 = f(X_2, X_4)$ при $X_3 = 3,0 \times 10^{-3}$ м,
 $X_5 = 50$ мкм; в - $Y_2 = f(X_3, X_4)$ при $X_2 = 3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5 = 272,5$ мкм



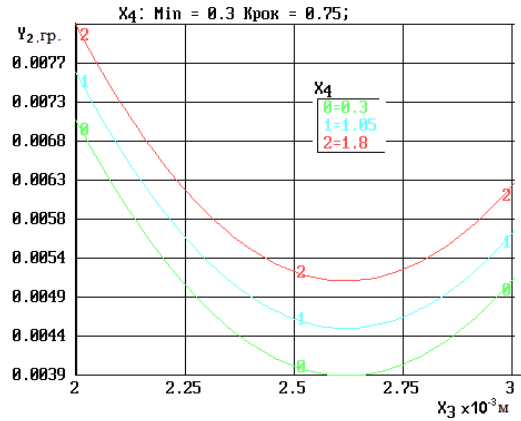
a



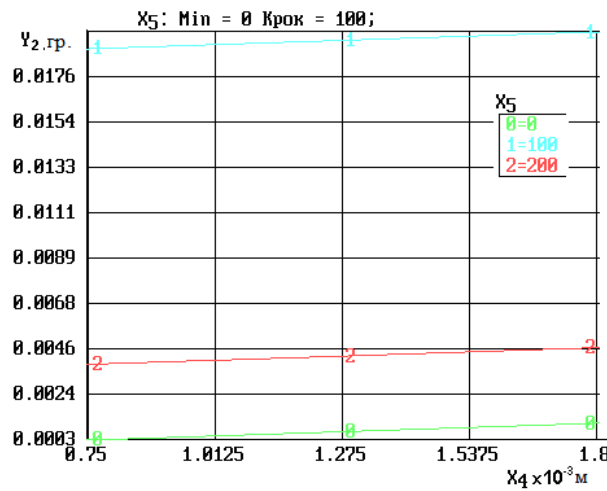
б



в

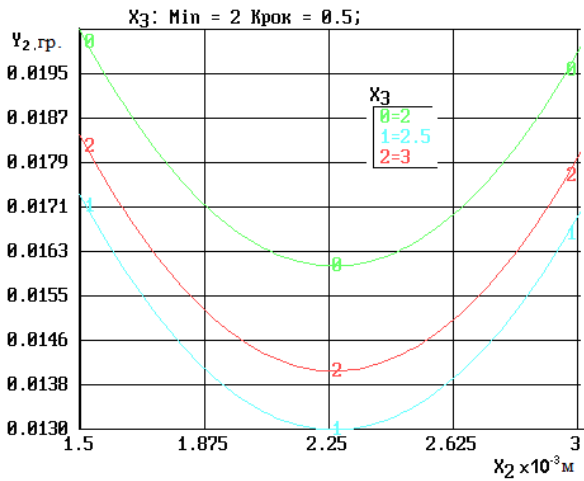


з

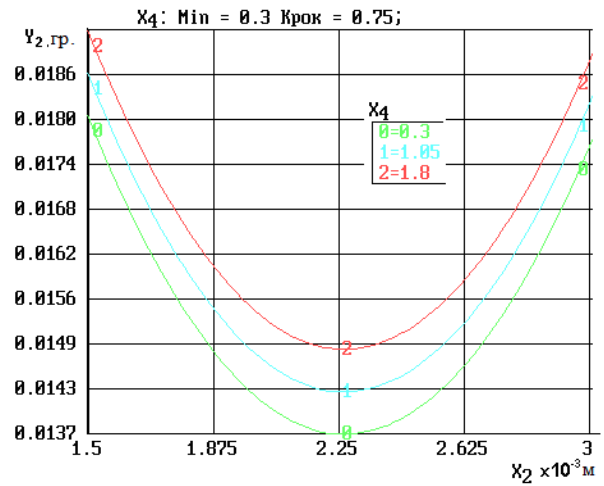


д

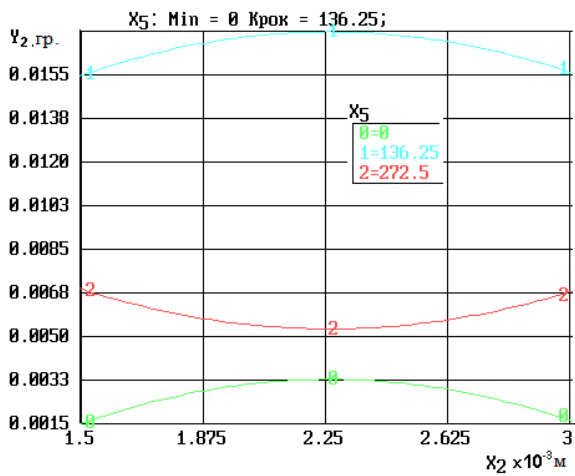
Рисунок 4.17 – Графіки часткових рівнянь регресії Y_2 при зношуванні у водному середовищі з абразивом: *a* - $Y_2=f(X_2, X_4)$ при $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5=50$ мкм; *б* - $Y_2=f(X_2, X_3)$ при $X_4=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_5=50$ мкм; *в* - $Y_2=f(X_2, X_5)$ при $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,8 \times 10^{-3}$ м; *з* - $Y_2=f(X_3, X_4)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм; *д* - $Y_2=f(X_4, X_5)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м



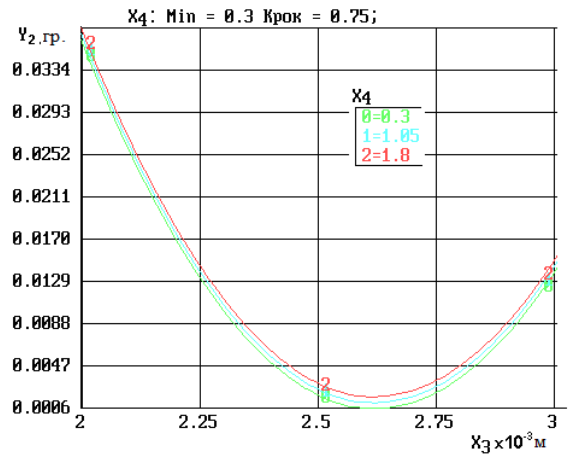
a



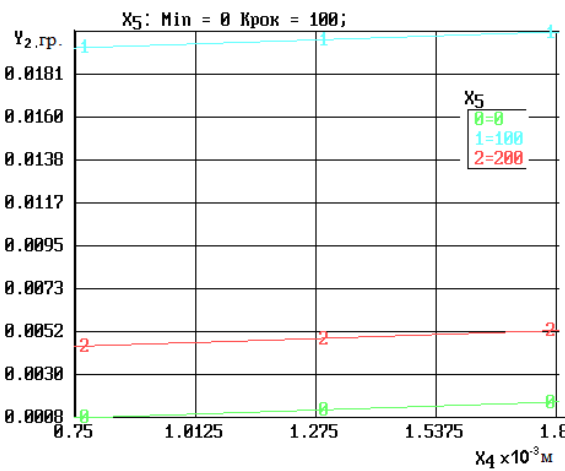
б



в

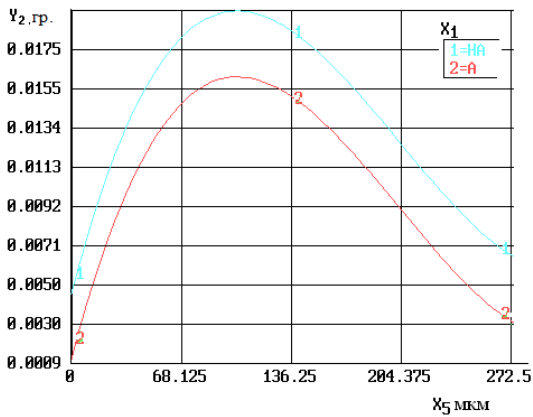


з

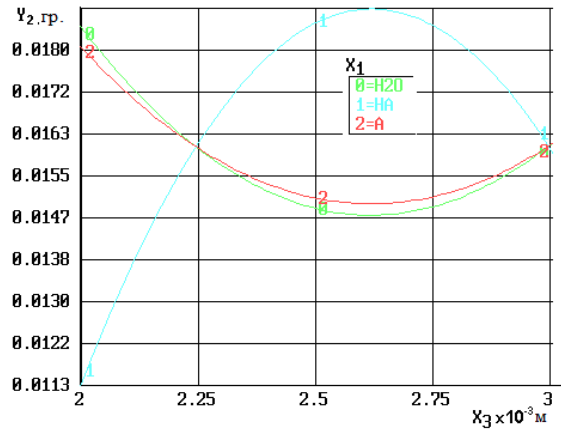


д

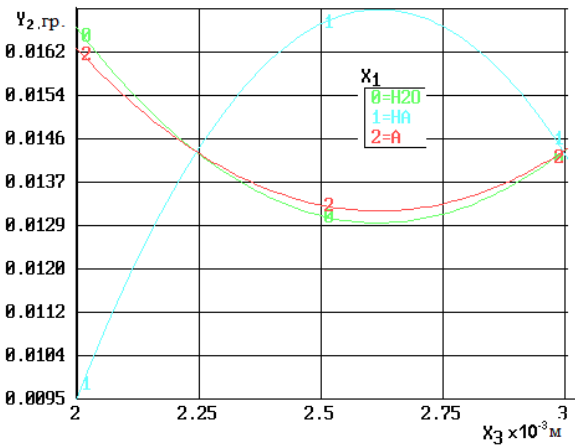
Рисунок 4.18 – Графіки часткових рівнянь регресії Y_2 в умовах абразивного зношування: *a* - $Y_2=f(X_2, X_3)$ при $X_4=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_5=50$ мкм; *б* - $Y_2=f(X_2, X_4)$ при $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5=50$ мкм; *в* - $Y_2=f(X_2, X_5)$ при $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,8 \times 10^{-3}$ м; *з* - $Y_2=f(X_3, X_4)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм; *д* - $Y_2=f(X_4, X_5)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м



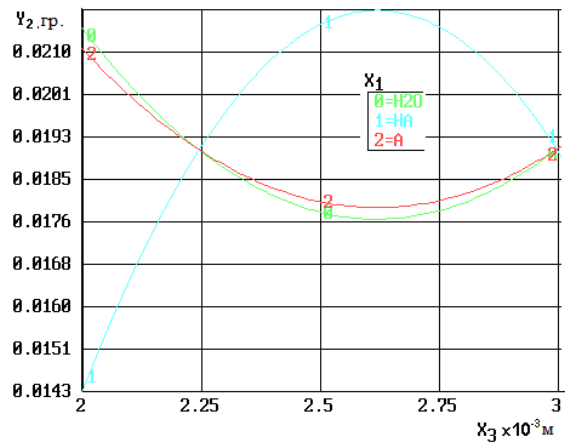
a



б



в



г

Рисунок 4.19 – Графіки часткових рівнянь регресії Y_2 в залежності від X_1 (1– водне, 2– водне+абразив, 3–абразивне): *a* - $Y_2=f(X_1, X_5)$ при $X_2=2,25 \times 10^{-3}$ м, $X_3=2,5 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,05 \times 10^{-3}$; *б* - $Y_2=f(X_1, X_3)$ при $X_2=2,25 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,05 \times 10^{-3}$ м, $X_5=136,25$ мкм; *в* - $Y_2=f(X_1, X_3)$ при $X_2=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,05 \times 10^{-3}$ м, $X_5=136,25$ мкм; *г* - $Y_2=f(X_1, X_3)$ при $X_2=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_4=0,7 \times 10^{-3}$ м, $X_5=60$ мкм

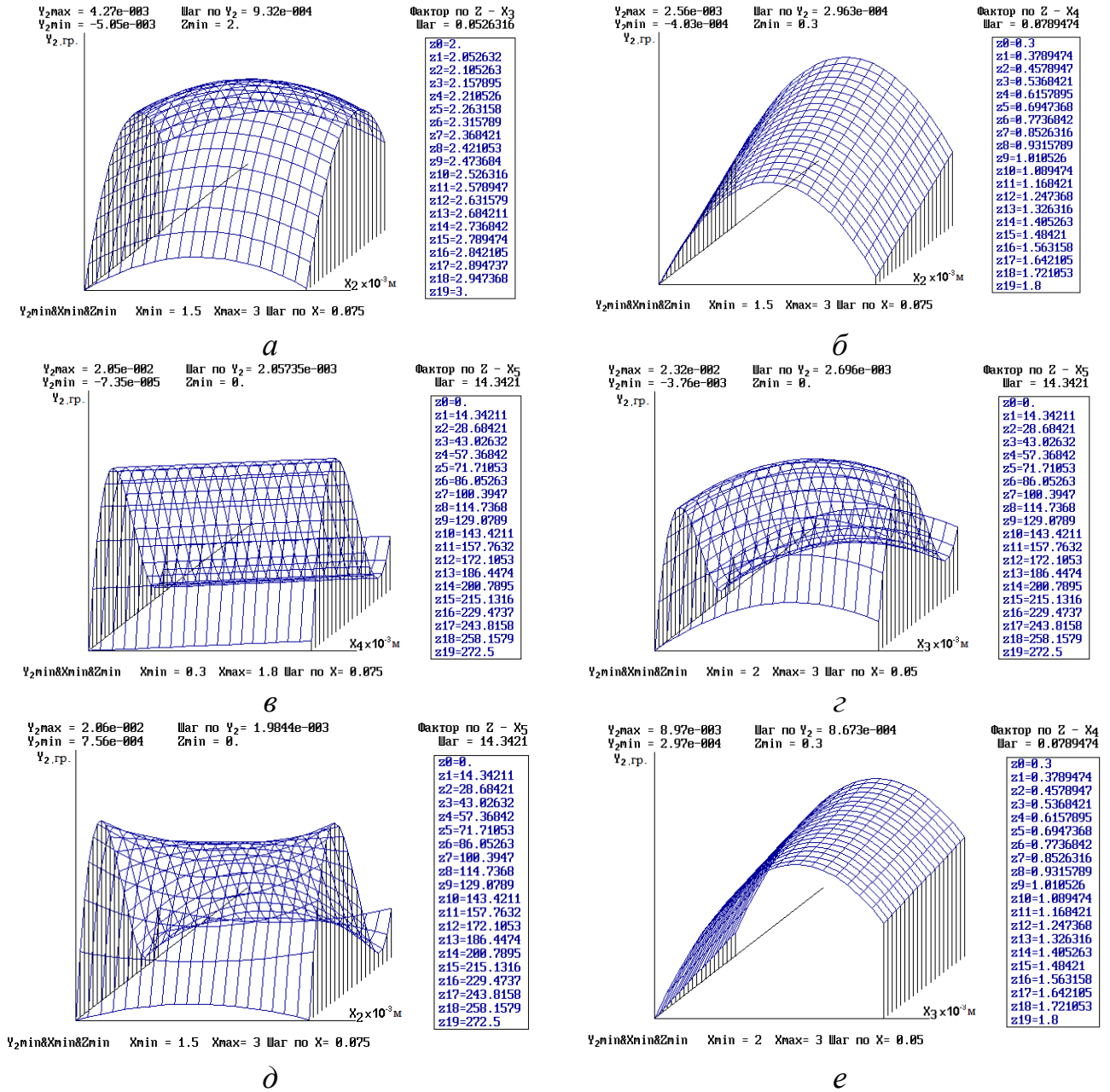


Рисунок 4.20 – Графіки дослідження поверхні відгуку Y_2 в тривимірному просторі при зношуванні у водному середовищі з абразивом: *а* - $Y_2=f(X_2, X_3)$ при $X_4=1,8 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм; *б* - $Y_2=f(X_2, X_4)$ при $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм; *в* - $Y_2=f(X_4, X_5)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м; *г* - $Y_2=f(X_3, X_5)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,5 \times 10^{-3}$ м; *д* - $Y_2=f(X_2, X_5)$ при $X_3=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,5 \times 10^{-3}$ м; *е* - $Y_2=f(X_3, X_4)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм

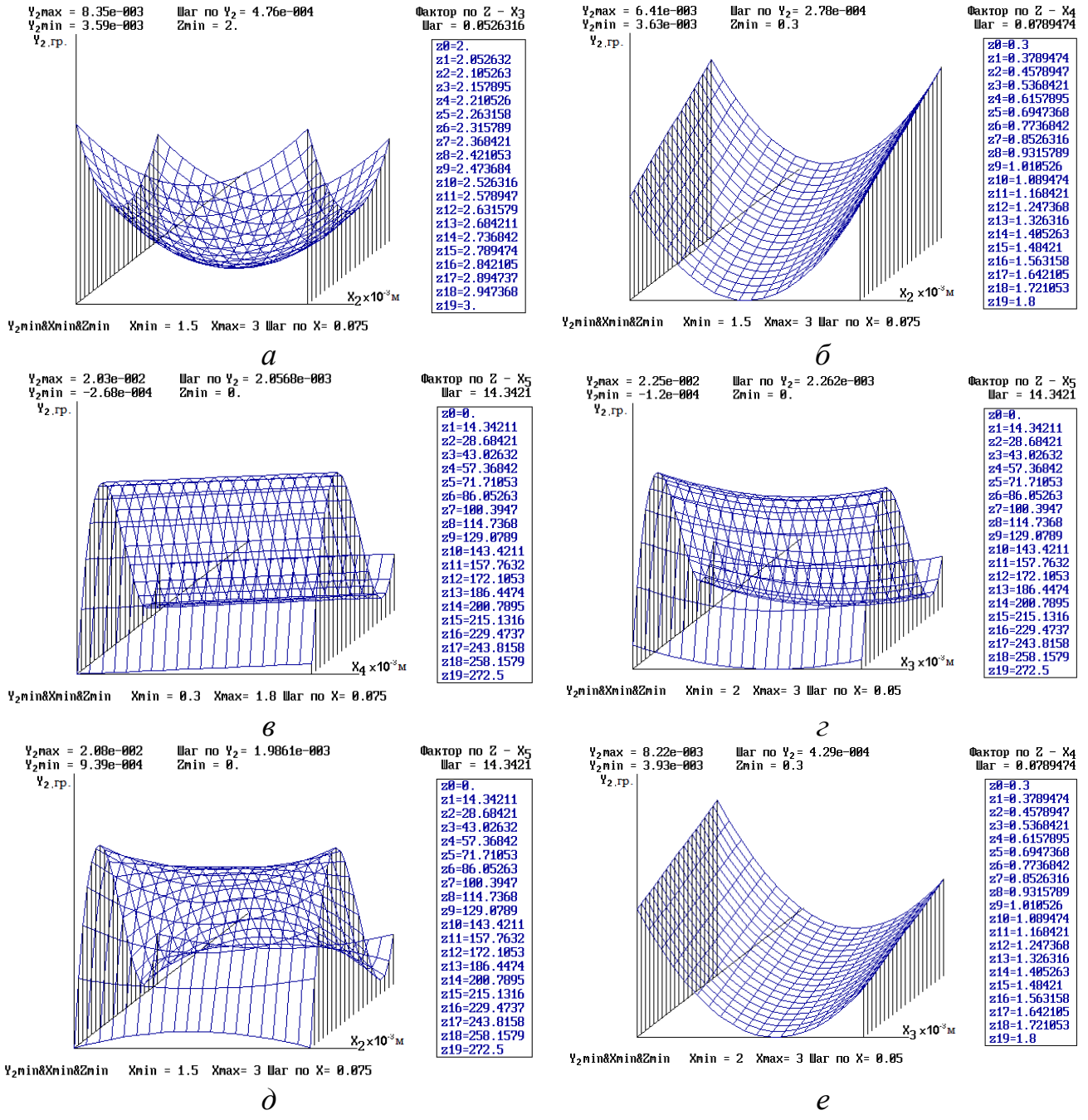


Рисунок 4.21 – Графік дослідження поверхні відгуку Y_2 в тривимірному просторі в умовах абразивного зношування: *a* - $Y_2=f(X_2, X_3)$ при $X_4=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм; *б* - $Y_2=f(X_2, X_4)$ при $X_3=2,5 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм; *в* - $Y_2=f(X_4, X_5)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=2,5 \times 10^{-3}$ м; *г* - $Y_2=f(X_3, X_5)$ при $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,8 \times 10^{-3}$ м; *д* - $Y_2=f(X_2, X_5)$ при $X_3=2,5 \times 10^{-3}$ м, $X_4=1,5 \times 10^{-3}$ м; *е* - $Y_2=f(X_3, X_4)$ при $X_2=2,5 \times 10^{-3}$ м, $X_5=272,5$ мкм

Аналіз графіків дозволив провести детальний аналіз впливу факторів на значення функції відгуку та визначити те значення факторів, яке на протязі всього часу впливу здійснює найбільший чи найменший ефект. За результатами багатопараметричної оптимізації ТЛП встановлено оптимальні параметри, за якими знос має найменші значення (табл. 4.5).

Таблиця 4.5 – Результати багатопараметричної оптимізації за математичними моделями

Значення факторів					Значення критеріїв
X_1	$X_{2,3}$ $\times 10^{-3}$ м	$X_{3,3}$ $\times 10^{-3}$ м	$X_{4,3}$ $\times 10^{-3}$ м	X_5 , мкм	Y_2 , гр.
абразивне	2,25	2,5873	1,6212	270,1232	0,004879
водне середовище з абразивом	2,25	2,0431	1,4814	272,5423	0,005013
водне середовище без абразиву	1,5315	2,2511	0,6812	---	0,0004312

Використовуючи побудовані математичні моделі можна прогнозувати зносостійкість ТЛП в умовах абразивного зношування проектуванням конструктивно-технологічних параметрів ДД з урахуванням розміру абразивних частинок, зміцненням поверхневого шару ТЛП методом ШТА.

Висновки по розділу 4

1. На основі застосування комплексного підходу досліджень з використанням експериментальних, фрактографічних, математичних методів встановлено закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах абразивного зношування. Показано, що підвищення зносостійкості трибосистеми з

ТЛП в умовах абразивного зношування досягається проектуванням конструктивно-технологічних параметрів дискретних ділянок з урахуванням розміру абразивних частинок, зміцненням поверхневого шару ТЛП методом ШТА, що дозволяє збільшити зносостійкість в 1,5–3,6 рази.

2. Сформовано фізичну модель, яка пояснює механізм зношування окремої ДД. Запропоновано три стадії її зношування: I – видалення абразивних частинок і продуктів зношування у ДД; II – накопичення пошкоджень; III – руйнування ДД. Встановлено, що визначальним при руйнуванні поверхневих шарів трибоконтракту і внутрішніх шарів ДД є пластичне деформування. Виникнення продуктів зношування є наслідком накопичення пошкоджень, пов'язаних з багатократним пластичним передеформуванням відтисненого матеріалу абразивними частинками. Доведено, що найбільшому зношуванню піддається дальня поверхня ДД по відношенню до напрямку руху абразивних частинок. Протидія руйнуванню абразивними частинками дальньої поверхні буде визначати зносостійкість окремих ДД і дискретної поверхні в цілому.

3. Доведено, що зміцнення поверхневого шару ТЛП методом ШТА знижує абразивне зношування у 3,6 рази і зношування у водному середовищі з абразивом 3,25 рази (30ХГСА+Л+А) у порівнянні з вихідною поверхнею. Встановлено, що висока зносостійкість ТЛП забезпечується високою твердістю азотованого шару, сформованого на поверхні тертя і внутрішніх поверхонь ДД. Азотований поверхневий шар забезпечує заліковування дефектів ТЛП після його нанесення, виключає крихкість, пороутворення та створює оптимальні структурні передумови для підвищення зносостійкості ТЛП.

4. Проведені дослідження показали перспективність і доцільність застосування методу електроіскрового легування для деталей, які працюють в умовах абразивного зношування. Електроіскрове покриття ВК8+М по зносостійкості перевищує електроіскрове покриття ВК8 у 1,6 рази, а сталь 30ХГСА – у 2,2 рази. Високу зносостійкість ВК8+М можна пояснити тим, що у поверхневому шару за хімічним і фазовим складом формується більш оптимальна структура покриття, яка більш наближена до матеріалу легуючого електроду. Це буде сприяти зменшенню

окислювальних процесів, при якому може відбуватися знеуглецювання карбїду вольфраму і зв'язування вихідних компонентів та компонентів, що утворюються в складні карбїди і оксидні фази.

5. Доведено, що зі збільшенням відношення розміру абразивних частинок до глибини дискретної ділянки величина зношування ТЛП зменшується за рахунок зменшення кількості локальних контактів абразивних частинок більшої зернистості з поверхнею, у порівнянні з меншою зернистістю, зменшення кількості контактних напружень і руйнувань в місцях трибоконтракту, а також вилученням абразивних частинок у ДД. При досягненні $\frac{d_3}{h_d}=0,1$ тенденція зростання зносостійкості уповільнюється і при $\frac{d_3}{h_d} \geq 0,13$ на зносостійкість ТЛП практично не впливає. Це пояснюється тим, що зменшення кількості абразивних частинок, які потрапляють у зону контакту, компенсується збільшенням їх радіусу. Незмінність площі контакту сприяє зберіганню напруженого стану на одному рівні, що стабілізує зношування. Аналогічна тенденція впливу зернистості на зносостійкість дискретних поверхонь проявляється і для електроіскрового покриття ВК8+М.

6. Побудовані математичні моделі, які описують залежності зношування ТЛП від конструктивно-технологічних та експлуатаційних факторів в умовах абразивного зношування і зношування у водному середовищі з абразивом. Встановлені оптимальні конструктивні, технологічні і експлуатаційні параметри, за якими зношування ТЛП у вищезазначених умовах мають мінімальні значення. Використовуючи побудовані математичні моделі можна прогнозувати зносостійкість ТЛП в умовах абразивного зношування проектуванням конструктивно-технологічних параметрів ДД з урахуванням розміру абразивних частинок, зміцненням поверхневого шару ТЛП методом ІПТА.

РОЗДІЛ 5

ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗНОШУВАННЯ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ В УМОВАХ ФРЕТИНГ-ЗНОШУВАННЯ І ФРЕТИНГ-УТОМИ

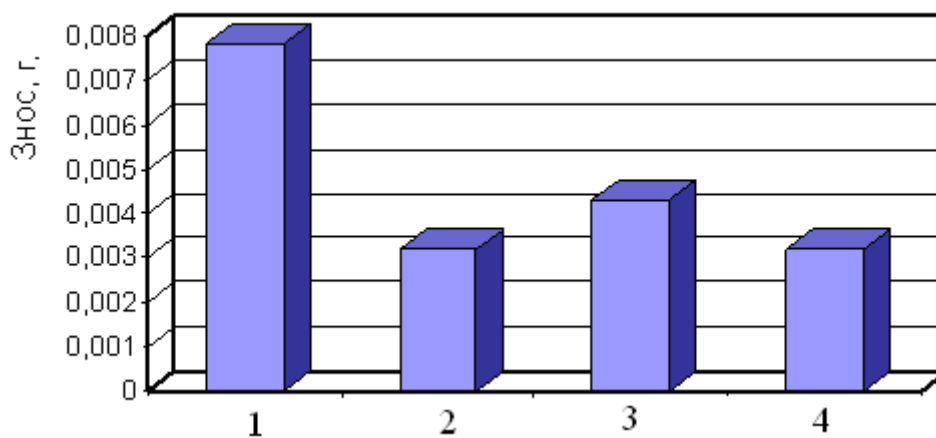
В розділі досліджено закономірності зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах фретингу, побудовано фізичні, математичні моделі, здійснено чисельне моделювання температурно-силового навантаження, досліджено процеси керування властивостями ТЛП в умовах припрацювання. Експериментально досліджено границю витривалості ТЛП в умовах фретинг-утоми, визначено вплив фретингу та циклічного навантаження на довговічність вузлів тертя з ТЛП.

5.1 Механізм фретинг-зношування текстурованих лункових поверхонь

Експериментальні дослідження ТЛП в умовах фретингу представлені на рис. 5.1. В якості матеріалів зразків використовувались конструкційна сталь 30ХГСА, контрзразків – сталь 45 термічно оброблена до твердості HRC 52–54. В результаті досліджень встановлено, що найбільший знос має вихідна не дискретна поверхня тертя.

Механізм зношування поверхневого шару вихідних зразків без ДД можна розділити на три стадії [415] (рис. 5.2). На першій стадії відбувається зміцнення поверхонь контакту і циклічна повзучість підповерхневих шарів. Виступи фактичної площі контакту визначаються шорсткістю поверхонь, пластично взаємодіють один з одним, руйнуються внаслідок втоми, зрізуються вузли схоплювання, створюючи первинні продукти зношування, частина з яких окислюється. Ці процеси можуть бути як пов'язані, так і не пов'язані з порушенням

суцільності граничної мастильної плівки в окремих місцях. Продукти зношування складаються переважно з феромагнетиків та деякої кількості оксидів.



1 - без ДД;

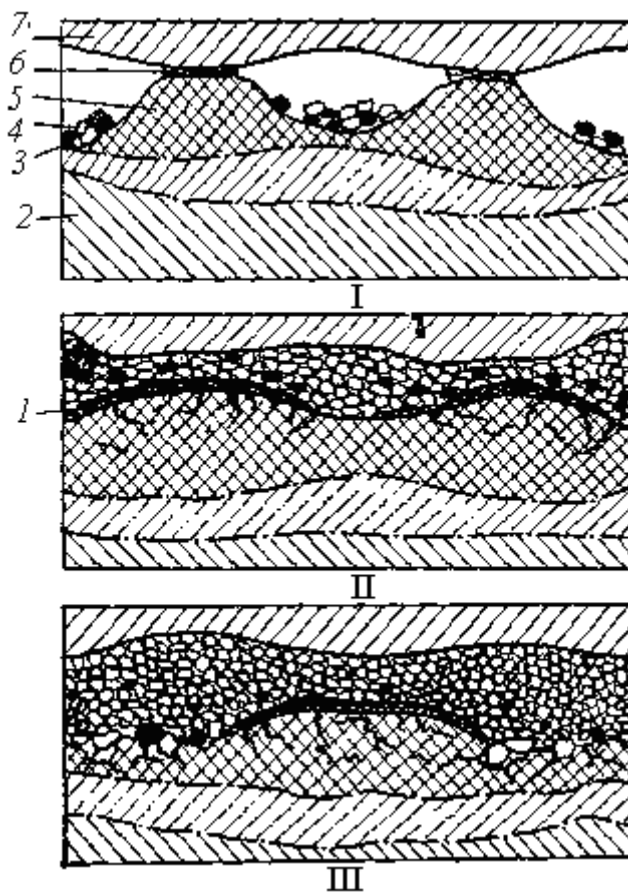
2 - з ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м);

3 - з ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м);

4 - з ДД ($X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м)

Рисунок 5.1 – Діаграма зносостійкості сталі 30ХГСА в умовах фретингу (середовище ЦИАТИМ–201, $P=20$ МПа, $A=175$ мкм, контртіло – загартована сталь 45)

На другій стадії в підповерхневих шарах накопичуються втомні мікроруйнування, на контактних ювенільних поверхнях адсорбується кисень і утворюються оксидні плівки. Швидкість зношування невелика, проходить переважно руйнування граничних мастильних плівок і утворених на поверхнях тертя оксидних плівок. Кількість продуктів зношування в зоні тертя досягає рівноважного значення, вихід частинок із зони контакту врівноважується їх виникненням. В оптимальних умовах сформованого контакту попередньо зміцнені шари сприймають помірніші циклічні навантаження, у них починає накопичуватися втомна пошкоджуваність. У підповерхневих шарах прогресують втомні явища, які супроводжуються конкуруючими процесами зміцнення і руйнування, з'являються втомні мікротріщини. Об'єм продуктів зношування більший за об'єм зруйнованого металу і за обмеженої можливості їх видалення з зони контакту вони викликають великі локальні тиски, діючи як абразивний матеріал.



I – стадія зміцнення поверхневих шарів;

II – стадія накоплення втомних пошкоджень;

III – стадія корозійно-втомного руйнування поверхні;

1 – високодисперсний шар;

2 – зона пошкоджуваності третього типу;

3 – металеві частинки;

4 – оксиди;

5 – зона пошкоджуваності другого типу;

6 – гранична мастильна плівка (зона фактичного контакту - зона пошкоджуваності першого типу);

7 – сполучена поверхня

Рисунок 5.2 – Модель руйнування вихідної поверхні при фретинг-зношуванні

Третя стадія фретинг-процесу пов'язана з кінцевим руйнуванням зон пошкодження, попередньо розрихлених втомними і корозійно-втомними процесами. У цей період поверхневі шари металу, які тривалий час піддавались циклічним деформаціям, стають настільки знеміцненими, що втрачають стійкість, і починається їх прогресуюче відділення, що проявляється у зростанні швидкості зносу.

Ці процеси підтверджуються фрактографічними дослідженнями, які показали, що на поверхні тертя утворюються раковини, мікрозаглибини з розмірами від 10 до 80 мкм (рис. 5.3 а) за рахунок руйнування поверхонь тертя на ділянках фактичного контакту (адгезії) [611, 612].

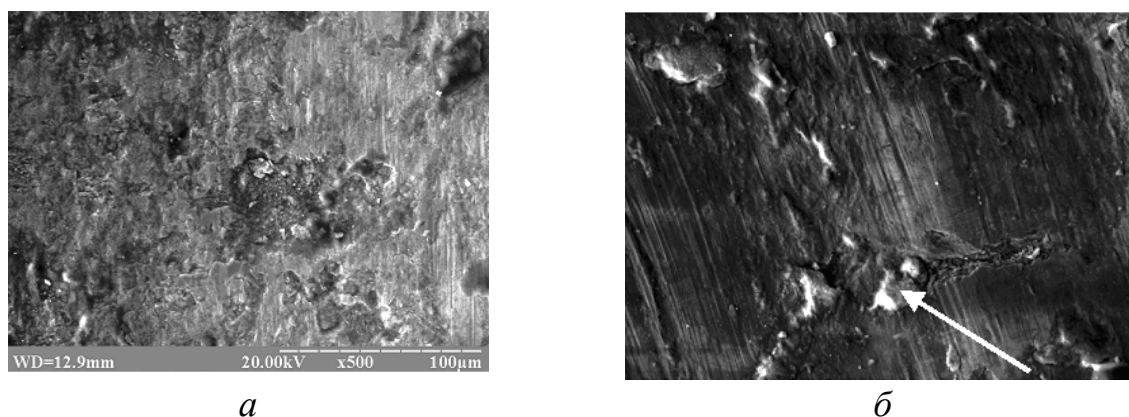


Рисунок 5.3 – Мікрофотографія поверхні тертя вихідної (не дискретної) поверхні: *а* – загальний вигляд; *б* – мікротріщина з впровадженою часткою продукту зношення

За даними роботи [613] величина адгезії грає провідну роль в механічному зношуванні контактуючих поверхонь при фретингу. На початкових етапах фретингу адгезія металів супроводжується «пропахуванням» поверхневого шару, яке тим більше, чим більша адгезія. В результаті виникають продукти зношування, які не видаляються, а накопичуються між контактуючими поверхнями, що призводить до інтенсифікації абразивного зношування під їх впливом. Окремі абразивні частки вдавлюються в поверхню тертя, що призводить до перерозподілу тиску на ділянках

контакту. В центрі тиск збільшується, ініціюючи розвиток мікротріщини (рис. 5.3 б). В результаті середина ділянки контакту піддається зносу більше, ніж на краях, що спричиняє виникнення заглибин. Частки продуктів зношування заповнюють сусідні заглибини і поступово заглибини зливаються в одну велику раковину (див. рис. 5.3 а).

Таким чином, враховуючи дискретність контакту, характерну для реальних деталей, яка визначається шорсткістю поверхні, можна стверджувати, що в зоні контакту завжди знайдуться мікро- і макрооб'єми у вигляді виступів, де максимальні еквівалентні циклічні напруження перевищать або границю міцності матеріалу, або величину обмеженої границі витривалості. Отже, при відповідному числі циклів навантаження на поверхні контакту будуть мати місце статичні, квазістатичні, малоциклова або втомні руйнування матеріалу. Ці процеси, в поєднанні з фізико-хімічною взаємодією матеріалів, що утворюють хімічні сполуки, можуть інтенсифікуватися або гальмуватися, будучи постійними джерелами утворення продуктів зношування, що відіграє роль абразивного матеріалу, беручи участь в руйнуванні мікрооб'ємів матеріалу, виникнення каверн і мікротріщин. Виникаючі ушкодження в мікрооб'ємах поверхневого шару є концентраторами напружень або початкових тріщин, подальший розвиток яких призводить до скорочення латентного періоду.

ТЛП, у порівнянні з вихідним зразком, перевищують їх по зносостійкості в 1,8–2,44 рази, в залежності від конструктивно-технологічних параметрів ДД (див. рис. 5.1). Висока зносостійкість ТЛП обумовлена тим, що ДД представляють собою резервуари для попадання продуктів зношування, що забезпечує стимулювання трибохімічних процесів за рахунок постійного їх видалення з поверхні тертя, та резервуари для утримування мастильного матеріалу, яке використовується для регенерації граничної мастильної плівки у випадках мастильного голодування контактуючих поверхонь [614].

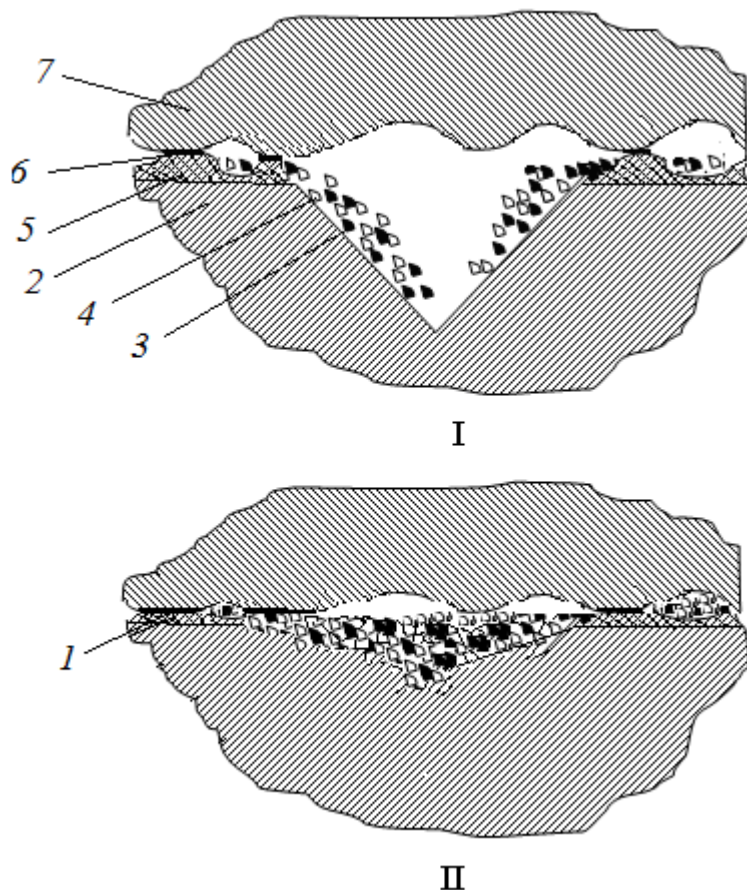
Для встановлення механізму зношування ТЛП було розроблено модель (рис. 5.4), яка на відміну від існуючої (див. рис. 5.2) враховує можливість видалення із зони трибоконтракту у ДД продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного

матеріалу. На початковій стадії процесу зношування ТЛП, у порівнянні з вихідною поверхнею [615], в результаті процесів пружно-пластичної деформації поверхневого шару, здійснюється руйнування граничних мастильних плівок в місцях фактичного контакту у міжлунковому просторі, схоплювання ювенільних поверхонь тертя та створення первинних продуктів зношування. В підповерхневих шарах накопичуються втомні мікроруйнування, на контактних ювенільних поверхнях адсорбується кисень і утворюються оксидні плівки. Об'єм продуктів зношування поступово збільшується, але за рахунок можливості їх видалення із зони контакту не виникають великі локальні тиски, запобігаючи дії продуктів зношування як абразивний матеріал (рис. 5.5 в, г).

Крім того, дискретність контакту усуває можливість поступового накопичення напружень, що забезпечить їх релаксацію на ділянках фактичного контакту у міжлунковому просторі, а також утриманню мастильного матеріалу в зоні контакту і регенерації на плямах фактичного контакту граничної мастильної плівки.

Ефективність мастильної дії при зношуванні в умовах фретингу визначається тривалістю латентного періоду, на протязі якого шар мастильного матеріалу стабільно зберігає захисні властивості [29, 415]. Тривалість латентного періоду буде визначатися кількістю циклів фретингу від початку тертя контактної пари до моменту руйнування мастильної плівки. При достатньо високій твердості металу та інших рівних умовах (властивості мастильного матеріалу, нормальне навантаження, амплітуда і частота проковзування) тривалість латентного періоду збільшується завдяки сформованій оптимальній текстурі ТЛП (глибини і щільності розташування на контактній поверхні ДД).

З часом у процесі тертя і зношування глибина дискретної ділянки поступово зменшується, що призводить до втрачання її здатності виконувати функції видалення продуктів зношування з поверхні тертя. У цей період поверхневий шар матеріалу, який тривалий час піддавався циклічним деформаціям, стає настільки знеміцненим, що втрачає стійкість, і починається його прогресуюче відділення, що проявляється у зростанні швидкості зносу. Високі швидкості зношування можуть



I – стадія зміцнення поверхневих шарів та видалення продуктів зношування;

II – стадія корозійно-втомного руйнування поверхні міжлункового простору і лунки;

1 – високодисперсний шар;

2 – зона пошкоджуваності третього типу;

3 – металеві частинки;

4 – оксиди;

5 – зона пошкоджуваності другого типу;

6 – гранична мастильна плівка (зона фактичного контакту - зона пошкоджуваності першого типу);

7 – сполучена поверхня

Рисунок 5.4 – Модель зношування ДД при фретинг-зношуванні

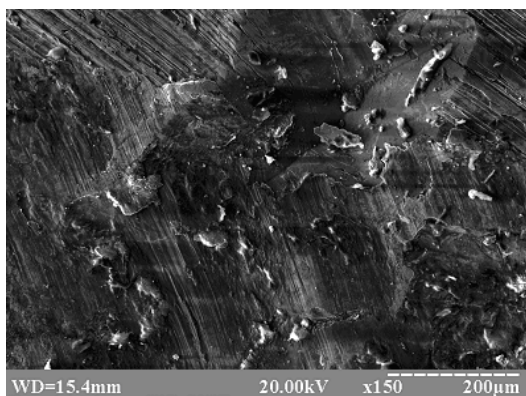
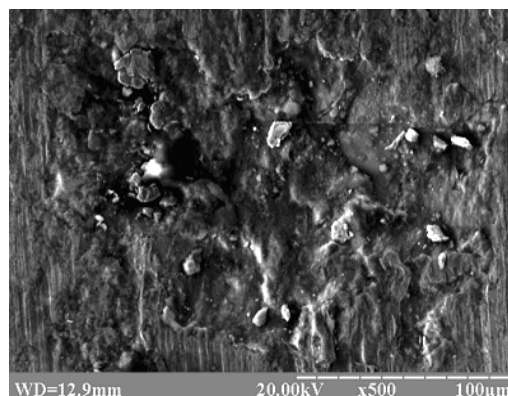
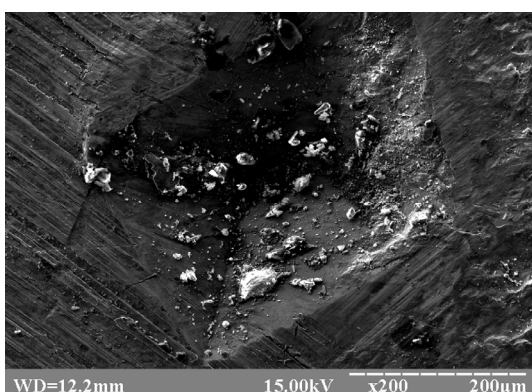
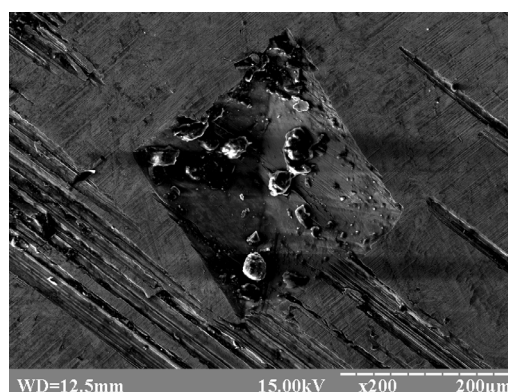
*a**б**в**г*

Рисунок 5.5 – Мікрофотографії дискретної поверхні тертя: *a* – поверхня тертя окремої лунки; *б* – поверхня лунки після замазування; *в* – продукти зношування в середині лунки; *г* – продукти зношування («напливи») в середині лунки

призвести до різкого зростання температури від локальної дії абразивних частинок, поступового зникнення ДД, а на їх місці створення поверхні, яка складається зі спечених продуктів зношування у вигляді виступів, заглибин і ямочок (рис. 5.5, *a*, *б*). Тобто можна припустити, що за правилом Шарпі ТЛП перетворюються з твердої матриці і м'якої ДД у тверду ДД і м'яку матрицю.

Таким чином, можна констатувати, що ТЛП значно покращують фретингостійкість трибосполучень, а відповідно і умови збереження у процесі зношування сформованих ДД. Висока зносостійкість ТЛП пояснюється наступним:

- ДД представляють собою резервуари для попадання продуктів зношування, що забезпечує зниження локальної абразивної дії продуктів зношування і втомлене розпорошування металу за рахунок уникнення II стадії механізму фретинг-зношування вихідної поверхні, яка пов'язана зі зростанням об'єму продуктів зношування і за обмеженої можливості їх видалення із зони контакту вони викликають великі локальні тиски, діючи як абразивний матеріал;

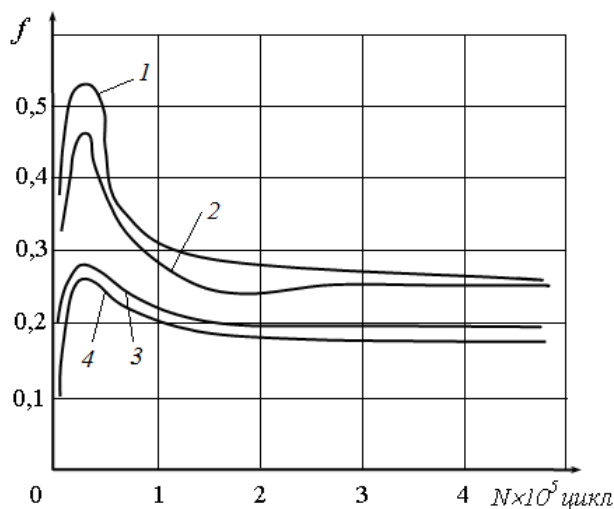
- ДД являються резервуарами для утримування мастильного матеріалу, яке використовується для постійної регенерації зруйнованої мастильної плівки і підвищення її ефективності. Це забезпечує збільшення тривалості латентного періоду, на протязі якого шар мастильного матеріалу стабільно зберігає захисні властивості.

5.2 Вплив текстури дискретних поверхонь на тривалість процесу припрацювання

Видалення продуктів зношування з місць трибоконтакту у ДД дозволяє зменшити тривалість припрацювання трибосполучень в умовах фретингу, що набуває особливого значення для відповідальних і важконавантажених трибосполучень, що працюють в умовах обмеженої подачі мастильного матеріалу. Це забезпечується необхідними конструктивними параметрами ДД, зміна яких у кожному конкретному випадку по-різному впливає на триботехнічні характеристики, тривалість припрацювання і тривалість латентного періоду.

Процес припрацювання контактної пари тертя можна простежити зміною коефіцієнта тертя. Експериментальні дослідження зміни коефіцієнта тертя ТЛП від кількості циклів при фретинг-зношуванні представлені на рис. 5.6. Аналіз кривих показав, що зміна коефіцієнта тертя в процесі припрацювання в міру напрацювання циклів навантаження носить немонотонний характер і залежить від сформованої текстури поверхні трибоконтакту. Так при перших циклах навантаження коефіцієнт

тертя різко зростає, проходить через максимум, а потім із збільшенням кількості циклів навантаження різко падає, залишаючись далі постійним.



1 - без ДД в умовах тертя без мастильного матеріалу;

2 - без ДД в умовах граничного мащення;

3 - ТЛП с параметрами ДД $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м в умовах граничного мащення;

4 - ТЛП с параметрами ДД $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м в умовах граничного мащення

Рисунок 5.6 – Залежність коефіцієнта тертя від кількості циклів фретингу (середовище ЦИАТИМ–201, $P=20$ МПа, $A=175$ мкм, контртіло – сталь 45 заг.)

Порівняльна оцінка зміни значень коефіцієнтів тертя при збільшенні кількості циклів навантаження дозволило виділити три характерні стадії припрацювання контактуючих поверхонь в умовах фретинг-зношування [616, 617]. Перша стадія характеризується максимальними значеннями коефіцієнта тертя. Для всіх поверхонь у цьому періоді характерне короткочасне різке зростання коефіцієнта тертя при перших циклах навантаження і подальше різке його зниження.

Найбільший стрибок коефіцієнта тертя 0,47 спостерігається на вихідній поверхні (без ДД). Це пояснюється тим, що порушується щільність граничної мастильної плівки в місцях трибоконтакту і переважаючим у більшості абразивних процесів. Продукти зношування в зазорі трибосполучення призводять до

інтенсифікації абразивного зношування поверхневого шару, накопичення втомних пошкоджень, що призводить до зростання зношування і коефіцієнта тертя (див. рис. 5.2 і 5.3). Ці процеси пов'язані з локальною абразивною дією продуктів зношування і втомного «розпушування» металу, посилене хімічною активізацією поверхні тертя.

Для ТЛП такий стрибок коефіцієнта тертя лежить у межах 0,25–0,28 (в залежності від конструктивних параметрів ДД), що на 57–62% менше, у порівнянні з вихідною не дискретною поверхнею (див. рис. 5.6). Крім того, ТЛП, у порівнянні з вихідною поверхнею, зменшують тривалість припрацювання на 10–20%, в залежності від розташування ДД та їх конструктивних параметрів. Низькі значення коефіцієнта тертя ТЛП пов'язані з тим, що первинні продукти зношування вилучаються у ДД, що запобігає протіканню процесів абразивного зношування на поверхнях трибоконтакту. Мастильний матеріал, який утримується у ДД, забезпечує регенерацію мастильної плівки при її руйнуванні і запобігає виникненню недопустимих процесів пошкодження поверхневого шару контактуючих пар.

На другій стадії припрацювання відмічається помітне покращення умов тертя та зношування. Мастильний шар між контактуючими поверхнями поступово відновлюється, значення коефіцієнта тертя зменшується менш інтенсивно. Різниця значень коефіцієнта тертя між вихідною поверхнею (0,25–0,28) і дискретними (0,2–0,22...0,18–0,2) складає 64–80%.

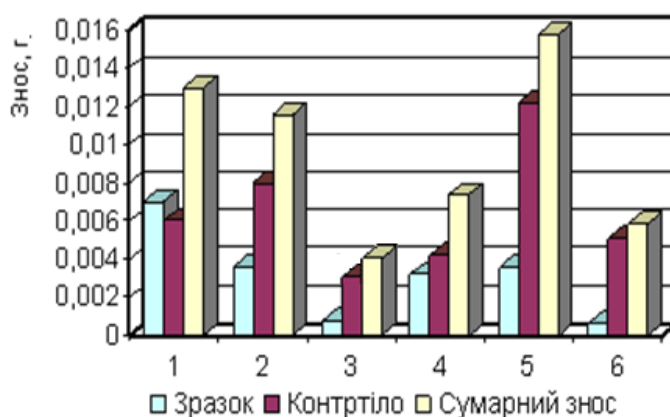
Третя стадія припрацювання характеризується стабілізацією коефіцієнта тертя, що свідчить про нормальний механо-хімічний знос поверхонь тертя і закінчення процесу припрацювання. На відміну від вихідної поверхні (при $N=2 \times 10^5$ циклів коефіцієнт тертя зростає з 0,24 до 0,26), у ТЛП коефіцієнт тертя постійно стабільно низькій без будь яких коливань. Це підтверджується високою зносостійкістю ТЛП в період після припрацювання, яка перевищує вихідну поверхню в 1,8–2,44 рази (див. рис. 5.1) [615]. В сукупності ці процеси призводять до підвищення довговічності вузлів тертя при застосуванні ТЛП.

5.3 Механізм зношування комбінованих дискретних поверхонь в умовах фретинг-зношування

Величини зношування для досліджуваних контактних пар матеріалів в умовах фретингу при випробуванні без мащення і при граничному мащенні мастильним матеріалом ЦИАТИМ-201 приведено відповідно на рис. 5.7 і 5.8. Як видно із отриманих результатів фретингостійкість сталі 30ХГСА при нанесенні дискретних поверхонь значно зростає. При цьому однозначно зменшується величина сумарного зносу пари тертя. Найбільший ефект підвищення фретингостійкості досягається при випробуванні із змащенням для варіантів пар тертя з комбінованими дискретними поверхнями: електроіскровим покриттям ВК8+М і ТЛП, зміцненою ПТА (30ХГСА+Л+А).

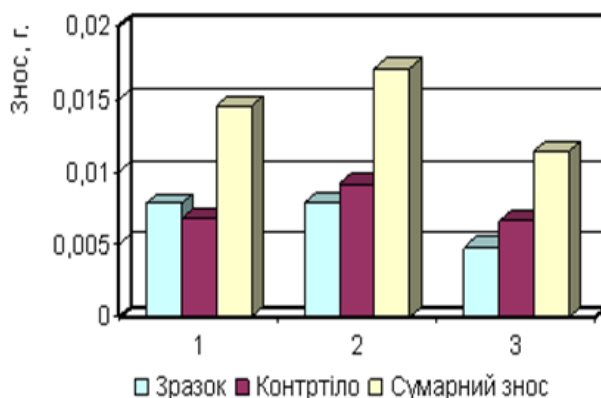
В процесі випробувань проводилось також вимірювання моменту тертя в контакті зразків, за якими будувались залежності коефіцієнта тертя від кількості циклів фретингу і визначались такі триботехнічні характеристики, як величина максимального коефіцієнта тертя на стадії припрацювання, тривалість стадії припрацювання, величина мінімального коефіцієнта тертя після стадії припрацювання (рис. 5.9). Отримані дані, які представлені в табл. 5.1, показують, що пари тертя з комбінованими дискретними поверхнями як при випробуванні без мащення, так із мащенням характеризуються меншим коефіцієнтом тертя на стадії і після стадії припрацювання.

Встановлено, що для електроіскрових покриттів ВК8 і ВК8+М в парі зі сталлю 45 по відношенню до пари сталь 30ХГСА–сталь 45 загартовані при випробуванні без мащення тривалість періоду припрацювання збільшується в середньому відповідно на 32% і 50%, при випробуванні зі змащенням – зменшується в середньому відповідно на 32% і 16% (див. табл. 5.1). Аналогічно зменшується тривалість періоду припрацювання для пари 30ХГСА+Л+А–сталь 45, яка по відношенню до пари сталь 30ХГСА–сталь 45 загартовані при випробуванні зі змащенням зменшується в середньому на 38%. При цьому, як і по величині



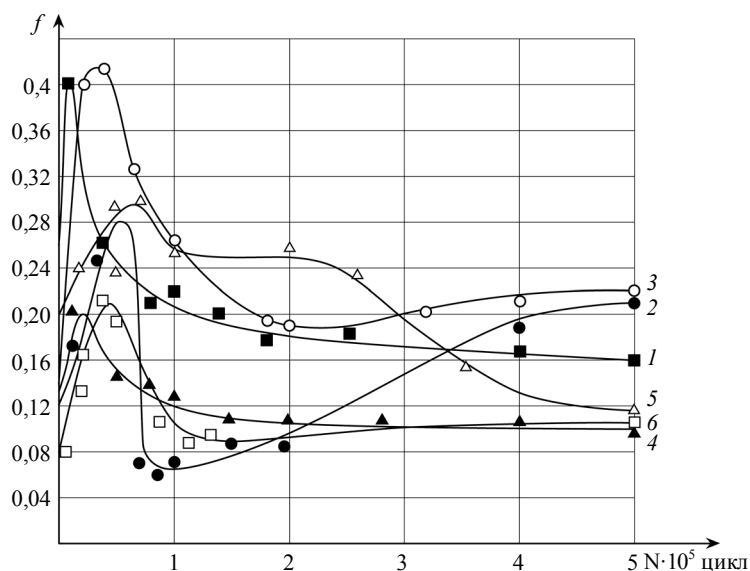
- 1 - без покриття;
- 2 - електроіскрове покриття ВК8;
- 3 - електроіскрове покриття ВК8+М;
- 4 - 30ХГСА+Л;
- 5 - 30ХГСА+А;
- 6 - 30ХГСА+Л+А

Рисунок 5.7 – Діаграма зносостійкості сталі 30ХГСА з дискретними поверхнями в умовах фретинг-зношування в середовищі ЦИАТИМ-201 ($P=20\text{МПа}$, $A=175\text{ мкм}$, контртіло – загартована сталь 45)



- 1 - без покриття;
- 2 - електроіскрове покриття ВК8;
- 3 - електроіскрове покриття ВК8+М

Рисунок 5.8 – Діаграма зносостійкості сталі 30ХГСА з дискретними поверхнями в умовах фретинг-зношування в середовищі без мастильного матеріалу ($P=20\text{МПа}$, $A=175\text{ мкм}$, контртіло – загартована сталь 45)



1, 3 - електроіскрове покриття ВК8 і ВК8+М відповідно;

2, 4 - електроіскрове покриття ВК8 і ВК8+М відповідно;

5 - покриття, нанесене ПТА (30ХГСА+А);

6 - ТЛП, зміцнена методом ПТА (30ХГСА+Л+А)

Рисунок 5.9 – Залежність коефіцієнта тертя від кількості циклів фретингу в умовах без мащення (1, 3) і з мащенням (2, 4, 5, 6)

Таблиця 5.1 – Триботехнічні характеристики матеріалів пар тертя

№ з/р	Пара тертя	Величина максимального коефіцієнта тертя на стадії припрацювання, f_{max}	Тривалість стадії припрацювання $N_{np}, \times 10^5$ цикл	Величина мінімального коефіцієнта тертя після припрацювання, f_{min}
Випробування без мащення				
1	Сталь 30ХГСА–сталь 45	0,7	1,0–1,2	0,28
2	ВК8–сталь 45	0,4	1,4–1,5	0,22
3	ВК8+М–сталь 45	0,42	1,6–1,7	0,24
Випробування із мащенням				
1	Сталь 30ХГСА–сталь 45	0,5	1,4–1,5	0,27
2	ВК8–сталь 45	0,28	1,0–1,2	0,09
3	ВК8+М–сталь 45	0,21	1,1–1,4	0,1
4	30ХГСА+А–сталь 45	0,3	1,0–1,1	0,118
5	30ХГСА+Л+А–сталь 45	0,21	1,0–1,1	0,105

зношування матеріалів пари тертя при випробуванні зі змащенням покриття ВК8+М-сталь 45 і ТЛП 30ХГСА+Л+А-сталь 45, у порівнянні з парою 30ХГСА-сталь 45, забезпечують зменшення коефіцієнта тертя на 58%.

Підвищену фретингостійкість покриття ВК8+М можна пояснити умовами його формування. Відомо, що механічні властивості спечених карбідо-вольфрамових твердих сплавів залежать від співвідношення твердої карбідної і м'якої металевої фаз. В системі WC–Co існує оптимальне співвідношення компонентів, яке забезпечує найбільш високу міцність і зносостійкість композиції. Очевидно, при електроіскровому легуванні електродними твердосплавними матеріалами системи WC–Co в атмосфері повітря, що відповідає технології формування покриття ВК8, в результаті високотемпературних реакцій між компонентами легуючого електрода, матеріалу основи і їх взаємодією з киснем відбувається знеуглецювання карбіду вольфраму і зв'язування вихідних компонентів та компонентів, що утворюються в складні карбіди, інтерметалідні сполуки і оксидні фази. Не дивлячись на те, що за умовами формування електроіскрові покриття відрізняються від спечених твердих сплавів, можна очікувати, що чим менше в покритті зберігається WC і Co по відношенню до оптимального складу композиції і більше утворюється крихких і менше міцних структурних складових, тим меншу зносостійкість буде мати покриття.

При електроіскровому легуванні в середовищі мастильного матеріалу, що відповідає умовам формування покриття ВК8+М, за рахунок виходу газоподібних продуктів розкладу мастила під дією високотемпературних імпульсів електричного розряду, ускладнюється доступ кисню до ванни мікророзплаву. Одночасно шар мастильного матеріалу запобігає надмірному нагріву і окисленню поверхні металу в зонах термічного впливу електричного розряду. Тому, можна очікувати, що при електроіскровому легуванні твердосплавними електродними матеріалами в середовищі мастильного матеріалу за рахунок зазначених ефектів, по-перше, буде формуватись більш сприятлива структура покриття, за хімічним і фазовим складом більш наближена до матеріалу легуючого електрода, по-друге, буде зменшуватись

інтенсивність окислювальних та інших процесів, що можуть негативно впливати на властивості матеріалу основи, зокрема його релаксаційну здатність. За таких умов формування, враховуючи дискретний характер будови покриття, поєднання твердих металургійно-зв'язаних з основою ділянок легованого матеріалу з високою несучою здатністю і ділянок матеріалу, які зберігають високу релаксаційну здатність буде сприяти прояву реологічних механізмів дисипації механічної енергії, зниженню пікових напружень в матеріалі від дії динамічних контактних навантажень, що з позиції сучасної теорії реології контактної взаємодії і розвитку релаксаційних процесів при зовнішньому терті твердих тіл розглядається як один із основних факторів забезпечення зносостійкості трибосистем [516].

Металографічний аналіз поперечного розрізу зразків і результати вимірювання мікротвердості показали, що при електроіскровому легуванні сталі 30ХГСА твердосплавним електродним матеріалом ВК8+М в середовищі мастильного матеріалу формується практично бездефектний шар покриття (рис. 5.10 а) з мікротвердістю 1000 МПа. Мікротвердість покриття, сформованого при легуванні на повітрі, складає 1100 МПа, щільність шарів практично відсутня. В покритті виявляється значна кількість дефектів, а на границі покриття з основним матеріалом спостерігається явно виражена перехідна зона (рис. 5.10 б) із значно підвищеною, у порівнянні з основою мікротвердістю, утворення якої може бути обумовлено ефектом загартування (табл. 5.2).

Висока зносостійкість дискретних поверхонь в умовах граничного тертя при разовому мащенні контактних поверхонь трибосполучень консистентним мастильним матеріалом обумовлена з однієї сторони тим, що ДД представляють собою резервуари для попадання продуктів зношування та зберігання мастильного матеріалу, з іншої - дією «капілярного ефекту», який полягає в утриманні мастильного матеріалу ДД і їх здатності під дією сил поверхневого натягнення (капілярних сил) забезпечити регенерацію мастильних плівок у зонах фактичного контакту при їх руйнуванні. З цієї позиції можна сказати, що чим тривалішим буде період дії «капілярного ефекту», тим вище буде зносостійкість дискретної поверхні на ділянках фактичного контакту і відповідно тривалість роботи трибосистеми в

умовах граничного тертя. Можливості реалізації зазначеного принципу формування зносостійкості трибосистем найбільше відповідає парі тертя з покриттям ВК8+М і дискретної поверхні з лунками, зміцненої ПТА (30ХГСА+Л+А). Ефективність захисної дії граничної мастильної плівки для даних пар підтверджується стабільністю періоду після припрацювання коефіцієнта тертя (див. рис. 5.9), в той час, як у пари з покриттям ВК8 після досягнення певного мінімального значення за період припрацювання коефіцієнт тертя поступово підвищується, що може бути пов'язано з поступовим зменшенням в наслідок зношування ефективної для забезпечення режиму граничного тертя глибини і щільності розташування на контактній поверхні покриття мікрозаглибин. Для пари тертя з азотованим покриттям (30ХГСА+Л+А) після досягнення певного мінімального значення за період припрацювання коефіцієнт тертя в подальшому поступово знову зменшується, що напевно пов'язано з високою твердістю поверхневих азотованих шарів, і збільшення періоду припрацювання.

Таблиця 5.2 – Мікротвердість досліджуваних електроіскрових покриттів

Електроіскрове покриття	Мікротвердість шарів, МПа	
	Поблизу поверхні	Поблизу границі покриття з основою
ВК8	1100	894
ВК8+М	1000	973

Такий висновок підтверджується результатами аналізу сформованих при прийнятих умовах випробування в середовищі мастильного матеріалу робочих поверхонь зразків. Як видно з рис. 5.11 а на зразках з покриттям ВК8 після 5×10^5 циклів фретингу формується практично суцільна поверхня доріжки тертя з окремими одиночними мікрозаглибинами. За таких же умов на зразках з покриттям ВК8+М поверхня доріжки тертя представляє собою дискретну поверхню, яка складається з окремих ділянок зон фактичного контакту, оточених мікрозаглибинами (рис. 5.11 б).

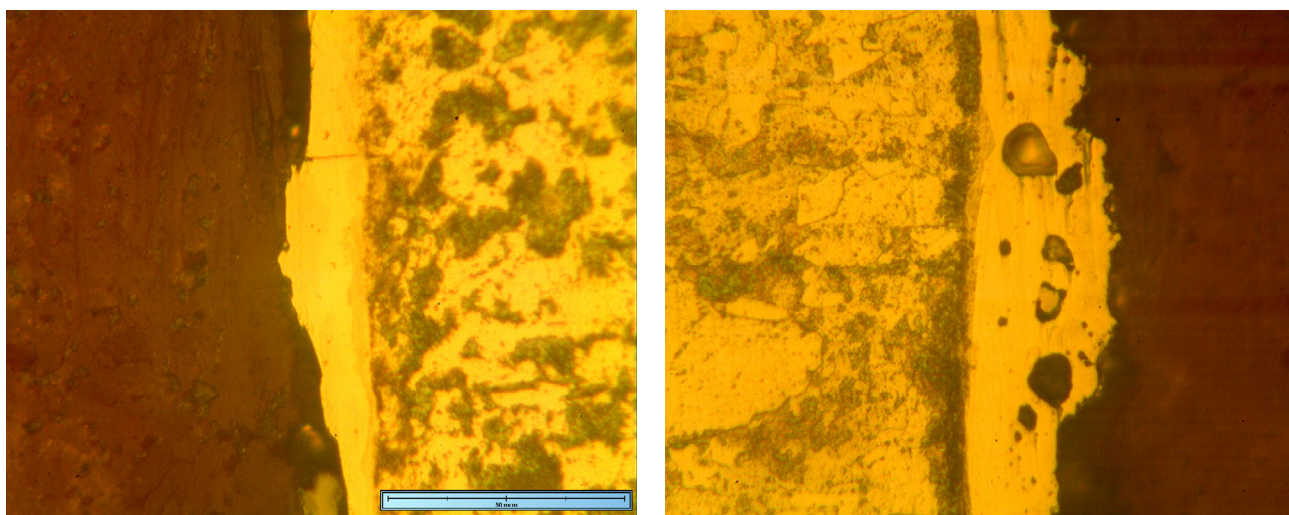
*a**б*

Рисунок 5.10 – Мікроструктура поперечного розрізу зразків із електроіскровими покриттями: *a* - VK8+M; *б* - VK8

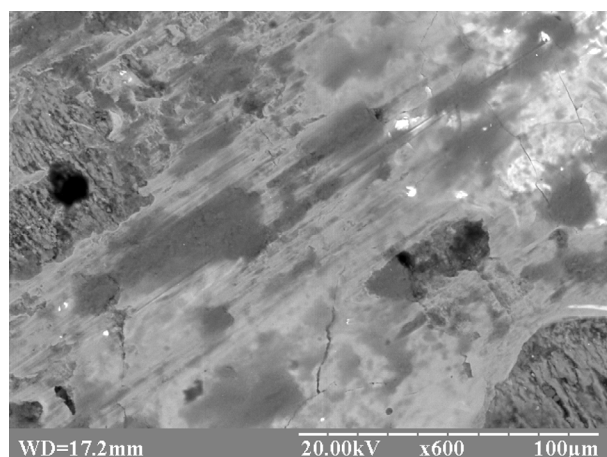
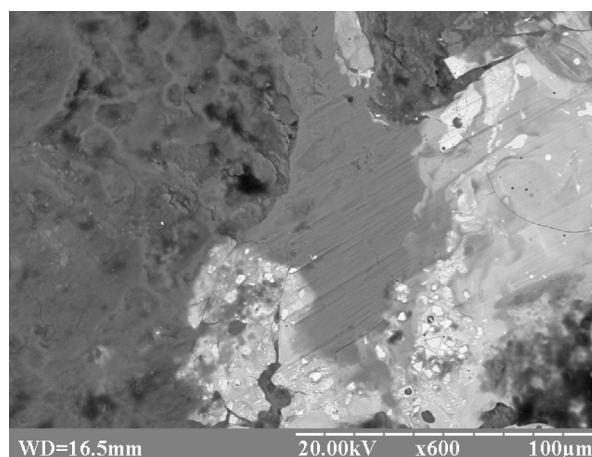
*a**б*

Рисунок 5.11 – Фрактографічні знімки робочих поверхонь електроіскрових покриттів після 5×10^5 циклів фретингу в середовищі мастильного матеріалу

ЦИАТИМ-201: *a* - VK8; *б* - VK8+M

Таким чином, дослідження зносостійкості дискретних поверхонь в умовах фретингу показало суттєвий вплив середовища на формування їх триботехнічних характеристик. Встановлено, що комбіновані дискретні поверхні (електроіскрове покриття ВК8+М і ТЛП, зміцнена ПТА) забезпечують зменшення сумарного зносу матеріалів контактних пар в умовах граничного тертя, у порівнянні з покриттям ВК8 і сталі 30ХГСА без покриття.

5.4 Чисельне моделювання температурно-силового навантаження

Для детального аналізу процесів, що відбуваються в трибоконткті, а також впливу НДС і температури на процеси фретинг-зношування було здійснено моделювання процесу контакту поверхні контртіла з ТЛП. До поверхні моделі прикладалися нормальні і дотичні навантаження, які приблизно відповідають тим силам, які діють у напрямі переміщення контртіла і силам тиску по нормалі, а також температурні складові, що виникають в наслідок тертя між поверхнями контакту. Вся модель була розбита на гексагональні кінцеві елементи (кількість вузлів 37727, елементів 14478), а її основа жорстко закріплена на трьох координатних площинах (рис. 5.12, *а*). На рис. 5.12, *б* показаний збільшений вид розбиття поверхні зразка з ДД на кінцеві елементи.

Розрахунок проводився у декілька етапів. На першому етапі було визначено температурний розподіл за об'ємом моделі за певний період часу, де максимальна температура на поверхні досягала 100°C (рис. 5.13, *а, б, в, г*). Температурний розподіл було отримано шляхом задавання конвекційного потоку на поверхні моделі в області контакту зразка з контртілом.

На рис. 5.14 показаний графік зміни температури в часі при дії нормальною і дотичною складових навантаження в процесі тертя ТЛП. Характер розподілу температури на поверхні зразка і по його глибині практично однаковий. Розкид температур складає $4\text{--}10^{\circ}\text{C}$. Найбільша температура спостерігається в зоні

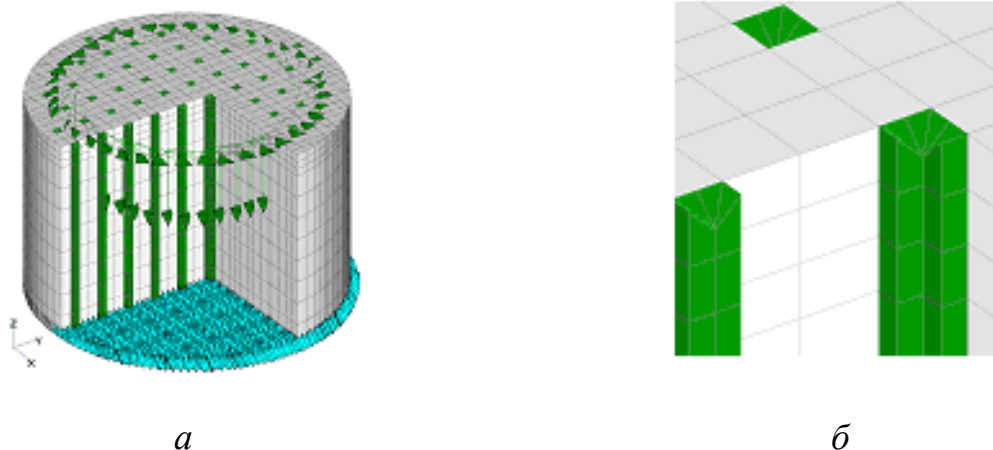


Рисунок 5.12 – Кінцево-елементна модель з дотичними і нормальними навантаженнями і закріпленнями в основі (а) та збільшений вид поверхні з ДД (б)

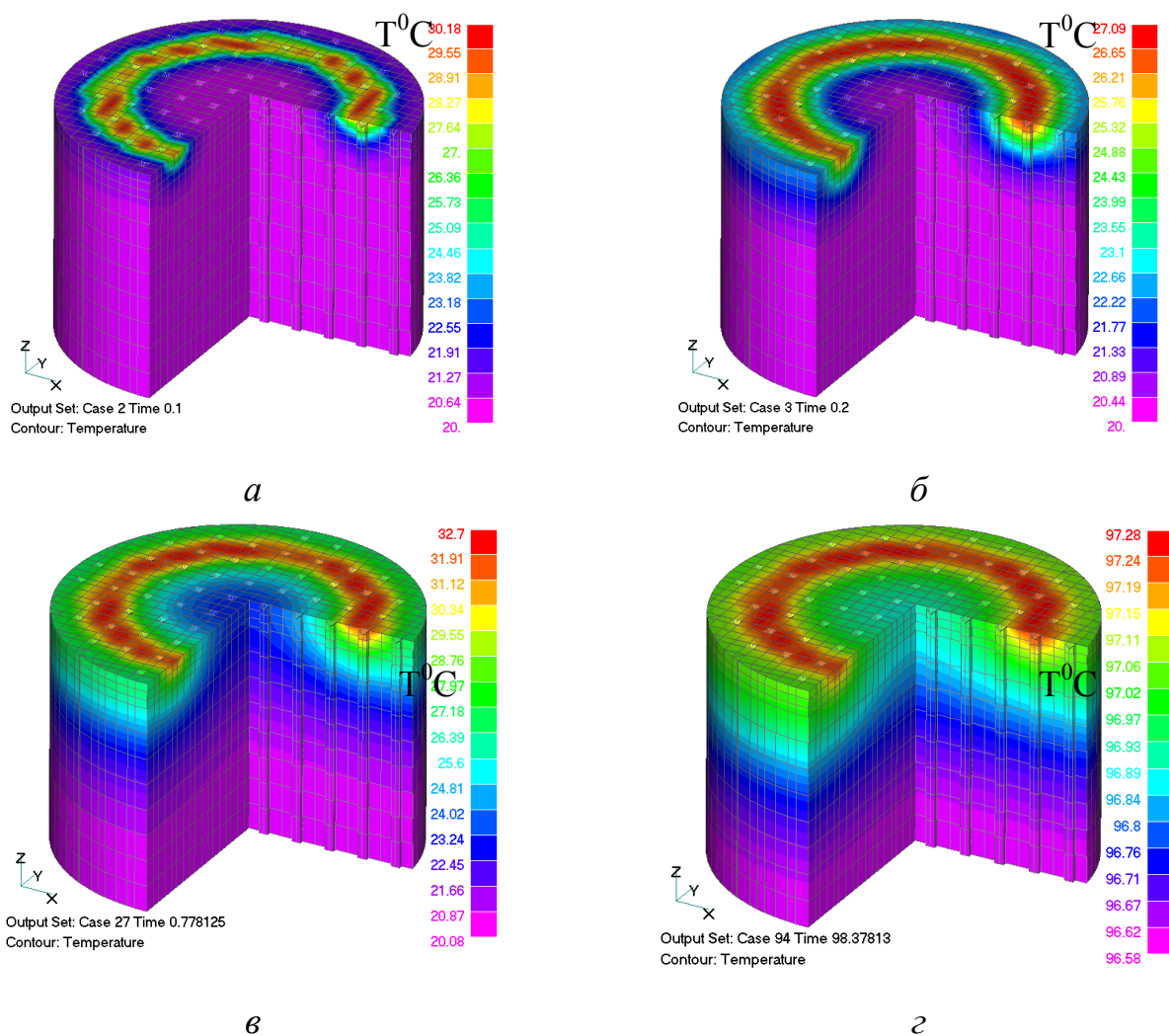
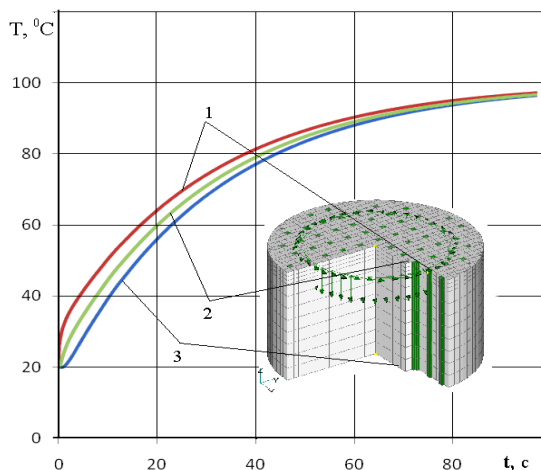


Рисунок 5.13 – Розподіл температурного поля на окремому часовому інтервалі $t=0,1$ с. (а), $t=0,2$ с. (б), $t=0,78$ с. (в), $t= 98$ с. (г)

трибоконтакту (крива 1) біля ДД і складає $30\text{--}95^{\circ}\text{C}$ залежно від часового інтервалу. В процесі тертя температура буде частково відводиться у лунковий простір і далі у глибину матеріалу зразка. Цей процес можливий в умовах тертя без мастильного матеріалу. Градієнт температур приводить до зростання НДС поверхні трибоконтакта (рис. 5.15), що є наслідком несталого режиму тертя і високих значень коефіцієнта тертя. Це відповідає початковому етапу припрацювання [616].



- 1- зміна температури на поверхні між ДД;
- 2- зміна температури в ДД;
- 3- зміна температури у основи зразка

Рисунок 5.14 – Розподіл температури на дискретній поверхні зразка залежно від часу [616, 621]

Зростання температури призводить до її вирівнювання на ТЛП (з 10% до 2%), тобто різниця температур на поверхні і у основи встановлюється мінімальною (рис. 5.16). Термічні напруження в зразку при сталій температурі зменшується, оскільки немає істотного перепаду температур між його поверхнею і основою. Це приводить до зменшення коефіцієнта тертя, що відповідатиме наступному етапу припрацювання з наступною стабілізацією коефіцієнта тертя і виходом на сталий режим тертя трибосполучення.

Для визначення напруженого стану моделі було узято за основу розподіл температурного поля зразка в останній часовий інтервал $t=98\text{с}$, виходячи з тих

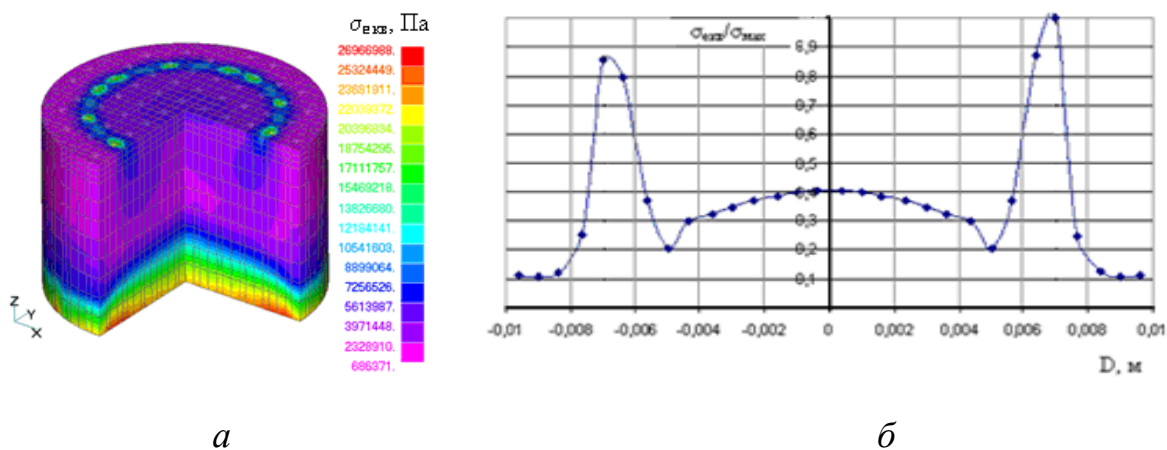


Рисунок 5.15 – НДС ТЛП в першому періоді прироблення: *a* - розподіл еквівалентних напружень в зразку по Мізесу ($\sigma_{\text{екв}}$) уздовж осі X на поверхні дискретного покриття при дії силового і температурного навантаження; *б* - графік розподілу приведених напружень уздовж зразка з максимальним значенням напружень у міжлунковому просторі ($\sigma_{\text{екв/мак}}$ σ – відношення поточної еквівалентних напружень в зразку по Мізесу до максимального, D – поточна величина перерізу діаметру зразка від центра) [616, 617]

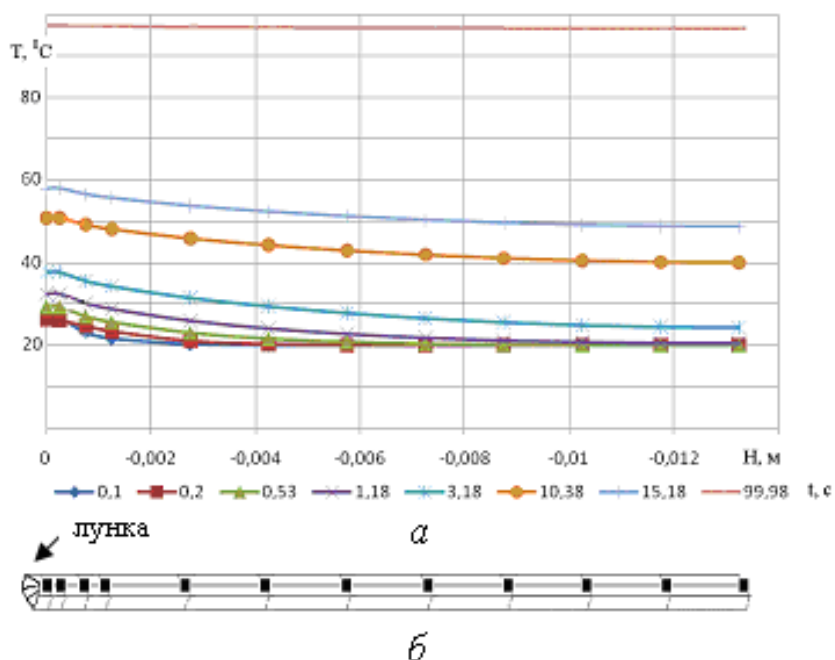


Рисунок 5.16 – Розподіл температури по глибині зразка для різних часових інтервалах: *a* - графічне представлення результатів; *б* - крапки, за якими проводилися дослідження

міркувань, що підвищення температури більше не відбувається при заданому постійному навантаженні. Як видно з рис. 5.15, найбільші напруження виникають в зоні трибоконтакту зразка у міжлунковому з максимальними значеннями біля кромek ДД. Але вони мінімальні і не можуть істотно впливати на ТЛП. Це пов'язано з тим [27], що дискретність контакту і релаксація напружень на мікроділянках фактичного контакту усуває можливість поступового накопичення напружень і мікроскопічних недосконалостей. Даний тип модифікації поверхні у вигляді лунок, за рахунок відсутності значних залишкових напружень, має переваги у порівнянні із захисними покриттями, для яких характерні різні коефіцієнти температурного розширення матеріалу основи і покриття.

При невеликих нормальних зусиллях швидше зростає довжина ділянки проковзування зі збільшенням зсувних зусиль. Якщо ділянка проковзування поширюється за межі ДД, то швидкість її росту зі збільшенням зсувних зусиль більша, ніж за розвитку проковзування в межах ДД. За переходу цієї ділянки через край ДД відбувається перехід від локального проковзування до глобального фрикційного ковзання трибоконтакту [618, 663].

Таким чином, наявність ДД призводить до зниження НДС на поверхні трибоконтакту, що буде сприяти зниженню коефіцієнту тертя і підвищенню довговічності трибосполучення в умовах фретинг-зношування. В даних умовах тертя можливі процеси часткового відведення тепла із зони трибоконтакту у ДД, особливо на початковому етапі припрацювання трибосполучення.

5.5 Побудова математичних моделей за результатами експерименту

За результатами експерименту для визначення оптимального рельєфу ДД на робочій поверхні з метою отримання найкращих триботехнічних характеристик було проведено статистичний аналіз та побудовано регресійної моделі залежностей

критерію оптимізації зносу в умовах фретинг-зношування (Y_3) від параметрів оптимізації (табл. 5.3).

Розрахунок моделей здійснювався за допомогою програми ППП ПРІАМ. В якості початкових даних використовувалися матриця планування та результати експериментальних досліджень (табл. 5.4).

Таблиця 5.3 – Фактори та рівні варіювання

№ з/р	Параметри оптимізації	Умовне позначення параметра	Межі варіювання
1	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м	X_1	1,5–3,0
2	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м	X_2	1,5–3,0
3	Глибина дискретної ділянки, $\times 10^{-3}$ м	X_3	0,5–1,5
4	Навантаження, МПа	X_4	10–30
5	Амплітуда, мкм	X_5	100–300

Після обробки результатів експериментальних досліджень побудовано математичну модель, яка описує залежність критерію оптимізації від конструктивно-технологічних факторів [622]:

$$Y_5 = 0,00524817 - 0,0015448x_3 + 0,00172928x_5 + 0,00101434x_4x_5 + 0,000970422x_4 + 0,000572524x_1x_3^2 + 0,000105732x_1^2x_2, \quad (5.1)$$

де Y_5 – математична модель в кодованих значеннях.

Формули переходу від кодованих значень до натуральних:

$$x_1 = 1,21429(X_1 - 2,17647);$$

$$x_1^2 = 2,54839(X_1^2 - 0,168779X_1 - 0,47449);$$

$$x_2 = 1,33333(X_2 - 2,25);$$

$$x_2^2 = 1,25753(X_2^2 - 0,148148X_2 - 0,352941);$$

$$x_3 = 1,78947(X_3 - 0,941176);$$

$$x_3^2 = 2,07161(X_3^2 - 0,0649836X_3 - 0,452299);$$

$$x_4 = 0,0944444(X_4 - 19,4118);$$

$$x_4^2 = 1,73772(X_4^2 - 0,0806452 X_4 - 0,574074);$$

$$x_5 = 0,008(X_5 - 175);$$

$$x_5^2 = 1,7(X_5^2 - 0,588235).$$

Отримані залежності, перевірені на адекватність, відтворюваність і інформативність результатів за критеріями математичної статистики (2.5, 2.6, 2.12). Результати статистичного аналізу представлені в табл. 5.5. Результати повторних досліджень, що проведені в однакових умовах, перевірялися на статистичну відтворюваність за G – критерієм Кохрена (2.4). Для всіх регресійних залежностей $G_{розр} < G_{табл}$ при $\alpha = 0,05$. Тому, ступінь розсіювання результатів за рядками матриці планування однакова, а результати відтворені.

Таблиця 5.4 – План проведення експерименту та результати експериментальних досліджень

№ зразка	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3	Навантаження, МПа X_4	Амплітуда, мкм X_5	Знос, г. Y_3
1	2,0	2,0	1,0	20	175	0,0043
2	1,5	3	0,5	30	100	0,0044
3	2,5	2,0	1,3	10	250	0,0052
4	1,5	2,25	1,5	30	175	0,0038
5	2,5	1,5	1	20	100	0,0029
6	2,0	2,0	1,0	10	300	0,0056
7	3	3	0,5	20	175	0,0068
8	1,5	3	1,5	10	100	0,0021
9	2,5	2,25	0,5	30	250	0,0106
10	2,0	2,0	1,5	20	175	0,0032
11	3,0	2,5	0,8	10	300	0,0040
12	1,5	1,5	0,5	30	175	0,0079
13	3,0	2,5	1,2	10	100	0,0026
14	2,0	2,0	0,5	20	250	0,0082
15	3,0	2,5	1,2	30	100	0,0029
16	1,5	2,25	1	10	175	0,0049
17	2,0	2,0	0,5	20	175	0,0066

Параметрами, які впливають на формування структури моделі були:

- найсильніший ефект - номер 8 зразка 8 (див. табл. 5.4);

Таблиця 5.5 – Статистичні характеристики моделі

Параметри статистичного аналізу	Значення параметрів для моделі Y_5
Аналіз адекватності моделей	
Залишкова дисперсія	$5,23614 \times 10^{-7}$
Розрахункове значення F-критерію	10,2271
Рівень значимості F-критерію для адекватності для ступенів свободи.	0,05 $v_1=6$ $v_2=10$
Табличне значення F-критерію (при відсутності повторних дослідів)	1,83144
Стандартна помилка оцінки	0,000764565
Стандартна помилка оцінки, скоректована з урахуванням ступенів свободи	0,0009221
Моделі адекватні	
Аналіз інформативності моделей	
Частка розсіювання, що пояснюється моделлю	0,931775
Введено регресорів (ефектів)	7
Коефіцієнт множинної кореляції	0,965285
Коефіцієнт множинної кореляції, скоректована з урахуванням ступенів свободи	0,949086
F відношення для R	22,7623
Рівень значимості F-критерію для інформативності для ступенів свободи	0,05 $v_1=6$ $v_2=10$
Табличне значення F-критерію для інформативності	1,92943
Критерії Бокса й Веца для інформативності	2
Число обумовленості COND	1,23463
Середня абсолютна похибка апроксимації	0,000440247
Середня похибка апроксимації у відсотках	10,5875
Інформативність моделі	добра
Моделі інформативні	

- максимальна обмеженість коефіцієнта кореляції між ефектами – 0,4;
- мінімальна обмеженість коефіцієнта кореляції ефектів з відгуком – 0,01;
- обмеженість мінімальної долі розсіювання – 0,005.

Перевірка гіпотези на адекватність отриманих моделей результатів експерименту проводилася з використанням F – критерію Фішера (2.13). Для одержання моделей при прийнятому рівні значимості $\alpha = 0,05$ $F_{\text{розрах}} < F_{\text{табл}}$, тому модель адекватно відображає результат експерименту.

Оцінка якості отриманих математичних моделей проводилася шляхом визначення коефіцієнта множинної кореляції (2.11). Коефіцієнт множинної кореляції R показує величину статистичного зв'язку по рівнянню множинної регресії Y_i і початковими експериментальними результатами. В отриманих математичних моделях коефіцієнти множинної кореляції статистично значимі, тобто $F_{\text{розрах}} > F_{\text{табл}}$, при прийнятому рівні значимості, отже моделі інформативні і несуть корисну інформацію про процес, що моделюється.

На основі отриманих результатів за допомогою побудови відповідних геометричних поверхонь (сімейства графіків часткових рівнянь регресії) отримано наочне уявлення про графічний образ функції відгуку. По горизонталі обирають змінну, залежність відгуку від якої бажають дослідити. Опорною (такою, що приймає декілька значень) обирають змінну, що (або) входить у взаємодію з раніше обраною, або має важливе значення при дослідженні. Решту змінних фіксують на визначених рівнях (рис. 5.17–5.35).

Візуальний аналіз графіків дозволяє провести детальний аналіз впливу факторів на значення функції відгуку та визначити ті значення факторів, які протягом всього часу впливу здійснюють найбільший чи найменший ефект.

Таким чином, в результаті статистичного аналізу встановлено, що регресійні залежності адекватні та інформативні, результати відтворені, коефіцієнти b_0 і b_i статистично значущі. Усе це говорить про те, що регресійні залежності адекватно описують процес і їх можна використовувати для аналізу й оптимізації технологічного процесу нанесення ТЛП, які працюють в умовах фретинг-зношування.

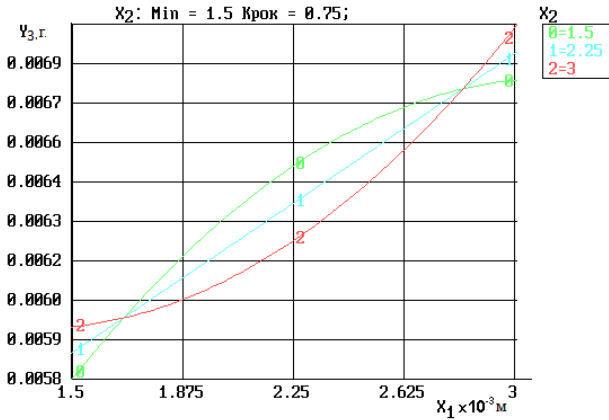


Рисунок 5.17 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=30$ МПа; $X_5=250$ мкм

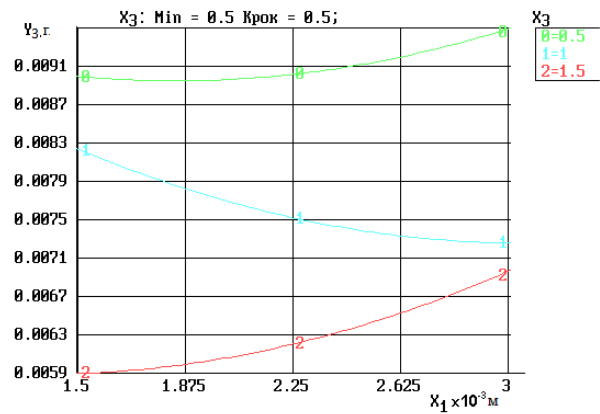


Рисунок 5.18 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=30$ МПа; $X_5=250$ мкм

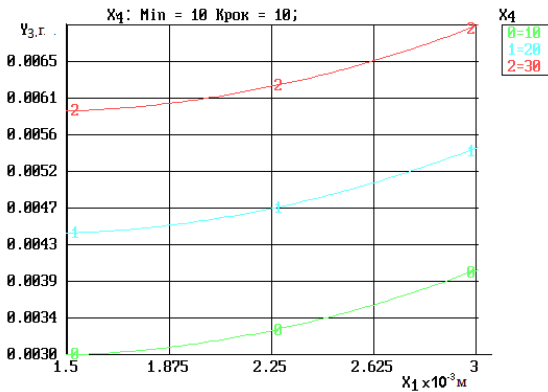


Рисунок 5.19 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=250$ мкм

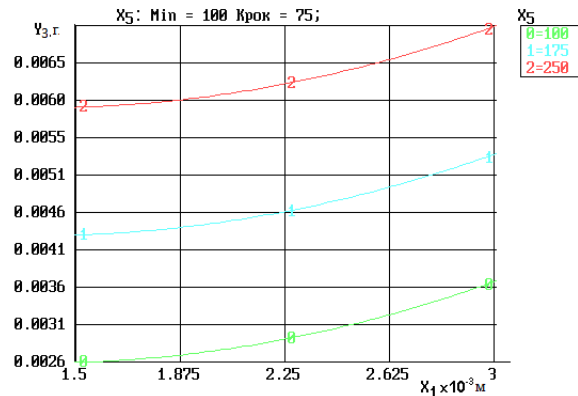


Рисунок 5.20 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=30$ МПа

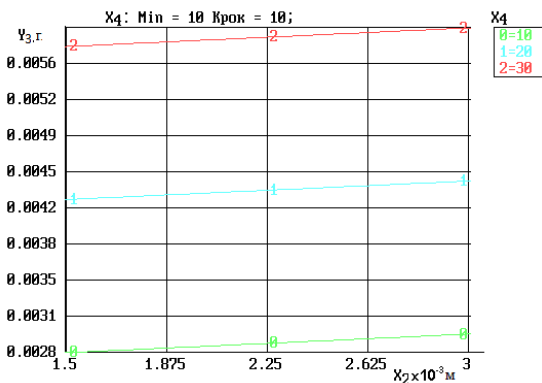


Рисунок 5.21 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=250$ мкм

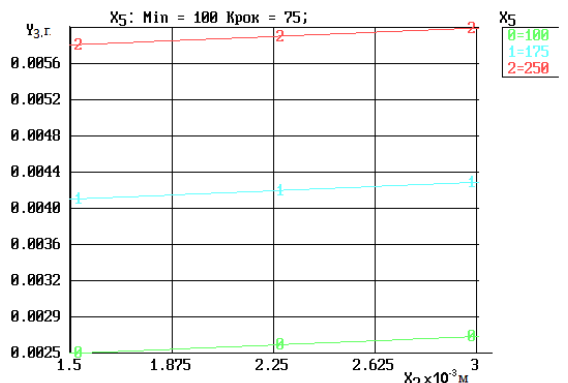


Рисунок 5.22 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=30$ МПа

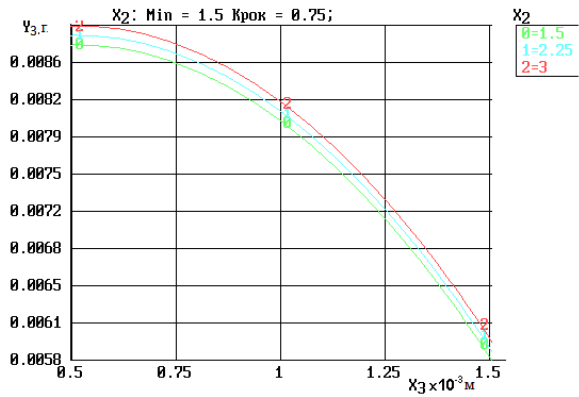


Рисунок 5.23 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_3, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=30$ МПа; $X_5=250$ мкм

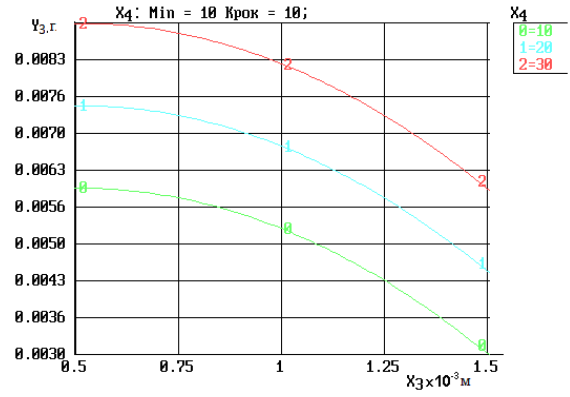


Рисунок 5.24 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_5=250$ мкм

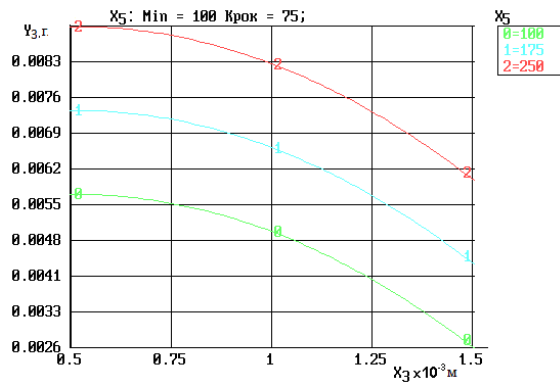


Рисунок 5.25 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3=f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=30$ МПа

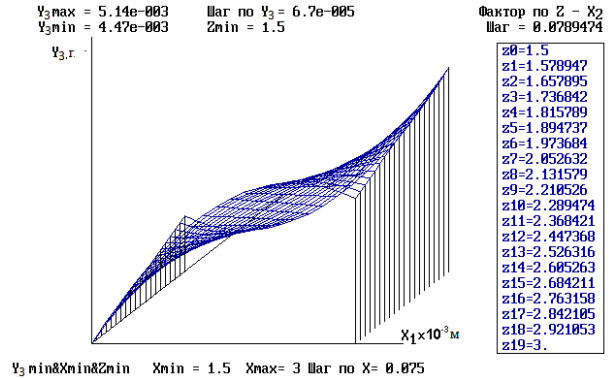


Рисунок 5.26 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=0,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=10$ МПа; $X_5=50$ мкм

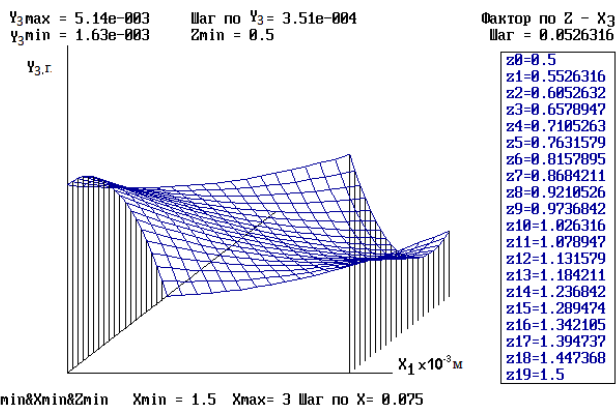


Рисунок 5.27 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=10$ МПа; $X_5=50$ мкм

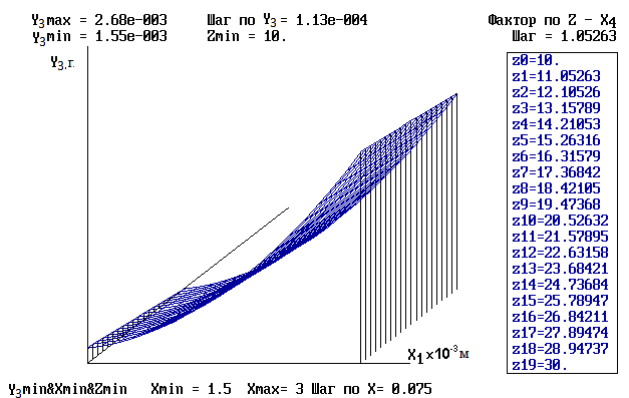


Рисунок 5.28 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=50$ мкм

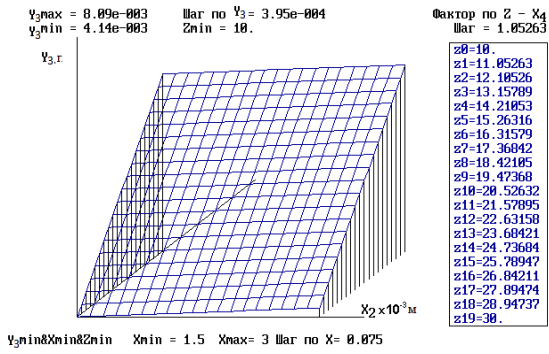


Рисунок 5.29 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

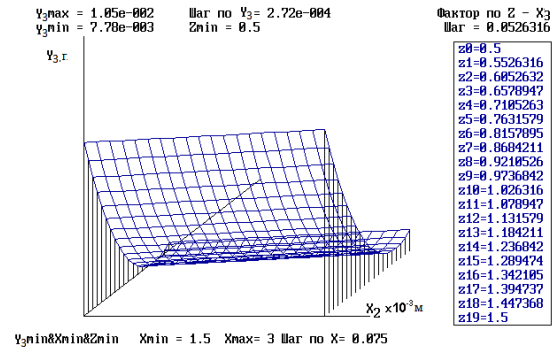


Рисунок 5.30 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа; $X_5 = 300$ мкм

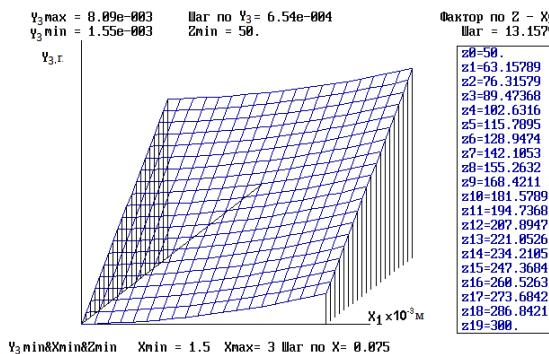


Рисунок 5.31 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5 = 300$ мкм

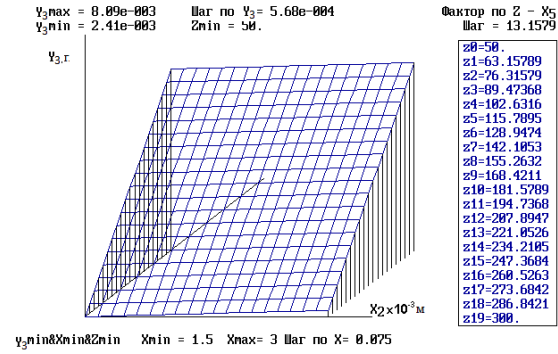


Рисунок 5.32 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

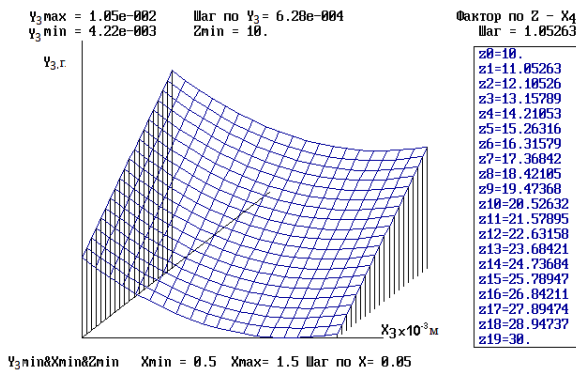


Рисунок 5.33 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_5 = 300$ мкм

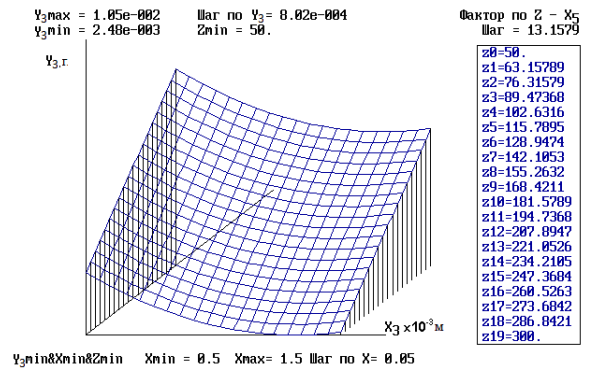


Рисунок 5.34 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

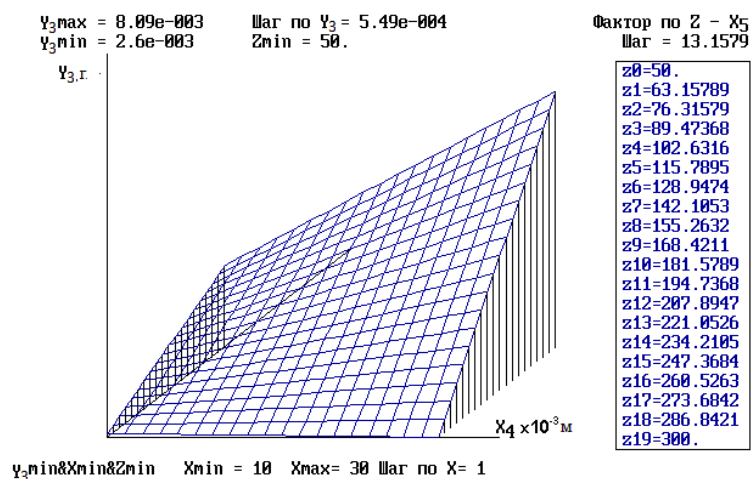


Рисунок 5.35 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3=f(X_4, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м

Аналіз динаміки зростання амплітуди ковзання показало, що інтенсивність фретинг-зношування збільшується при зростанні параметра X_1 (рис. 5.20, 5.31). Це пояснюється тим, що при збільшенні відстані між рядками X_1 зменшується кількість видалених продуктів зношування з поверхні тертя з між лункового простору у ДД, що призводить до локальної абразивної дії продуктів зношування, руйнування граничної мастильної плівки, втомного розпушування поверхні матеріалу і інтенсифікації процесів захоплення (рис. 5.36). Збільшення відстані у рядку X_2 при зростанні амплітуди (рис. 5.22, 5.32) не впливає на інтенсивність фретинг-зношування.

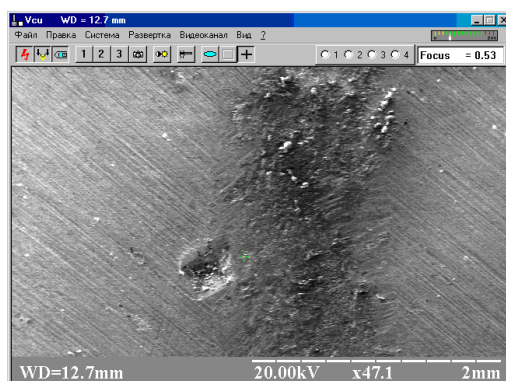


Рисунок 5.36 – Фрактографічні дослідження поверхні тертя ($X_1=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_4=30$ МПа)

Інша тенденція спостерігається при зростанні навантаження X_4 (рис. 5.24, 5.33) і X_5 (рис. 5.25, 5.34) при збільшенні параметра X_3 , коли інтенсивність фретинг-зношування різко падає і досягає свого мінімального значення при значенні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м. Це пояснюється здатністю ДД у більшій кількості поглинати продукти зношування, які виникли при збільшенні площі фактичного контакту трибосполучень, збільшується тривалість дії «капілярного ефекту» за рахунок збільшення об'єму зберігання мастильного матеріалу у ДД для забезпечення регенерації граничних мастильних плівок в місцях трибоконтракту. Крім того, зростання навантаження і амплітуди призведе до зростання ролі температурного фактору, який компенсується здатністю ДД відводити спалахи температури в місцях контакту.

Таким чином, за результатами проведеного аналізу та багатопараметричної оптимізації триботехнічних характеристик ТЛП встановлено оптимальні параметри, за якими знос в умовах фретингу має найменші значення (табл. 5.6).

Таблиця 5.6 – Результати багатопараметричної оптимізації за математичними моделями

Значення факторів					Значення критеріїв
Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку, $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3	Навантаження, МПа X_4	Амплітуда, мкм X_5	Знос в умовах фретинг-зношування, гр. Y_3
1,49043	2,92383	1,48047	9,9218	100,586	0,00225366

5.6 Дослідження текстурованих лункових поверхонь в умовах фретинг-утоми

В результаті проведення експериментальних досліджень було одержано криві втоми сталі 30ХГСА на корсетних зразках (крива 1 на рис. 5.37) і на цих же зразках за наявності притиснутих до них фретинг-накладок (крива 2 на рис. 5.37). Як було

сказано раніше, зусилля притискання накладок до зразка вибирали виходячи з реалізації найбільш пошкоджуючого рівня контактних напружень. Приведені на рис. 5.37 результати свідчать, що наявність фретингу знижує границю витривалості сталі 30ХГСА з 718 МПа до 375 МПа. При цьому також збільшується кут нахилу кривої втоми до осі абсцис [623–625].

В табл. 5.7 наведені чисельні значення результатів статистичної обробки даних по втомі і фретинг-утомі дослідженої сталі за їхнього представлення у вигляді лінії регресії

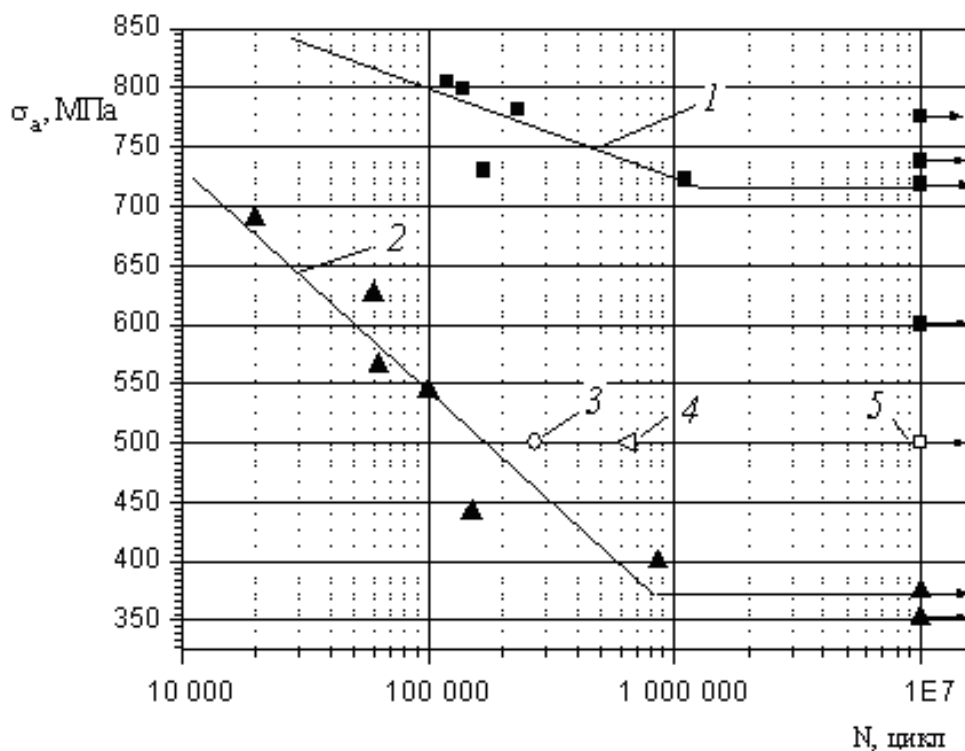
$$\lg N = A - B\sigma_a, \quad (5.2)$$

де N – кількість циклів навантаження до руйнування зразка;

σ_a - амплітуда прикладеного напруження у перерізі, в якому сталося руйнування.

Слід зазначити, що, не дивлячись на близькі значення середньоквадратичних відхилень для обох кривих, розсіювання результатів значніше для випадку «чистої» втоми, бо в обробленні результатів не враховувалися зразки, які не зруйнувалися на базі випробувань $N=10^7$ циклів за рівнів амплітуд напружень вищих за границю витривалості. Для підвищення точності і достовірності вимірювання параметрів фретингу і циклічної деформації було використано цифрова обробка сигналів [626].

Так як рівень контактних напружень у дослідгах на фретинг-утому був вибраний виходячи з літературних джерел, а за такого рівня притискання накладок проковзування у контакті може бути незначним і переважати зона зчеплення зразка з контртілом, що зменшує пошкоджувальність від фретингу, було виконано кілька експериментів за менших значень контактних напружень і амплітуди циклічних напружень $\sigma_a=500$ МПа. На рис. 5.37 ці точки позначені цифрами 3, 4, 5 ($S_{кф}$ дорівнює 158, 192 та 77 МПа відповідно) і вони показують, що довговічність за цих контактних напружень перевищує ту, яка визначена на цьому рівні σ_a кривою фретинг-утоми. Тобто, вибраний для досліджень рівень контактних напружень є найпошкоджуючим з досліджених. Виходячи з того, що за умов фретинг-утоми існує рівень притискання накладок, після перевищення якого вплив цього параметру



1 – крива втоми гладких зразків;

2 – крива втоми тих же зразків в умовах фретингу у контакті з тією ж сталлю за номінального контактного тиску 140 МПа;

3, 4, 5 – фретинг-утома зразків за номінального контактного тиску 56, 70 і 14 МПа відповідно

Рисунок 5.37 – Результати досліджень сталі 30ХГСА на втоми і фретинг-утоми

Таблиця 5.7 – Дані статистичної обробки кривих втоми і фретинг-утоми

Вид досліджень	Вільний член, A	Коефіцієнт регресії, B	Коефіцієнт кореляції, R	Середньоквадратичне відхилення, S
Утома	16,233	0,014	-0,7150	31,4942
Фретинг-утома	7,9104	0,00535	-0,9307	44,372

Примітка: Результати одержані за мінімізації суми квадратів відхилень по lgN .

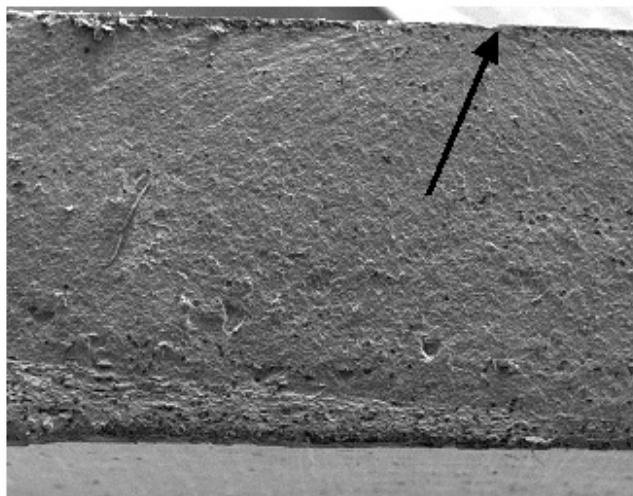
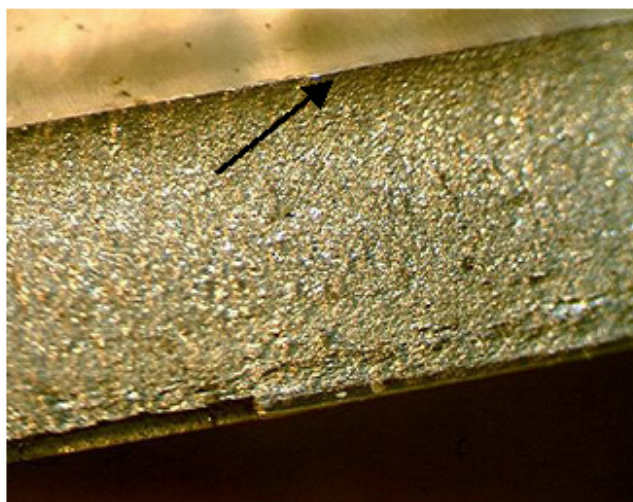
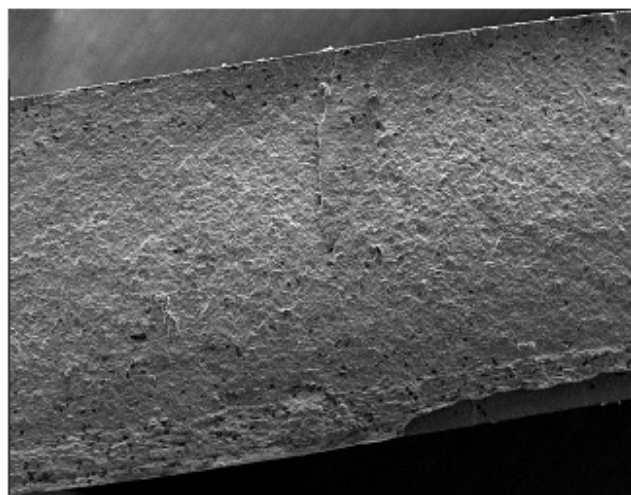
залишається майже на одному рівні [614], можна вважати, що цей рівень досягнуто. Тим більше, що перерахунок за формулою (2.60) на фактичні напруження в контакті свідчить, що вони змінювалися у різних досліджених за побудови кривої фретинг-утоми зразках у діапазоні $S_{\kappa\phi}$ – 276–290 МПа.

На рис. 5.38 наведені фрактографії поверхонь зламу зразків, які показують, що в зразках, що випробувалися на «чисту» втому зародження тріщини та її розповсюдження відбувалося з одного осередку (рис. 5.38, а, б), а в зразках, навантажених за умов фретингу, може бути декілька таких осередків (рис. 5.38, в, г), що пов'язано з нерівностями, які можуть давати кілька плям фретингу при контакті площина-площина, який використовувався в експерименті.

Це, по-перше, якоюсь мірою, пояснює більший розкид результатів при втомі, у порівнянні з фретинг-утомою, і, по-друге, свідчить про те, що напружений стан, який призводить до руйнування у випадку фретинг-утоми, більш стабільний на границі контакту зразка з контртілом, ніж у випадку «чистої» втоми, коли зародження втомної тріщини може відбуватися від випадкового дефекту, локальні напруження в якому можуть бути різними у різних зразків і, отже, обумовлювати більше розсіювання довговічності.

Слід також відзначити відому характерну ознаку втомного руйнування за наявності фретингу: зародження та початкове зростання тріщини відбувається під кутом до поверхні контактування і цей кут обумовлений співвідношенням напружень по різних осям у зоні фретингу.

На рис. 5.39 представлені результати випробувань на втому і фретинг-утоми зразків з дискретними поверхнями. Отримані результати свідчать про те, що ТЛП для даного режиму його нанесення істотно знижує характеристики опору утоми зразків зі сталі 30ХГСА в порівнянні з гладкими зразками (границя витривалості зменшилася в $\sim 1,84$ рази, криві 1 і 6 на рис. 5.39 і табл. 5.8). Це цілком закономірно, тому що ДД є концентраторами напружень, і, крім того, у процесі нанесення ДД у їх околиці на поверхні зразка ініціюються залишкові напруження розтягу. Але зниження характеристик опору фретинг-утоми зразків з ДД (крива 2) стосовно характеристик їх «чистої» втоми (крива 1) істотно менше (границя витривалості

*a**б**в**г*

Стрілками вказано:

a - місце зародження тріщини втоми;

б - фронт розповсюдження тріщини втоми;

в – початкове зростання тріщини фретинг-утоми під кутом до поверхні контакту;

г – зародження двох тріщин втоми та їх місце сходження

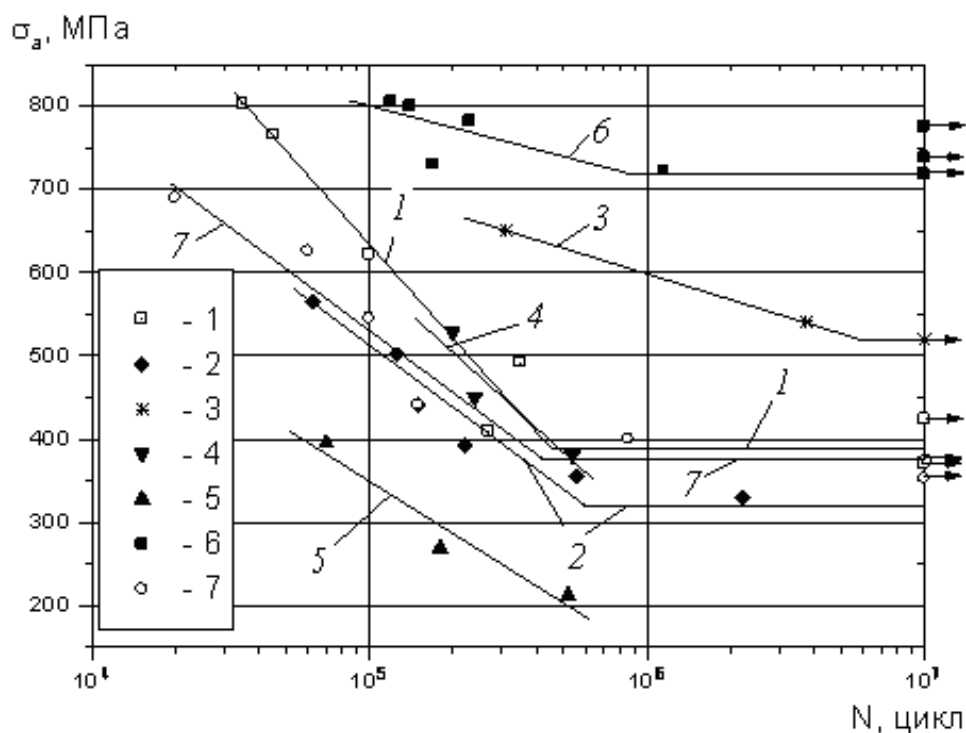
Рисунок 5.38 – Фрактографії поверхонь зламу досліджених зразків ($\times 25$) в умовах втоми (*a, б*) та фретинг-утоми (*в, г*)

відрізняється в $\sim 1,22$ рази), чим зниження таких (криві 7 і 6, відповідно) для гладких зразків (границя витривалості відрізняється в $\sim 1,91$ рази), що свідчить про деякий позитивний ефект сітки ДД стосовно характеристик опору утомі в умовах фретингу. Крім цього, як видно з рис. 5.43, характеристики опору утомі в умовах фретингу зразків ТЛП і гладкими зразками близькі (границі витривалості розрізняються \sim у 1,17 рази), а в області напружень вище границь витривалості криві 2 і 7 практично збігаються. Це можна пояснити на підставі аналізу поверхонь зламів зразків.

Тут слід зазначити, що після фіксації кількості циклів до руйнування за прийнятим критерієм зразки продовжували навантажувати до поділу їх на дві частини з метою подальшого вивчення поверхонь зламу.

Аналіз поверхонь зламів зразків з ТЛП показав, що в умовах фретингу зародження втомних тріщин відбувається в одному, двох чи трьох осередках на поверхні небезпечного перерізу і не зв'язано з розташуванням ДД. Тільки в одному випадку тріщини утоми ініціювалися на контурах ДД, тому що в цьому випадку край опори контртіла збігся з лінією розміщення ДД. Схематично це показано на рис. 5.40. Однак це не вплинуло на загальний вид положення експериментальних точок на кривій утомі 2 рис. 5.39, як це впливає з незначного розкиду результатів. Незначна розбіжність кривих 2 і 7 при малих рівнях амплітуди навантаження, очевидно, пояснюється відмінністю шорсткості робочих поверхонь зразків з ДД, у порівнянні зі зразками вихідної партії, поверхня яких полірувалися. Результат, проілюстрований на рис. 5.40, свідчить також про те, що НДС у зоні фретингу визначає довговічність сталі при фретинг-утомі, а концентрація напружень і залишкові напруження у ДД не впливають на граничний стан матеріалу в даних умовах.

Значне зниження характеристик опору утомі стали 30ХГСА в області границі витривалості при нанесенні ТЛП на поверхню зразка зв'язано з впливом концентрації напружень у ДД і ініційованими технологією їхнього формування залишковими напруженнями розтягу. З огляду на невисокі значення залишкових напружень при оптимальному формуванні дискретного покриття [630], зниження



1, 3, 4, 6 – криві «чистої» утоми;

2, 5, 7 – криві утоми в умовах фретингу (□, ◆ – зразки з ТЛП; * - зразки з ТЛП з наступним іонним азотуванням; ▼, ▲ – зразки з електроіскровим покриттям ВК8+М; ■, ○ – поліровані зразки без покриття)

Рисунок 5.39 – Результати випробувань на утому і фретинг-утому зразків зі сталі 30ХГСА [606, 627]

Таблиця 5.8 – Границі витривалості випробуваних партій зразків зі сталі 30ХГСА

Види досліджень	Границі витривалості зразків з різною обробкою поверхонь, σ_{-1} , МПа		
	Полірування без покриття	ТЛП	ТЛП, зміцнених ПТА
Утома	718	390	520
Фретинг-утома	375	320	-

границі витривалості сталі 30ХГСА, оцінене по діаграмі Хейя через залишкові напруження, як асиметрію циклу, може складати близько 3%.

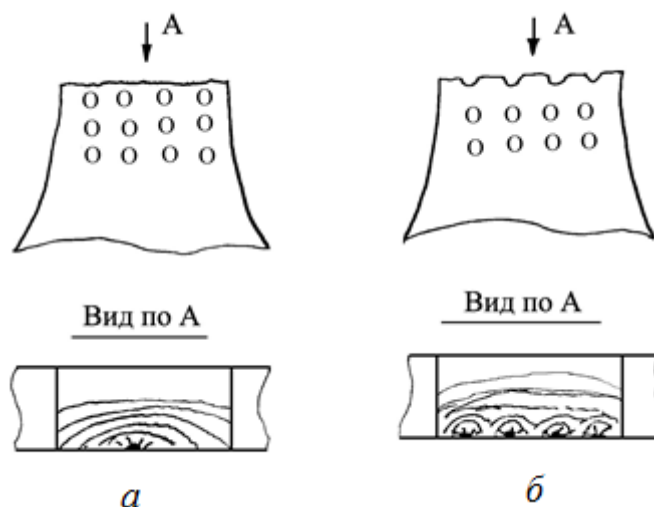


Рисунок 5.40 – Схематичне представлення поверхні і зламу зразків з ДД, зруйнованих від фретинг-утоми: *а* – руйнування поза ДД; *б* – руйнування по ДД [627–629]

Отже, основне зниження кривої утоми *I* у порівнянні з кривою *б* на рис. 5.39 зв'язано з напруженнями від ДД як концентраторів. Дійсно, якщо для орієнтовної оцінки максимальних напружень (σ_{\max}) узяти рішення Нейбера для дрібного зовнішнього виточення [613]:

$$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_a} = 3\sqrt{\frac{t}{2\rho}} - 1 + \frac{4}{2 + \sqrt{\frac{t}{2\rho}}}, \quad (5.3)$$

де σ_a - амплітуда номінальних напружень в розрахунковому перерізі;

t – глибина мілкового зовнішнього виточення;

ρ – радіус округлення виточення.

Приведена залежність узята для оцінки напружень через те, що дозволяє врахувати вплив співвідношення малої глибини концентратора до малого радіуса його заокруглення, хоча і для іншої конфігурації. З цієї залежності випливає досить різке зростання σ_{\max} при збільшенні відносин $\frac{t}{\rho}$: навіть при $\frac{t}{\rho}=1$ відношення $\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_a}$

складає $\sim 2,6$.

Таким чином, можна допускати, що, дійсно, концентрація напружень за рахунок ДД привела до значного зниження границі витривалості випробуваної сталі. З огляду на це, а також результати досліджень, представлених кривої 3 (див. рис. 5.39) можна вважати, що іонне азотування ТЛП привело до значного підвищення характеристик опору утомі вихідного матеріалу до рівня, що може бути визначений через ефективний коефіцієнт концентрації напружень, що впливає зі співвідношення напружень кривих 6 і 1 (див. рис. 5.39). Тобто, це величина границі витривалості близько 900 МПа, якщо вважати, що концентрація напружень від ДД після азотування поверхні залишилася на тому ж рівні, що і до азотування.

Як видно з рис. 5.39 істотний позитивний ефект на характеристики опору утомі робить іонне азотування зразків з ТЛП. Такий висновок був зроблений на підставі наступних фактів, отриманих в експерименті. При випробуваннях на фретинг-утому трьох зразків цієї партії жоден з них не зруйнувався від фретингу. Тобто, руйнування проходило від «чистої» утоми в зоні дії максимальних напружень по лінії розташування ДД (рис. 5.41 а). При цьому у перерізі зразка на лінії контакту з контртілом напруження були ~ на 20% меншими [627, 631]. Незважаючи на це, ці напруження істотно вище, ніж напруження, при яких відбувалося руйнування від фретинг-утоми й утоми зразків з ТЛП (криві 1 і 2, рис. 5.39). Тому логічно зробити висновок, що передбачувана крива фретинг-утоми зразків з іонним азотуванням ТЛП близька до кривої «чистої» утоми і характеристики опору фретинг-утомі істотно вище, ніж у зразків з ТЛП і у вихідних полірованих зразках.

Такого не можна сказати про ефект крапкового покриття, нанесеного електроіскровим методом. Характеристики опору утоми, як в умовах «чистої» утоми, так і в умовах фретинг-утоми дуже істотно знизилися. Хоча на рис. 5.39 криві утоми 4 і 5 позначені усього лише трьома реперними точками, явно проглядається тенденція до різкого погіршення утомлених характеристик. Так, що в цьому випадку про границю витривалості говорити не приходиться.

На рис. 5.41, б представлена фотографія зламу зразка з електроіскровим покриттям зруйнованого від фретинг-утоми. Стрілками зазначені два осередка зародження утомної тріщини, що обумовлено наявністю ушкодження вихідного

матеріалу в крапках електроіскрового проникнення сплаву ВК8+М у сталь 30ХГСА. Ці ушкодження знижують вихідні утомні характеристики сталі (криві 6 і 4 на рис. 5.39) і значно погіршують опір утомі при додатковому впливі на них зусиль від контакту і тертя в зоні фретингу [627, 632].

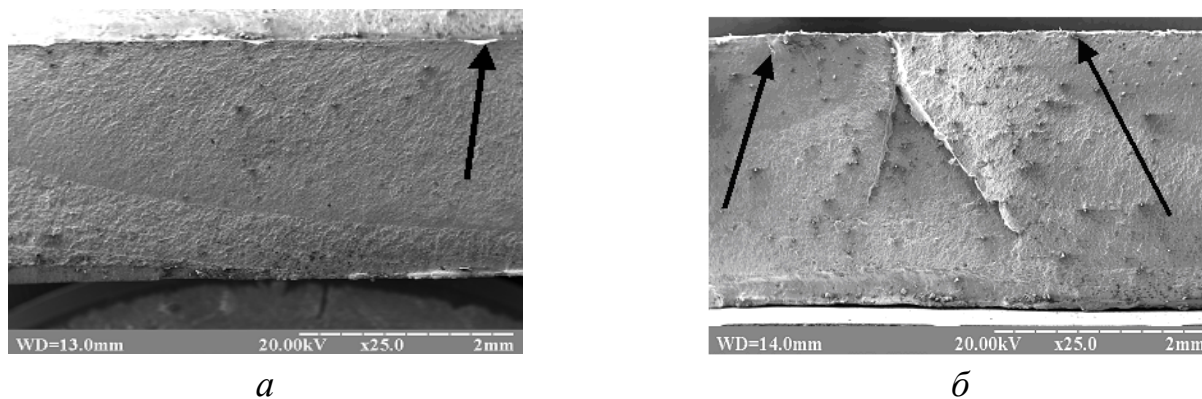


Рисунок 5.41 – Фрактографії зразків з ТЛП з наступним іонним азотуванням (а) і електроіскровим покриттям ВК8+М (б) зруйнованих від фретинг-утоми (стрілкою зазначене осередок зародження утомленої тріщини)

Порівнюючи ці результати і дані по фретинг-зношуванню сталі з ТЛП [615] можна зробити висновок, що наявність такого покриття є позитивним чинником для підвищення опору сталі фретинг-зношуванню при амплітудах ковзання в діапазоні 100–300 мкм. При накладенні циклічного навантаження на фретинг-пару при амплітуді ковзання 5–7 мкм практично не спостерігається розходження в характеристиках опору фретинг-утомі сталі 30ХГСА з гладкою поверхнею і з ТЛП. Тобто прикладання циклічного навантаження до фретинг-пари з амплітудами ковзання 100–300 мкм не приведе до різкої зміни її довговічності в результаті фретинг-утоми, а довговічність буде визначатися рівнем припустимого фретинг-зносу, опір якому зріс у зв'язку з нанесенням ДД. В обговореному випадку циклічні навантаження мають на увазі на рівні, що відповідають випробуваному діапазону амплітуд напружень – області багатоциклової втоми.

Висновки до розділу 5

1. Встановлено закономірності зношування ТЛП в умовах фретингу, побудовано фізичні, математичні моделі, здійснено чисельне моделювання температурно-силового навантаження, досліджено процеси керування властивостями дискретних поверхонь в умовах припрацювання. Експериментально досліджено границю витривалості дискретних поверхонь в умовах фретинг-утоми, визначено вплив фретингу та циклічного навантаження на довговічність вузлів тертя з дискретними поверхнями.

2. Встановлено закономірність зношування ТЛП в умовах фретинг-зношування при обмеженій подачі мастильного матеріалу в зону трибоконтакту, яка на відміну від існуючої враховує конструктивно-технологічні параметри дискретної ділянки та можливість видалення із зони трибоконтакту продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного матеріалу. Це надає можливість керувати процесами припрацювання при виборі оптимальної текстури ТЛП, в період припрацювання зменшити коефіцієнта тертя на 57–62%, зменшити період припрацювання на 10–20% та збільшити зносостійкість в період після припрацювання у 1,8–2,44 рази.

3. Моделювання температурного і силового навантаження в умовах фретинг-зношування дозволили встановити картину розподілу НДС і температури у ТЛП. Найбільші напруження виникають в зоні трибоконтакту зразка у міжлунковому просторі, які розподілилися у вигляді острівців з максимальними значеннями біля крамок лунок. Але вони мінімальні і не можуть істотно впливати на ТЛП за рахунок їх релаксації на ділянках фактичного контакту. Також усувається можливість поступового накопичення напружень, що буде сприяти зниженню коефіцієнту тертя і підвищенню довговічності трибосполучення в умовах фретинг-зношування. Тому даний тип модифікації поверхні у вигляді лунок, за рахунок відсутності значних залишкових напружень, має переваги в порівнянні із захисними покриттями, для яких характерні різні коефіцієнти температурного розширення матеріалу основи і покриття. Відсутність істотного перепаду температур у

міжлунковому просторі, у дискретній ділянці, і основи матеріалу на поверхні, який зі зростанням температури у зоні трибоконтакту зменшується з 10% до 2%, призводить до виникнення незначних термічних напружень. В умовах фретинг-зношування можливі процеси відведення тепла із зони трибоконтакту у ДД, особливо на початковому етапі припрацювання трибосполучення.

4. Побудовані математичні моделі, які описують залежності зношування ТЛП від технологічних та експлуатаційних факторів, і були використані для оптимізації технологічного процесу формування текстури ТЛП. За результатами багатопараметричної оптимізації ТЛП в умовах фретинг-зношування встановлено оптимальні конструктивні, технологічні і експлуатаційні параметри ($X_1=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_2=3,0 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м, $X_4=30$ МПа, $X_5=100$ мкм), за якими зношування ТЛП має мінімальні значення ($Y_3=0,030$ г.).

5. Встановлено, що комбіновані дискретні поверхні (електроіскрове покриття ВК8+М і ТЛП, зміцнене ПТА 30ХГСА+Л+А) у парі зі сталлю 45 забезпечують зменшення тривалості періоду припрацювання в середньому на 16–38% відповідно, а коефіцієнт тертя в період припрацювання на 58%. Досліджено механізм зношування дискретних комбінованих дискретних поверхонь, який базується на принципі «капілярного ефекту», що сприяє утриманню мастильного матеріалу ДД і регенерації мастильних плівок у зонах фактичного контакту.

6. Розроблено і протестовано методику досліджень фретинг-утоми консольних зразків у контакті з П-подібними фретинг-накладками за їх навантаження у резонансному режимі на електродинамічному вібростенді, яка може бути застосована для перевірки впливу різних методів модифікації поверхні матеріалів на їх опір втомі за наявності фретинг-контакту.

7. Встановлено вплив стану поверхні ДД на характеристики фретинг-утоми та ефективного використання технології метода ПТА, що дозволило збільшити границю витривалості конструкційних матеріалів у 1,4 рази. При випробуваннях на фретинг-утому трьох зразків цієї партії жоден з них не зруйнувався від фретингу. Тобто, руйнування проходило від «чистої» утоми в зоні дії максимальних напружень по лінії розташування лунок. При цьому перерізі на лінії контакту з

контртілом напруження були ~ на 20% меншою. Незважаючи на це, ці напруження істотно вище, ніж напруження, при яких відбувалося руйнування від фретинг-утоми й утоми зразків з ДД. Тому передбачувана крива фретинг-утоми зразків з іонним азотуванням ТЛП близька до кривої «чистої» утоми і характеристики опору фретинг-утомі істотно вище, ніж у зразків з ТЛП й у вихідних зразках.

8. З аналізу фрактографій руйнування витікає, що за «чистої» втоми зародження тріщини відбувається від одного з дефектів поверхні, а від фретинг-утоми – з кількох осередків, які є місцями фактичного фретинг-контакту. Характерною ознакою руйнування від фретинг-утоми є також наявність зони зародження тріщини під кутом до поверхні контактування, що обумовлено впливом складного напруженого стану матеріалу у зоні дії сил тертя ковзання, циклічних та контактних напружень.

9. Випробуваний у роботі електроіскровий метод нанесення дискретного покриття у виді крапкових виступів зі сплаву ВК8+М різко погіршує характеристики опору утомі сталі 30ХГСА, як в умовах «чистої» утоми, так і в умовах фретингу, у порівнянні як з вихідним матеріалом, так і матеріалом з покриттям у вигляді сітки лунок.

10. Наявність ТЛП є позитивним чинником для підвищення опору сталі фретинг-зношуванню при амплітудах ковзання в діапазоні 100–300 мкм. При накладенні циклічного навантаження на фретинг-пару при амплітуді ковзання 5–7 мкм практично не спостерігається розходження в характеристиках опору фретинг-утомі сталі 30ХГСА з гладкою поверхнею і з ТЛП. Тобто прикладання циклічного навантаження до фретинг-пари з амплітудами ковзання 100–300 мкм не приведе до різкої зміни її довговічності в результаті фретинг-утоми, а довговічність буде визначатися рівнем припустимого фретинг-зносу, опір якому зріс у зв'язку з нанесенням лунок. В обговореному випадку циклічні навантаження мають на увазі на рівні, що відповідають випробуваному діапазону амплітуд напружень – області багатоциклової втоми.

РОЗДІЛ 6

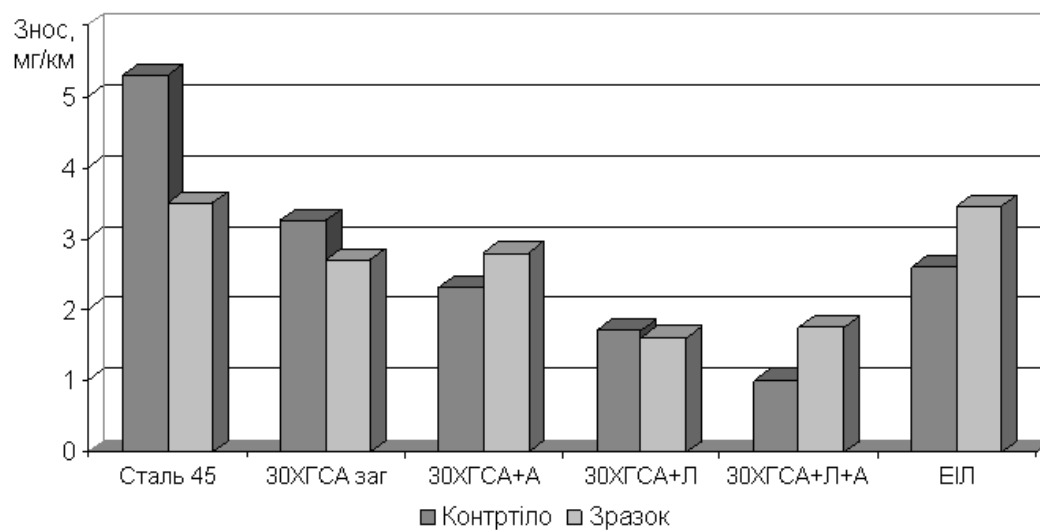
ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ ПОВЕРХОНЬ В УМОВАХ
ГРАНИЧНОГО МАЩЕННЯ ПРИ ТЕРТІ КОВЗАННІ

Наведено результати наукових досліджень ТЛП при терті ковзанні в умовах граничного мащення, отримано математичні моделі, які дозволили встановити оптимальні конструктивно-технологічні і експлуатаційні параметри за умов отримання найкращих триботехнічних характеристик ТЛП. Досліджено вплив зовнішнього середовища на зносостійкість ТЛП. Використання експериментальних методів і методів скінченно-елементного аналізу дозволило встановити закономірності зношування ТЛП в умовах граничного мащення при терті ковзанні.

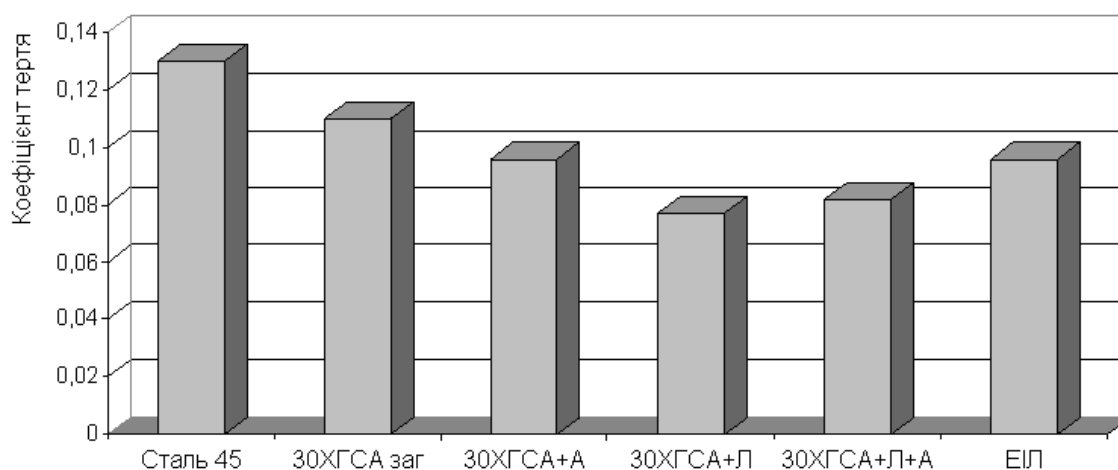
6.1 Закономірності зношування текстурованих лункових поверхонь

Дослідження триботехнічних характеристик ТЛП при терті ковзанні в умовах граничного мащення показали, що найбільшою зносостійкістю і найменшим коефіцієнтом тертя володіють зразки з ТЛП як без (30ХГСА+Л), так і додатково зміцнених методом ПТА (30ХГСА+Л+А), які перевищують по зносостійкості зразки зі сталей 45 у 3,1–5,3 рази і 30ХГСА загартовані (30ХГСА заг) 1,9–3,25 рази, сталі 30ХГСА, поверхневий шар якої зміцнений методом ПТА (30ХГСА+А) у 1,3–2,3 рази (рис. 6.1).

Висока зносостійкість ТЛП (30ХГСА+Л, 30ХГСА+Л+А) в цілому, так і окремих ДД обумовлена високою захисною дією поверхневих шарів, а також високою ефективністю граничної мастильної плівки. Фрактографічний аналіз ТЛП (30ХГСА+Л) показав, що вони гладкі з відсутністю суттєвих пошкоджень і руйнувань поверхневого шару (рис. 6.2).



a



b

Рисунок 6.1 – Триботехнічні характеристики ТЛП в умовах граничного навантаження (шлях – 2000 м, швидкість ковзання 0,625 м/с, питоме навантаження 10,0 МПа, середовище – індустріальне масло І–20А, матеріал зразка - сталь 45 загартована): *a* - знос; *b* - коефіцієнт тертя [633, 641]

Це пов'язано з тим, що мастильні матеріали в умовах граничного мащення володіють властивістю впливати на процеси пластичної деформації і руйнування поверхневого шару металу. Під дією мастильного матеріалу процес пластичного деформування тонких поверхневих шарів обумовлює дифузійну активність металу і, як наслідок, суттєво впливає на фізико-хімічні процеси у граничній мастильній плівці, визначає характер формування дислокаційної структури у поверхневому шарі металу [197, 340].

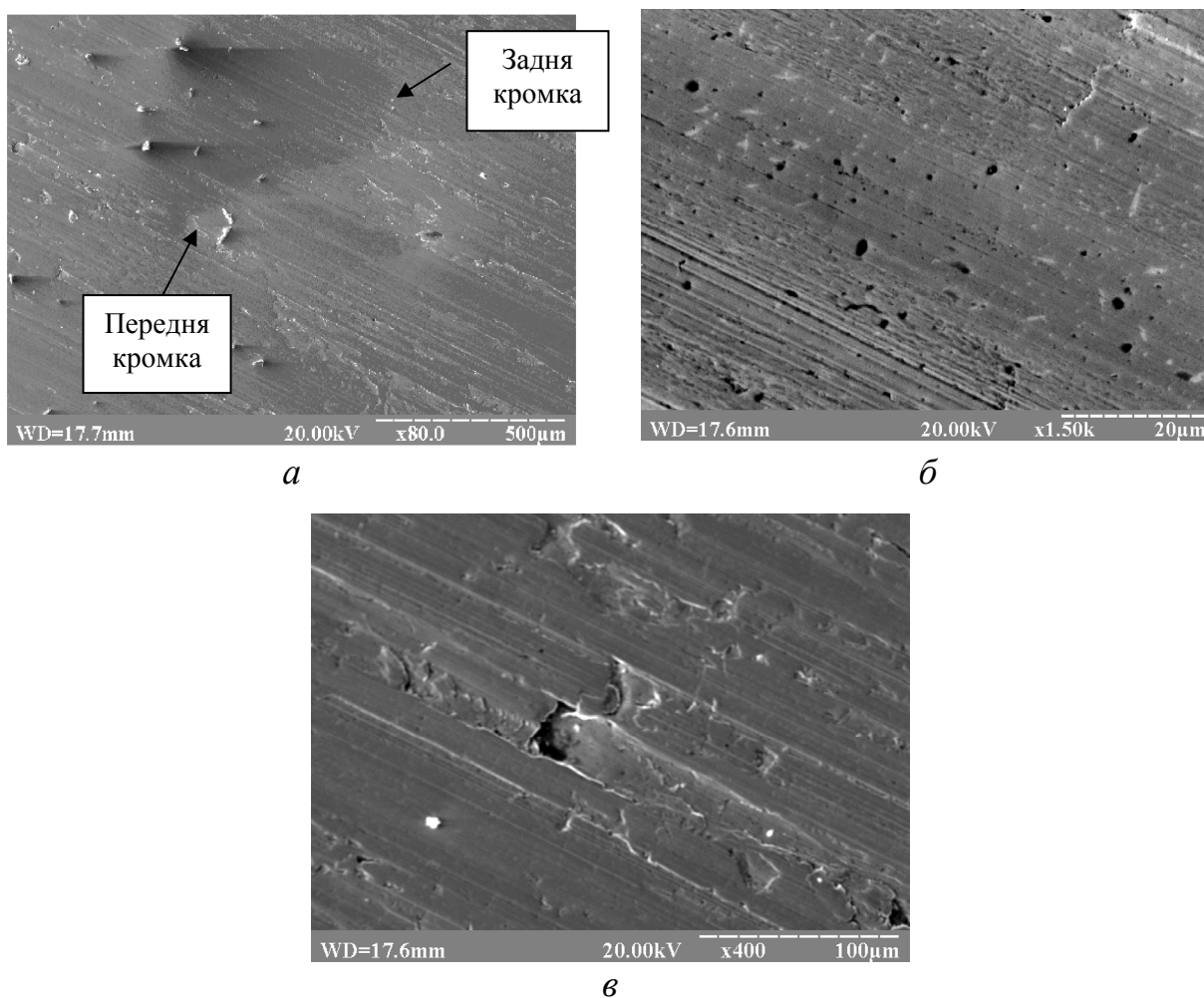


Рисунок 6.2 – Мікрофотографії поверхні тертя ТЛП (30ХГСА+Л): *a* – загальний вигляд поверхні тертя з ТЛП; *б, в* – поверхня тертя у між лунковому просторі

У трибоконтакті прикладене навантаження сприймається вершинами мікронерівностей у міжлунковому просторі і фактична площа контакту буде представляти собою загальну площину деформованих вершин цих нерівностей. Процес тертя буде представляти собою деформування тонких поверхневих шарів контактуючих мікронерівностей, яке супроводжується руйнуванням граничної мастильної плівки, вторинних структур за рахунок багаторазового навантаження, виникненням і розвитком мікротріщин, їх об'єднанням, відшаруванням плівки і виникненням мікропор. Така тенденція спостерігається на поверхні тертя у міжлунковому просторі, де розміри та глибина мікропор складає 0,5–2,0 мкм (рис. 6.2, б).

Для зміцнення поверхневого шару дискретних ділянок ТЛП був застосований метод ППТА. Висока зносостійкість ТЛП (30ХГСА+Л+А) в цілому, так і окремих дискретних ділянок обумовлена високою захисною дією поверхневих азотованих шарів та їх високою твердістю, що посилює ефект гальмування дефектів у поверхневих шарах трибоконтакту. Це призводить до зменшення інтенсивності утворення продуктів зношування у поверхневому шарі, що підтверджується відсутністю на поверхні тертя слідів пошкоджень від недопустимих процесів зношування (рис. 6.3). Крім того, висока твердість азотованого шару (до 9500 МПа) призводить до підвищеного зношування поверхневого шару зразка і до зростання коефіцієнта тертя (див. рис. 6.1, а).

Електроіскрове покриття ВК8+М володіє не високою зносостійкістю (див. рис. 6.1). Поверхня тертя характеризується текстурою у вигляді різних за розміром мікрозаглибин з розмірами до 400×150 мкм, які сформувалися після нанесення покриття в середовищі мастильного матеріалу (рис. 6.4). Хімічний аналіз поверхні тертя показав, що 68,32% від загальної кількості елементів займає залізо (додаток В, рис. В1, табл. 6.1, Т.1), що призводить до зростання дефектів в них і зниження опору зношування і збільшення коефіцієнта тертя при видалення продуктів зношування і їх абразивної дії на поверхні трибоконтакту.

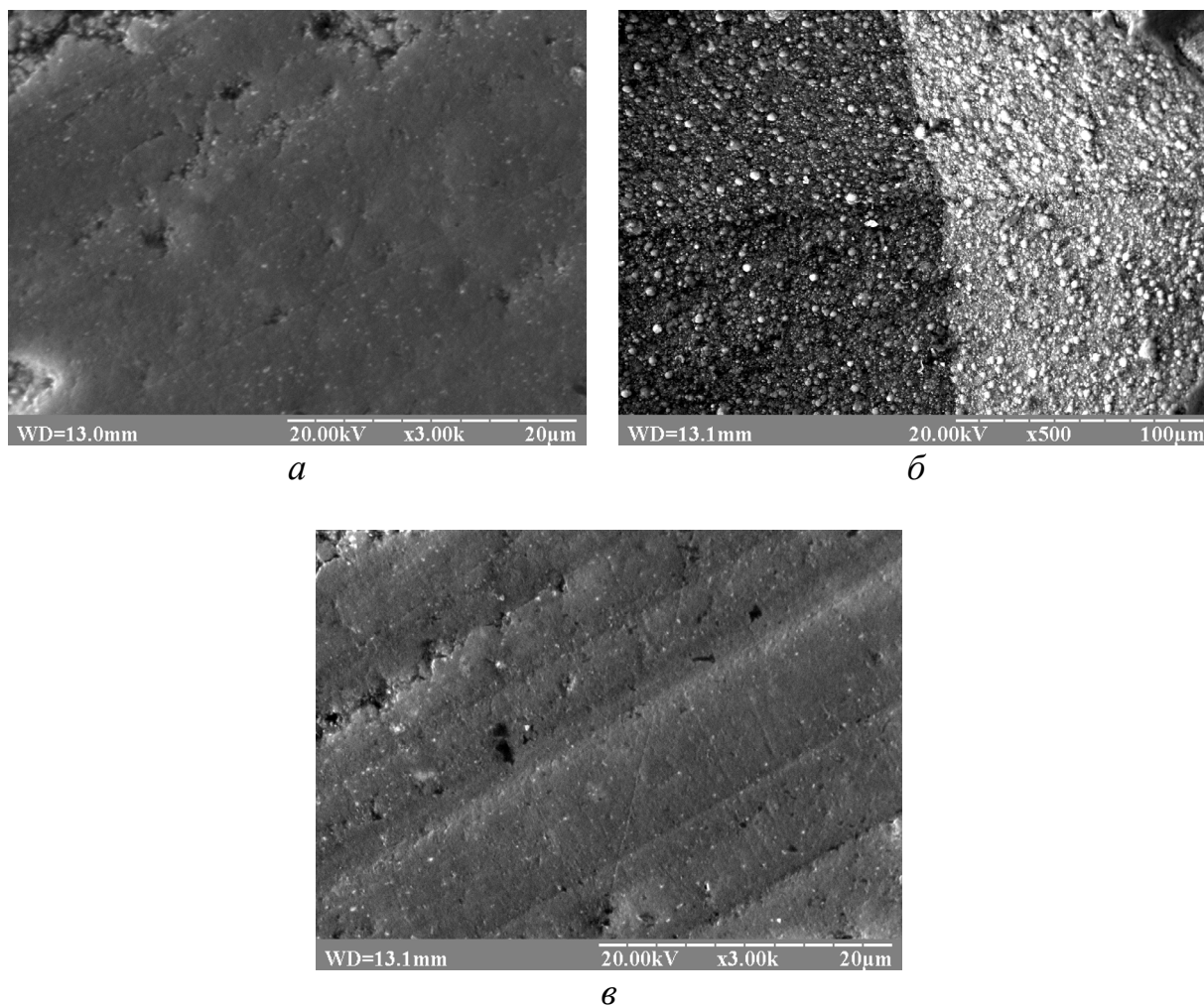


Рисунок 6.3 – Мікрофотографії поверхні тертя ТЛП 30ХГСА+Л+А в умовах граничного мащення: *a* - поверхня тертя перед ДД; *б* – дно ДД; *в* - поверхня тертя за ДД

Аналіз поверхні тертя дозволив виділити чотири характерні зони: біла, сіра, чорна і зона, яка знаходиться в середині мікрозаглибин. Біла зона представляє собою зону зміцненого шару (додаток В, рис. В3, див. рис. 6.4, *в*, *г*, Т3), основою якого є вольфрам (71,94%) у вигляді карбїду W_2C , який утворився під час формування покриття. Утворення карбїду W_2C пов'язано з дією електроіскрового розряду, коли монокарбїд WC втрачає вуглець. Ця зона має високу твердість і буде нести основне навантаження при терті в умовах граничного мащення і забезпечувати високу зносостійкість покриття.

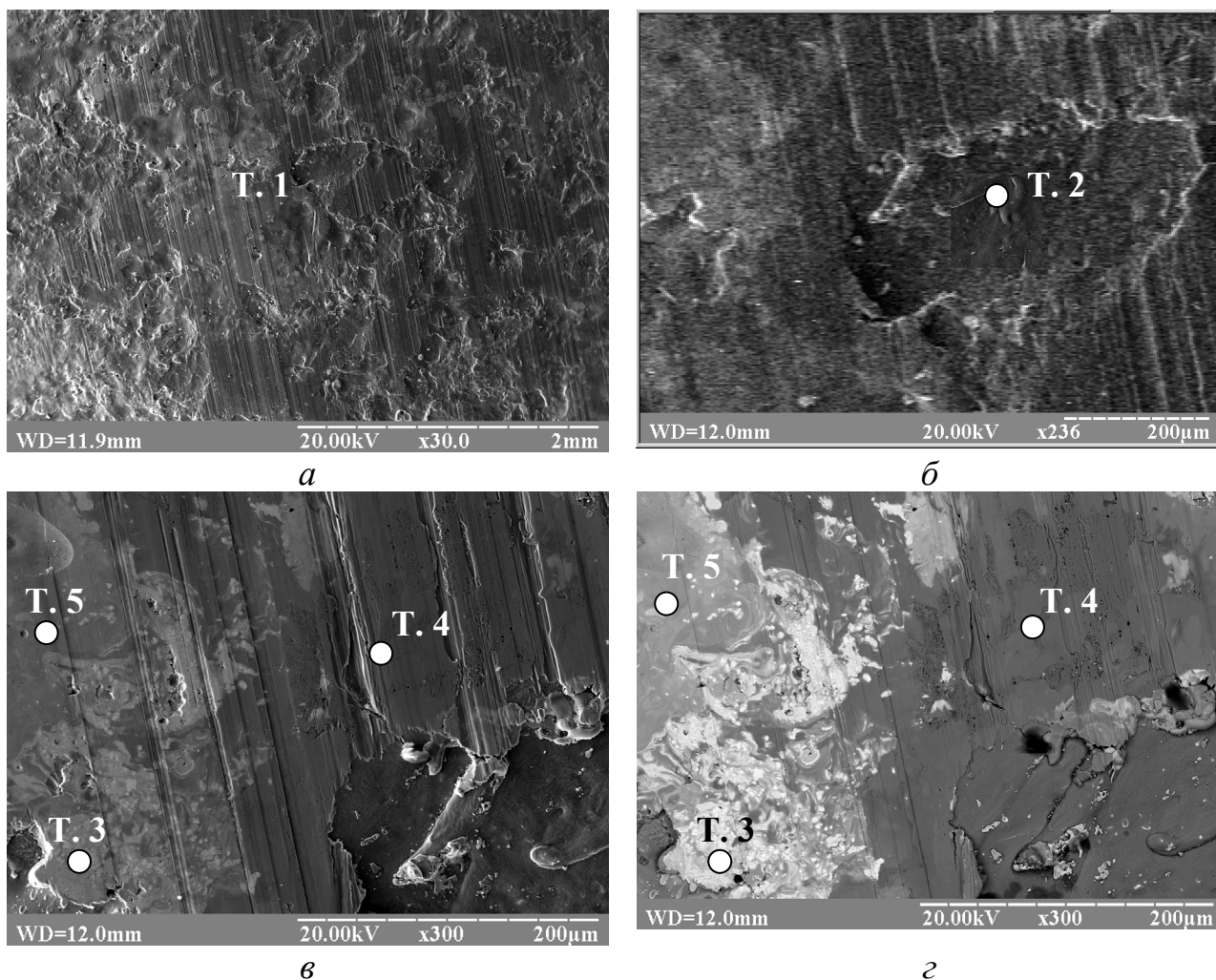


Рисунок 6.4 – Мікрофотографії поверхні тертя електроіскрового покриття VK8+M в умовах граничного мащення: *а* - загальний вигляд поверхні тертя; *б, в* – дискретна ділянка; *г* - контрастний знімок

Таблиця 6.1 – По-елементний склад поверхні тертя електроіскрового покриття по характерним точкам і зі всієї поверхні

Точки аналізу (дільниця) на поверхні тертя	Елемент, %					
	C	N	Cr	Fe	Co	W
T. 1	1,44	0,52	0,45	68,32	3,03	26,24
T. 2	0,24	0,29	0,23	97,34	0	1,91
T. 3	0	0	0,13	21,12	6,8	71,94
T. 4	0,18	0,02	0	99,32	0	0,47
T. 5	0,44	0,16	0,05	58,2	3,79	37,37

Чорна зона (додаток В, рис. В4, див. рис. 6.4, в, з, Т4) і зона, яка знаходиться в середині мікрозаглибин (додаток В, рис. В2, див. рис. 6.4 в, г, Т2), за хімічним складом майже однакові. Основним елементом у цих зонах є залізо - матеріал основи. Основою сірої зони (додаток В, рис. В5, див. рис. 6.4, в, з, Т5) є залізо (58,2%), вольфрам (37,37%) і кобальт (3,39%). Як і у ТЛП, мікрозаглибини електроіскрового покриття ВК8+М будуть відігравати роль резервуарів для зберігання мастильного матеріалу, який буде використовуватися для відновлення мастильної плівки, а також будуть забезпечувати видалення продуктів зношування з поверхні тертя. Висока зносостійкість також буде залежати від здатності кобальту утримувати частки карбиду вольфраму на поверхні тертя. В сукупності ці процеси і будуть визначати зносостійкість електроіскрового покриття в умовах граничного мащення.

У ДД будуть зберігатися мастильні матеріали, які використовуються для відновлення граничної мастильної плівки при її руйнуванні в місцях трибоконтракту. Механізм мастильного дії в напрямку самоорганізації мастильних плівок дискретних поверхонь вивчений недостатньо. Уявлення про механізм граничного мащення різноманітні, але більшість дослідників дотримуються думки, що при граничному терті велике значення відіграють процеси руйнування і відновлення мастильної плівки в точках контакту, причому швидкість відновлення повинна бути не нижче швидкості руйнування [167, 204].

Швидкість відновлення мастильної граничної плівки залежить від механізму подачі мастила на поверхню тертя, який обумовлений дифузією, змочуванням поверхні і розтіканням рідкого мастила. Крагельський І.В. відводить велику роль у цих процесах мікротопографії поверхні тертя і особливо шорсткості: «... чим гладкіша поверхня, тобто протяжні плями контакту, тим більш тривалий час необхідно для змочування плями». Тому мозаїчна структура ТЛП забезпечить високу швидкість змочування місць фактичного контакту трибосполучень, а відповідно і процес відновлення граничної мастильної плівки.

Розглянемо фізичну модель окремої ДД з мастильним матеріалом (рис. 6.5). В процесі тертя, при обертанні контрзразка 3, на будь-яку частинку рідини 2 в ДД при її відносній рівновазі діють масові сили

$$\vec{F}_i + \vec{F}_n = \vec{G}, \quad (6.1)$$

де \vec{G} – сила тяжіння;

\vec{F}_i - відцентрова (інерційна) сила;

\vec{F}_n - сила поверхневого натягнення.

Сила тяжіння, що діє на частинки мастильного матеріалу дорівнює масі тіла m , помноженої на прискорення вільного падіння, $g \approx 9,8 \text{ м/с}^2$:

$$G = mg, \quad (6.2)$$

Крім того, на кожен частинку мастильного матеріалу у ДД при обертання контрзразка 3 (див. рис. 6.5) з постійною кутовою швидкістю ω буде діяти інерційна сила:

$$dF_i = m \cdot \omega \cdot dr = 2\pi \cdot \rho \cdot h \cdot r \cdot \omega \cdot dr, \quad (6.3)$$

де ω – кутова швидкість обертання дискретної ділянки, рад/с.;

r – відстань частинки від осі обертання, м;

h – висота підйому частинки мастильного матеріалу, м;

ρ – щільність мастильного матеріалу, кг/м³.

Також на кожен частинку мастильного матеріалу у ДД буде діяти сила поверхневого натягнення

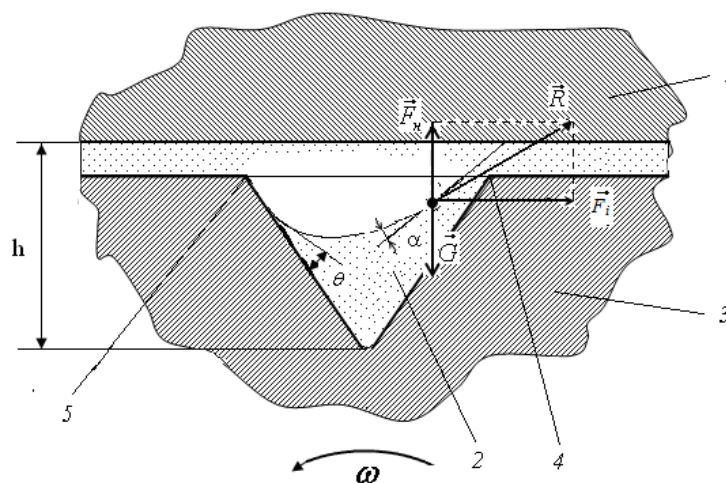
$$dF_n = 2\pi\sigma dr \cos\theta, \quad (6.4)$$

де σ – коефіцієнт поверхневого натягу, який показує, чому дорівнює надлишкова енергія поверхневого шару рідини одиничної площі, Н/м.

При повному змочуванні $\theta=0$, $\cos\theta=1$. У цьому випадку

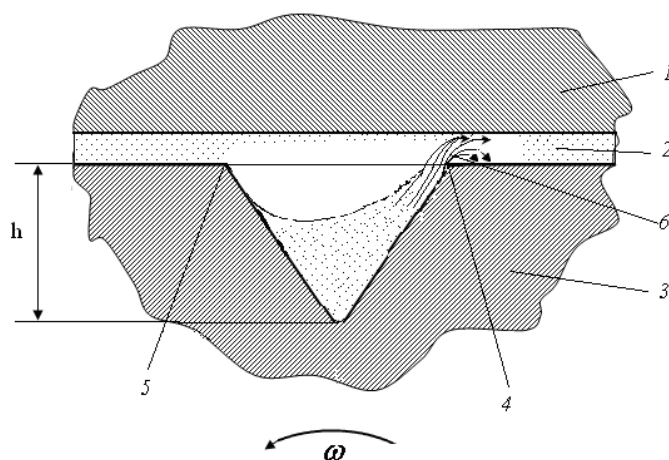
$$dF_n = 2\pi\sigma dr. \quad (6.5)$$

Поверхня нерухомого зразка 1 буде постійно змащуватись потоком мастильним матеріалом 6 (рис. 6.6), що зберігається у ДД, під дією результуючої сили R , яка притягує частинку рідини до задньої кромки 4, забезпечуючи регенерацію граничної



- 1 - зразок;
- 2 - мастильний матеріал;
- 3 - контрзразок;
- 4 - задня кромка;
- 5 - передня кромка

Рисунок 6.5 – Обертання лунки з мастильним матеріалом



- 1 - зразок;
- 2 - мастильний матеріал;
- 3 - контр зразок;
- 4 - задня кромка;
- 5 - передня кромка;
- 6 - потік мастильного матеріалу

Рисунок 6.6 – Схема руху мастильного матеріалу в процесі граничного тертя

мастильної плівки на поверхні трибоконтакту. Результиуюча сила буде складатися із сил поверхневого натягу рідини і відцентрової (інерційної) сили. Сила тяжіння окремої частинки мастильного матеріалу настільки мала, що ми їй нехтуємо.

Тоді

$$dR = dF_i + dF_n. \quad (6.6)$$

Підставляючи у 6.6 формули 6.3 і 6.5 отримаємо

$$dR = 2\pi \cdot \rho \cdot h \cdot r \cdot \omega \cdot dr + 2\pi\sigma dr. \quad (6.7)$$

Інтегруючи рівняння отримаємо

$$R = \pi(\rho \cdot h \cdot \omega \cdot r^2 + 2\sigma). \quad (6.8)$$

Результиуюча сила зростає пропорційно радіусу r , висоті підйому частинки мастильного матеріалу h і кутової швидкості обертання ДД.

Таким чином, поряд з достатньою маслоємністю ДД діюча результиуюча сила буде забезпечувати високу швидкість розтікання масла на ділянках фактичного трибоконтакту у міжлунковому просторі, пришвидшувати процес регенерації граничної мастильної плівки, яка визначається часом адсорбційного заповнення розривів її ділянок. Ці процеси покращують триботехнічні характеристики тертя і сприяють зниженню зносу контактуючих поверхонь.

Необхідно відмітити, що у міжлунковому просторі дискретної поверхні навантаження сприймається великою кількістю вершин контактуючих мікронерівностей. При високій якості обробки поверхні щільність розташування мікронерівностей надзвичайно висока і одночасно в контакт вступають приблизно 100–1000 мікронерівностей на 1 мм. При вказаній щільності розташування мікронерівностей тривалість існування температурного спалаху складає 10^{-1} – 10^{-8} сек. (при швидкості тертя 10 м/с) [640].

Таким чином, виникнення різкого перепаду температур у ДД і на поверхні трибоконтакту буде забезпечувати відведення тепла із зони тертя не тільки у

основний матеріал, але і ДД запобігаючи інтенсифікації процесів руйнування поверхневого шару контактуючих поверхонь. Це підтверджується експериментальними дослідженнями температури в зоні тертя досліджуваних трибосполучень. Для розглядаючих пар тертя температура в зоні контакту лежить в межах 70–90 °С (рис. 6.7). Найбільша температура спостерігається у пар з суцільними покриттями, найменша температура - у дискретних поверхонь.

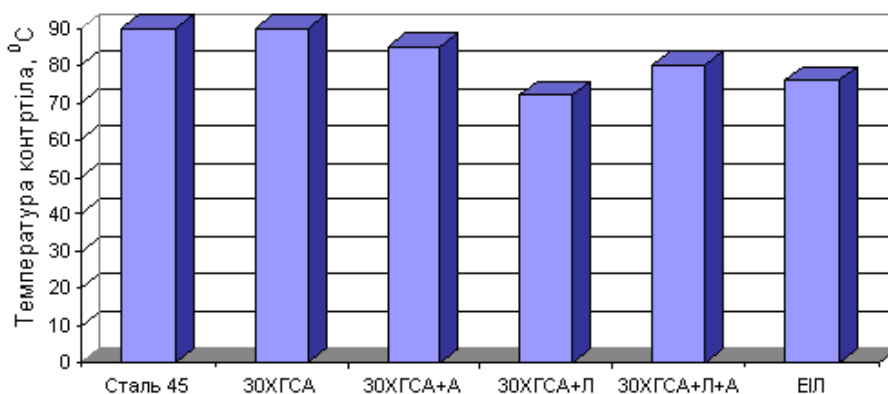


Рисунок 6.7 – Величина температури трибоконтакту в умовах граничного мащення (шлях – 2000 м, швидкість ковзання 0,625 м/с, питоме навантаження 10,0 МПа, середовище – індустріальне масло И-20А)

6.2 Вплив магнітних явищ на зносостійкість текстурованих лункових поверхонь

6.2.1 Механізм вилучення продуктів зношування

Тертя та зношування машин і механізмів супроводжуються складністю процесів і явищ, які відбуваються в тонких поверхневих шарах трибосполучень. Поряд з традиційними процесами (перетворення енергії, утворення і руйнування вторинних структур) виникають процеси збудження електричних і магнітних полів та ін. Ці фактори відіграють важливу роль у процесах тертя та зношування, врахування яких дозволить систематизувати результати фізико-механічних і трибологічних

досліджень дискретних поверхонь, найбільш повно врахувати всі властивості елементів вузлів тертя і всі взаємозв'язки між властивостями цих елементів. Особливо це важливо для розвитку теоретичних основ трибології, оскільки воно дозволяє об'єднати різні наукові і технічні дисципліни.

На рис. 6.8 представлені результати досліджень індукції магнітного поля поверхні з ДД. Експериментальними дослідженнями встановлено, що на кромках ДД індукція магнітного поля різко збільшується і в залежності від пари контакту на 10–26% вища, у порівнянні з індукцією магнітного поля у між лунковому просторі, яка становить 44–65 мТл. Поза межами кромки (у дискретній ділянці) величина індукції магнітного поля різко зменшується до 13–17 мТл.

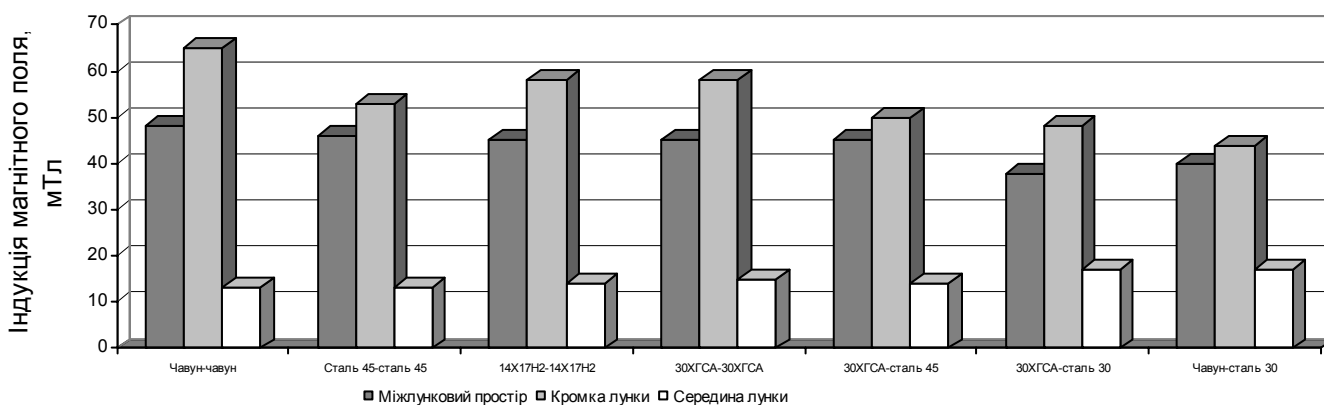


Рисунок 6.8 – Залежність індукції магнітного поля на поверхні контакту зразків з ДД від матеріалу контактуючих пар

Загальна картина розподілу індукції магнітного поля на поверхні ДД представлена на рис. 6.9 а. Інша картина спостерігається в процесі зношування ДД, коли кромки поступово згладжуються. В результаті досліджень встановлено, що величина індукції магнітного поля на зношених кромках падає до величини індукції магнітного поля між лункового простору (рис. 6.9 б).

Встановлено закономірності впливу магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування в умовах граничного мащення, суть якого полягає у тому, що в результаті силової взаємодії між магнітним полем частинки продуктів зношування і магнітним полем кромки ДД, яке набагато перевищує магнітне поле продуктів зношування і шорсткості поверхні тертя, утворюється неоднорідне результуюче

поле, що призводить до виникнення пондеромоторної сили, яка діє на частинку зношування і спрямовує її в бік більшої індукції магнітного поля кромки ДД. Таким чином, пондеромоторна сила в магнітному полі являє собою силу, що діє на частинку, яка утворюється в процесі тертя, в неоднорідному магнітному полі [635, 642].

Пондеромоторна сила складається з горизонтальної і вертикальної складових намагніченості [636]

$$F_{II} = I_x \frac{dH}{dx} + I_y \frac{dH}{dy}, \quad (6.9)$$

де I_x, I_y – горизонтальна і вертикальна складова намагніченості;

$\frac{dH}{dx}$ і $\frac{dH}{dy}$ - градієнти неоднорідного магнітного поля по горизонтальній X і вертикальній Y осях.

Так як горизонтальна складова намагніченості набагато менша вертикальної, то нею нехтуємо. Тоді з урахуванням маси частинки продуктів зношування m та її магнітної сприйнятливості χ_m пондеромоторна сила буде дорівнювати

$$dF_{II} = m\chi_m H_{II} \frac{dH_{II}}{dy}. \quad (6.10)$$

Після інтегрування отримаємо

$$F_{II} = m\chi_m \frac{H_{II}^2}{2}. \quad (6.11)$$

Таким чином, пондеромоторна сила, яка діє на продукти зношування, буде прямо пропорційна половині квадрату еквіпотенціального магнітного поля рівного потенціалу кромки ДД.

Кожна частинка продуктів зношування у магнітному полі буде направлена до вершини кромки ДД більшою віссю (рис. 6.10 б), яка має більшу намагніченість. Більшість частинок будуть концентруватися біля передньої кромки, у порівнянні з задньою, відповідно до напрямку обертання контрзразка. Це пояснюється дією результуючої сили R на потік мастильного матеріалу 4 , який обмежує концентрацію

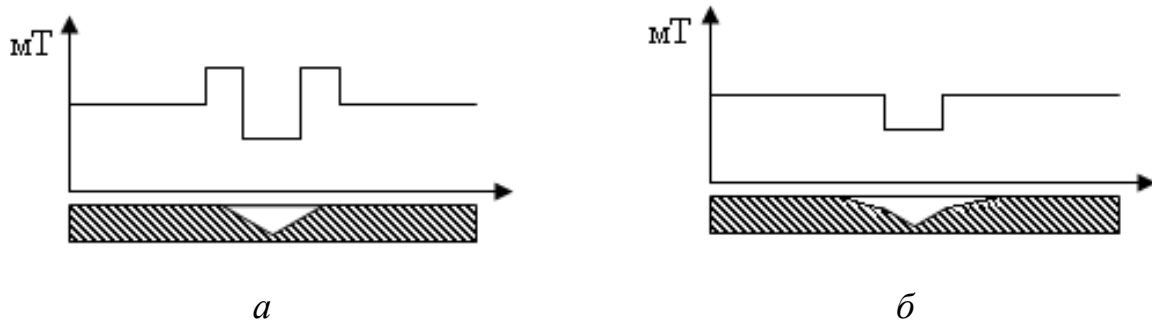
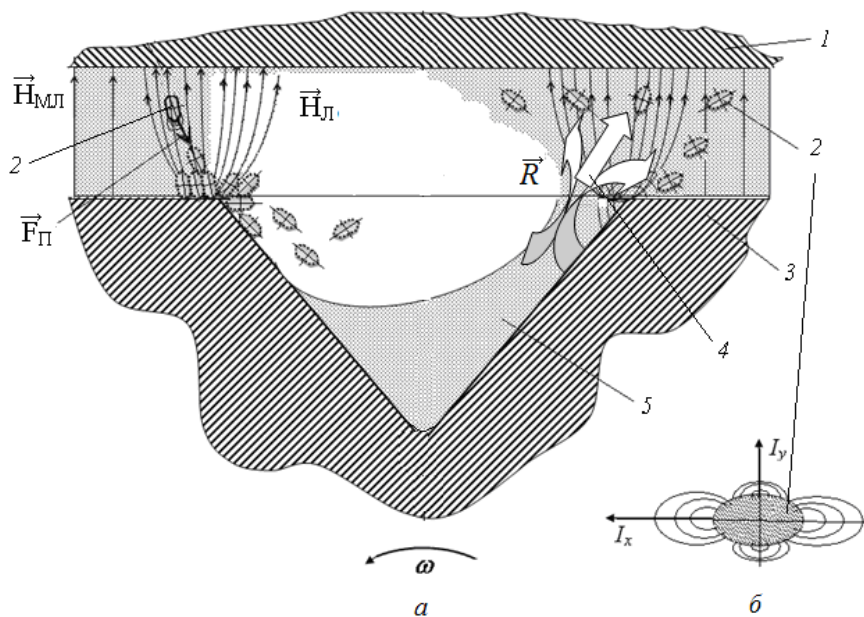


Рисунок 6.9 – Загальна картина зміни величини індукції магнітного поля на поверхні ДД: *a* - вихідний розмір ДД; *б* - після зношування кромки ДД



1- зразок;

2- частинка продуктів зношування;

3- контрзразок;

4- потік мастильного матеріалу під впливом результуючої сили;

5- мастильний матеріал;

I_x і I_y – горизонтальна і вертикальна складова намагніченості;

$H_{кр}$ - екіпотенціальні поля рівного потенціалу кромки ДД;

$H_{МЛ}$ - екіпотенціальні поля рівного потенціалу міжлуночного простору

Рисунок 6.10 – Фізична модель впливу магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування у ДД в умовах граничного мащення: *a* - ДД; *б* - окрема частинка продуктів зношування

продуктів зношування біля задньої кромки ДД, переміщуючи частину їх до передньої кромки і у середину ДД. Це призводить до більшого зношування вершини передньої кромки ДД, у порівнянні з задньою. Цей факт підтверджується фрактографічними дослідженнями поверхні тертя ДД (див. рис. 6.2, *a*).

При зношуванні кромки ДД силові лінії магнітного поля зменшуються до величини індукції магнітного поля у між лунковому просторі і продукти зношування в подальшому переміщуються всередину ДД за рахунок інерційної сили. Ці процеси дозволяють усунути ймовірність появи у зоні тертя критичних навантажень і температур та запобігатимуть виникненню недопустимих процесів пошкодження поверхневого шару у між лунковому просторі в місцях фактичного контакту, що в сукупності покращує триботехнічні характеристики пар тертя та збільшує ресурс усієї трибосистеми [649, 661].

6.2.2 Дипольно-орієнтаційна поляризація молекул мастильного матеріалу при одночасному впливу магнітного поля і температури

Явища, що протікають на поверхні деталей машин і механізмів, як правило, мають вирішальний вплив на забезпечення їх надійності та тривалої експлуатації. Від здатності мастильного матеріалу утворювати на твердій поверхні стабільний мастильний шар і швидко відновлювати його в разі руйнування залежить швидкість зносу деталей машин і механізмів.

При впливі магнітного поля на мастильний матеріал, яке створюється кромками ДД, відбувається дипольно-орієнтаційна поляризація молекул мастильного матеріалу в межах границь впливу $\vec{B}_{кр}$ за рахунок поглинання енергії магнітного поля молекулами мастильного матеріалу (рис. 6.11). Будучи діамагнетиком, в електронних оболонках атомів молекул (в силу явища електромагнітної індукції), виникають індукційні струми. Створений цими струмами, індукційний магнітний

момент, згідно з правилом Ленца, направлений протилежно магнітному полю $\vec{B}_{кр}$. Індукція магнітного поля молекул масла $\vec{B}_{мм}$, створювана цими струмами, буде послаблювати магнітне поле $\vec{B}_{кр}$ (рис. 6.12). Тому сумарне магнітне поле в об'ємі мастильного матеріалу характеризується вектором магнітної індукції і буде дорівнювати

$$\vec{B} = \vec{B}_{кр} - \vec{B}_{мм} = \mu_0 \vec{H}_{кр} - \mu_0 \vec{J}, \quad (6.12)$$

де $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ Гн/м – магнітна постійна;

$\vec{B}_{кр}$ – індукція магнітного поля кромок ДД;

$\vec{B}_{мм}$ – індукція магнітного поля молекул мастильного матеріалу;

$\vec{H}_{кр}$ – вектор напруженості магнітного поля кромок ДД;

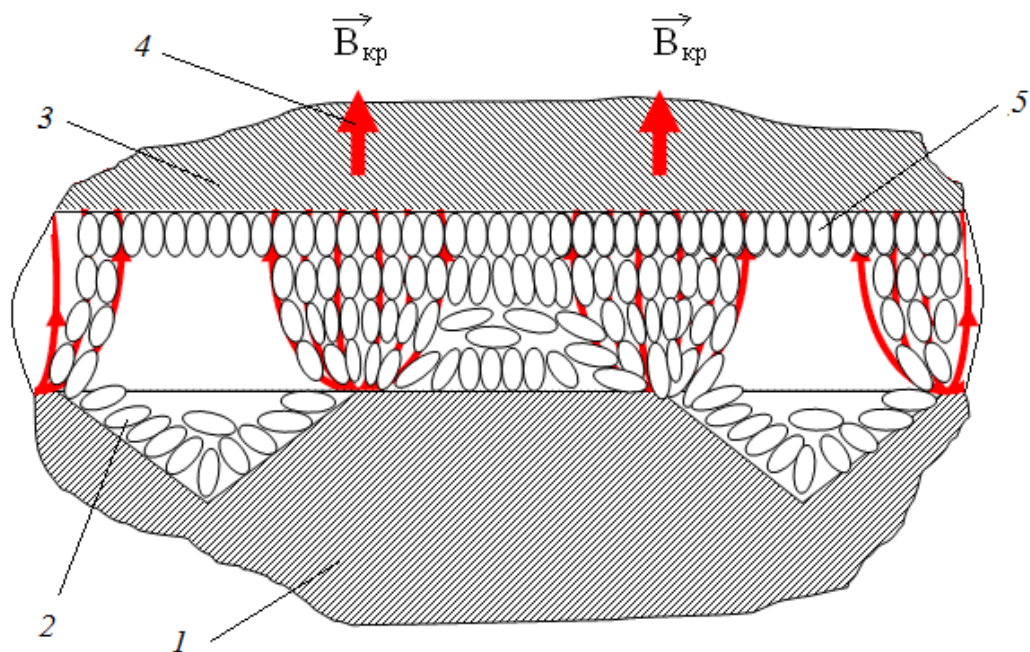
\vec{J} – вектор намагніченості молекул мастильного матеріалу.

З урахуванням, що $\vec{J} = \vec{H}_{кр} \chi$, індукцію можна пов'язати з напруженістю співвідношенням

$$\vec{B} = \mu \mu_0 \vec{H}_{кр} = \vec{H}_{кр} (1 + \chi), \quad (6.22)$$

де $\mu = 1 + \chi$ – магнітна проникність молекул мастильного матеріалу, яка показує, у скільки разів індукція магнітного поля в мастильному матеріалі відрізняється від індукції цього ж поля на кромках ДД.

У разі виходу за межі магнітного поля $\vec{B}_{кр}$ в процесі тертя молекули мастильного матеріалу зберігають енергію свого магнітного поля. Як відомо, період релаксації енергії протона водню, після зняття магнітного поля, становить близько 10^3 – 10^4 сек., а у електрона - сота частка секунди (енергія віддається решітці). Протон, за рахунок надтонкої взаємодії, передає енергію електрону, швидкість його обертання навколо атома водню зростає, збільшуючи індукцію магнітного поля. Це призводить до того, що процеси регенерації граничної плівки у між лунковому просторі відбуватимуться при менших витратах енергії.



- 1- трибоповерхня 1;
- 2- молекули мастильного матеріалу;
- 3- трибоповерхня 2;
- 4- вектор магнітної індукції кромки ДД;
- 5- шар адсорбованих молекул

Рисунок 6.11 – Дипольно-орієнтаційна поляризація молекул мастильного матеріалу при дії магнітного поля, створеного кромками ДД

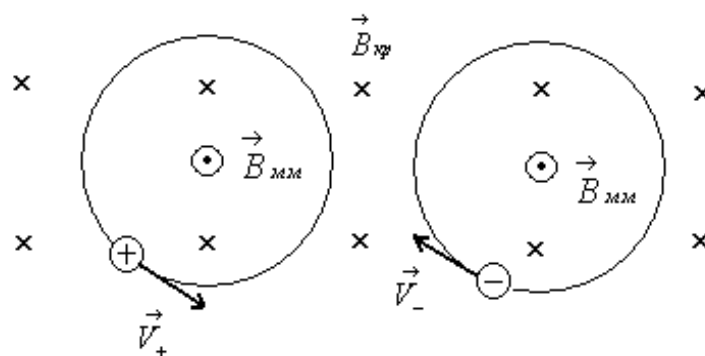
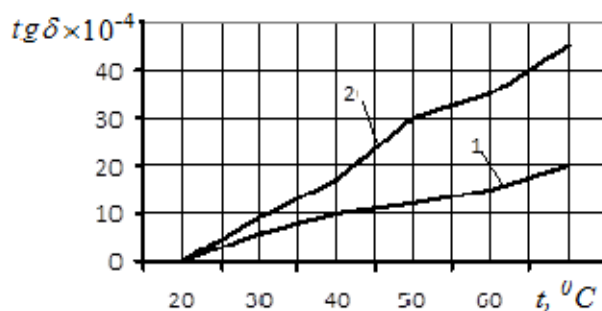


Рисунок 6.12 – Напрямок векторів індукції магнітних полів $\vec{B}_{кр}$ і $\vec{B}_{мм}$

Для підтвердження цього висновку були проведені дослідження впливу температури і магнітного поля на тангенс кута діелектричних втрат (рис. 6.13).



1 - $tg \delta$,

2 - $tg \delta$ після впливу магнітного поля

Рисунок 6.13 – Залежність тангенса кута діелектричних втрат мінерального масла МК-8 від температури і магнітного поля [646, 648]

Після впливу магнітного поля діелектричні втрати (рис. 6.13, крива 2) при кімнатній температурі залишаючись практично незмінними. Подальше зростання температури мастильного матеріалу призводить до швидкого збільшення тангенса кута діелектричних втрат в 1,8 рази, у порівнянні з діелектричними втратами мастильного матеріалу, не підданого впливу магнітного поля (рис. 6.13, крива 1), за рахунок формуванням іон-радикальних комплексів і комплексів з переносом заряду, що сприяє збільшенню релаксаційних втрат за рахунок збільшення числа дипольних молекул і слабо зв'язаних іонів. Це можна пояснити тим, що при підвищенні температури молекули мастильного матеріалу набувають теплову енергію (W_T) і отримують можливість орієнтуватися в магнітному полі, яке створюється кромками дискретних ділянок ($W_{кр}$) завдяки тому, що $W_{кр} > W_T$.

Таким чином, при впливі магнітного поля на мастильний матеріал, яке створюється кромками ДД, відбувається дипольно-орієнтаційна поляризація молекул мастильного матеріалу завдяки тому, що $W_{кр} > W_T$. В результаті збільшується кількість діаманітних молекул мастильного матеріалу на поверхні трибоконтакту, утворюється стабільний мастильний шар і менше енергії необхідно витратити на регенерацію граничних мастильних плівок, що позитивно впливає на

зносоустійкість поверхневого шару деталей з ТЛП. Необхідно відмітити, що вищезгадані процеси зберігають свою активність в процесі тертя при виході молекул мастильного матеріалу за межі дії магнітного поля, створене кромками ДД.

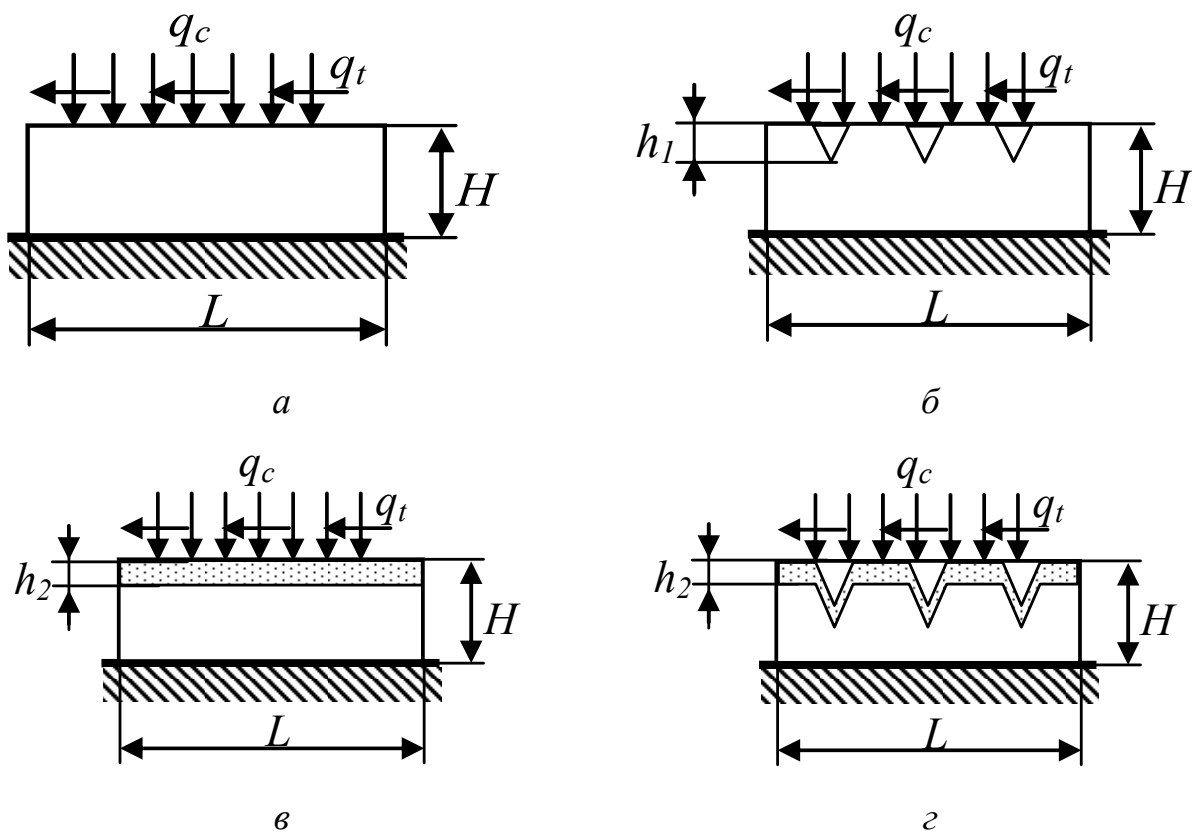
6.3 Напружено-деформований стан поверхневого шару трибоконтакту

Умови роботи трибосполучення впливають на НДС поверхневого шару трибоконтакту. Для виявлення впливу зазначених факторів було побудовано СЕМ, яка відтворює НДС стан зразка під дією зовнішнього навантаження. Для спрощення розрахунку розглядали частину моделі, яку розбивали на гексагональні СЕ. Розмір СЕ складав 75–140 мкм. Для моделі без ДД кількість вузлів складало 44590, елементів – 39936, для моделі з ДД – 49966 і 46176 відповідно. Прикладення зусиль та закріплення СЕМ відповідає схемі зображеній на рис. 6.14.

Основа моделі закріплена жорстко, а на поверхні діє результуюче навантаження від дотичної та нормально прикладеного розподіленого навантаження. Для відтворення однакового рівня навантаження усіх моделей, поверхневі вузли кожної з них були асоційовані із поверхнею, побудованою за чотирма точками, до якої прикладались розподілене навантаження стиску ($q_c=1000 \text{ Н/м}^2$) на поверхні фрикційного контакту та дотичне навантаження ($q_t=100 \text{ Н/м}^2$). Прийняті позначення на рис. 6.10: $H=2 \text{ мм}$, $L=8 \text{ мм}$, $h_1=300 \text{ мкм}$, $h_2=150 \text{ мкм}$, відстань між ДД – 2 мм.

Як видно з рис. 6.15, прикладення більш значного нормального навантаження, у порівнянні з дотичним, приводить до незначного нахилу результуючого навантаження до поверхні елемента, який розглядається. Властивості матеріалу основи і азотованого шару наведені в табл. 2.3.

Після розрахунку отримали розподіл еквівалентних напружень по об'єму моделі і продубльовані напруження у вигляді ізоповерхонь - поверхонь з однаковим рівнем напружень (рис. 6.16). Аналіз отриманих моделей показав, що розподіл еквівалентних напружень в них має неоднозначний характер. У вихідній моделі



q_c – розподілене навантаження стиску;

q_t – дотичне навантаження;

L - ширина ділянки моделі;

H – висота ділянки моделі;

h_1 – глибина ДД;

h_2 – товщина покриття

Рисунок 6.14 – Схематичне прикладення навантаження до моделей: a –

$30XГСА_{заг}$; $б$ – $30XГСА+Л$; $в$ – $30XГСА+A$; $г$ – $30XГСА+Л+A$;

(30ХГСА) по об'єму зразка деформаційні процеси проходять рівномірно. При нанесенні ДД (30ХГСА+Л) рівномірність суттєво порушується.

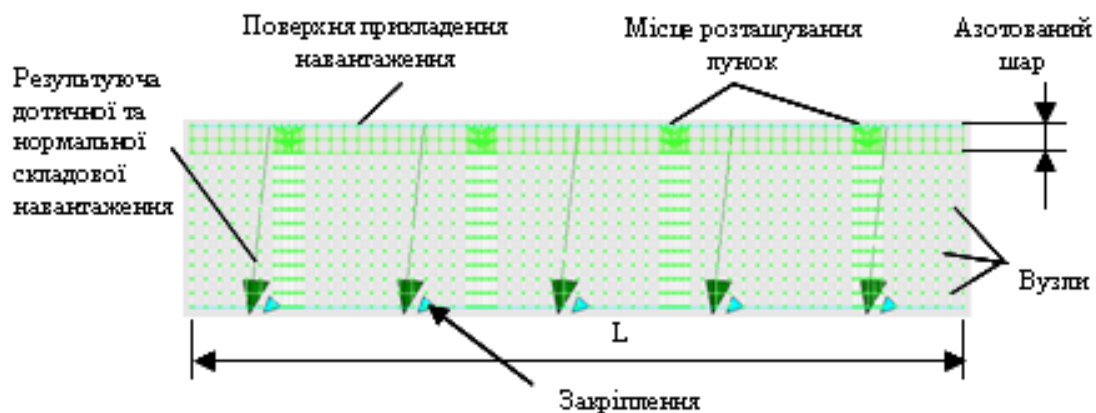


Рисунок 6.15 – Закріплений елемент для розрахунку напруженого стану під дією зовнішнього навантаження

Наведені результати розрахунку дають загальну картину НДС елемента у заданих умовах навантаження і закріплення, яка свідчить про незначний вплив наявності ДД на напруження в елементі. Більш значний вплив на напружений стан справляє азотування поверхні: наявність поверхневого шару з фізико-механічними властивостями, які відрізняються від основи в бік більш високих характеристик опору деформуванню, призводить до перерозподілу напружень з більшим їх зосередженням у азотованому шарі.

На рис. 6.17 результати розрахунку елемента, конкретизовані для його поверхні по довжині поблизу ДД: на верхніх рисунках наведено розподіл відносних еквівалентних напружень за Мізесом по об'єму елементів з ДД і без ДД і лініям на поверхні, за якими на нижньому рисунку наведено розподіл напружень. Проведений аналіз розрахованих еквівалентних напружень дозволив встановити, що, як і було відзначено вище, їх найменший рівень в поверхневих шарах спостерігається у вихідного зразка та такого ж зразка з ТЛП.

Про наявність ДД на поверхні тертя свідчить незначне зниження напруження в місцях їх розташування за рахунок їх перерозподілу (на рис. 6.13 помітно у вигляді незначних провалів на графіках для зразків з ТЛП). При цьому, криві розподілу

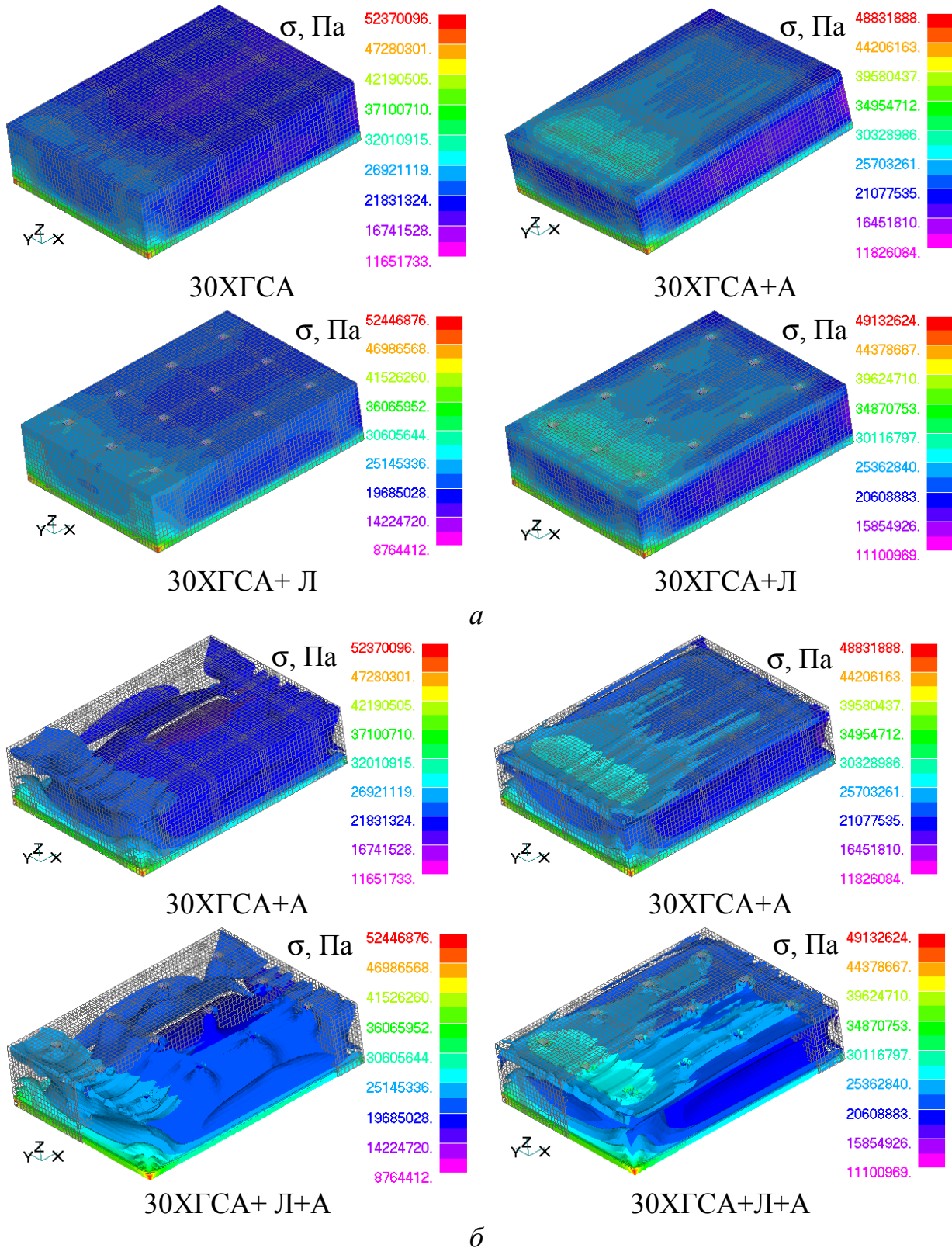


Рисунок 6.16 – Моделі розподілу еквівалентних напружень (а) і еквівалентних напружень у вигляді ізоповерхонь (б) при інтенсивності контактної навантаження $q_c=1000 \text{ Па/м}^2$ $q_t=100 \text{ Па/м}^2$

відносних напружень для азотованих поверхонь лежать вище від не азотованих, що пов'язано з прийняттям на себе більшої частки навантаження азотованим шаром у відповідності з більш високими характеристиками міцності. Незначне підвищення і падіння відносних еквівалентних напружень для всіх розрахованих випадків на ділянці $L \approx (0 \dots 0,003)$ м пов'язано з умовами закріплення елемента та напрямком поверхневого навантаження, хоч більша частина поверхні ($L \approx 0,003 \dots 0,008$ м) навантажена рівномірно.

Результати, подібні до приведених на рис. 6.16, продемонстровані на рис. 6.18 для шару матеріалу на глибині від поверхні, яка перевищує товщину азотованого шару (положення шару відзначено на верхніх рисунках для елементів без ДД і з ДД). Характер графіків відображає картину, подібну до розподілу у поверхневому шарі елемента з тою різницею, що напруження в елементах з азотованим шаром і без нього майже вирівнюються, а величина напружень на ділянці їх рівномірного розподілу знижується на $\sim (8 \dots 24)\%$.

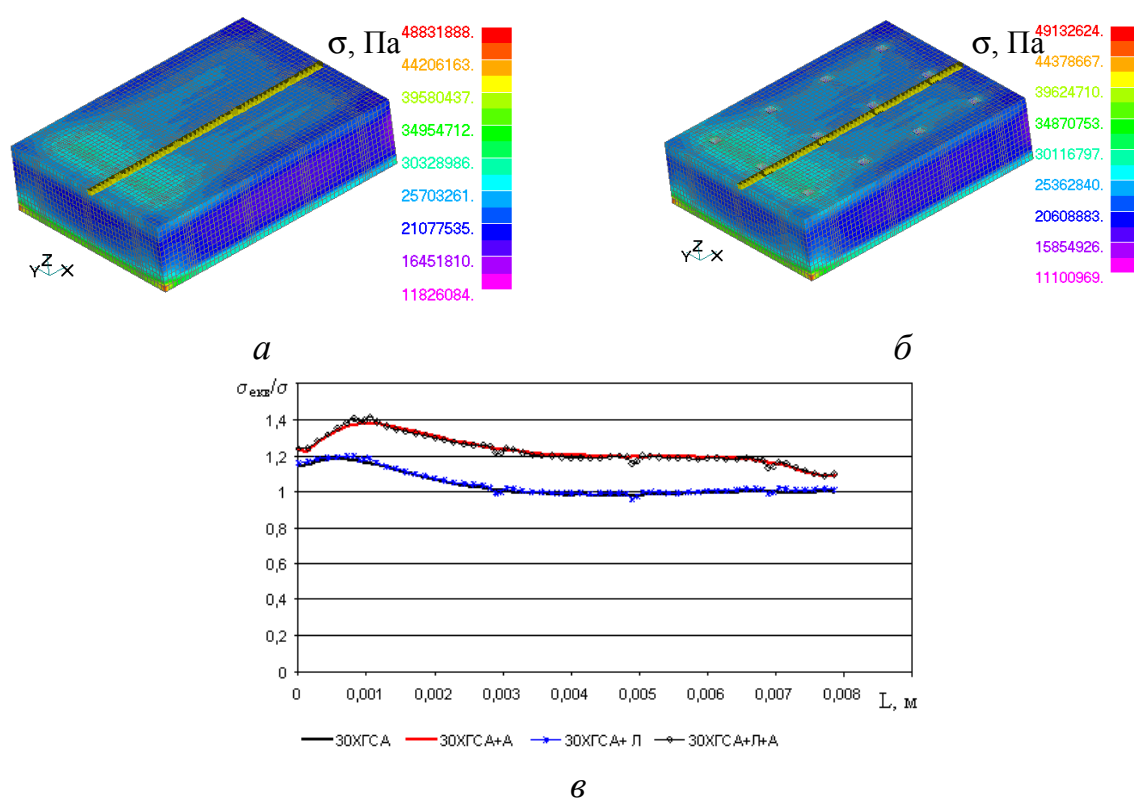


Рисунок 6.17 – Еквівалентні напруження в елементі (а, б) та графік розподілу відносних еквівалентних напружень (в) в поверхневому шарі елемента по його довжині (σ - максимальні напруження вихідного елемента) [641]

Як видно з графіків наявність ДД не суттєво впливає на розподіл напружень як на поверхні так і у внутрішньому шарі деталі. Більший вплив на розподіл напружень має азотування, в поверхневих шарах їх рівень на 18,3 % вищий (див. рис. 6.16, 6.18).

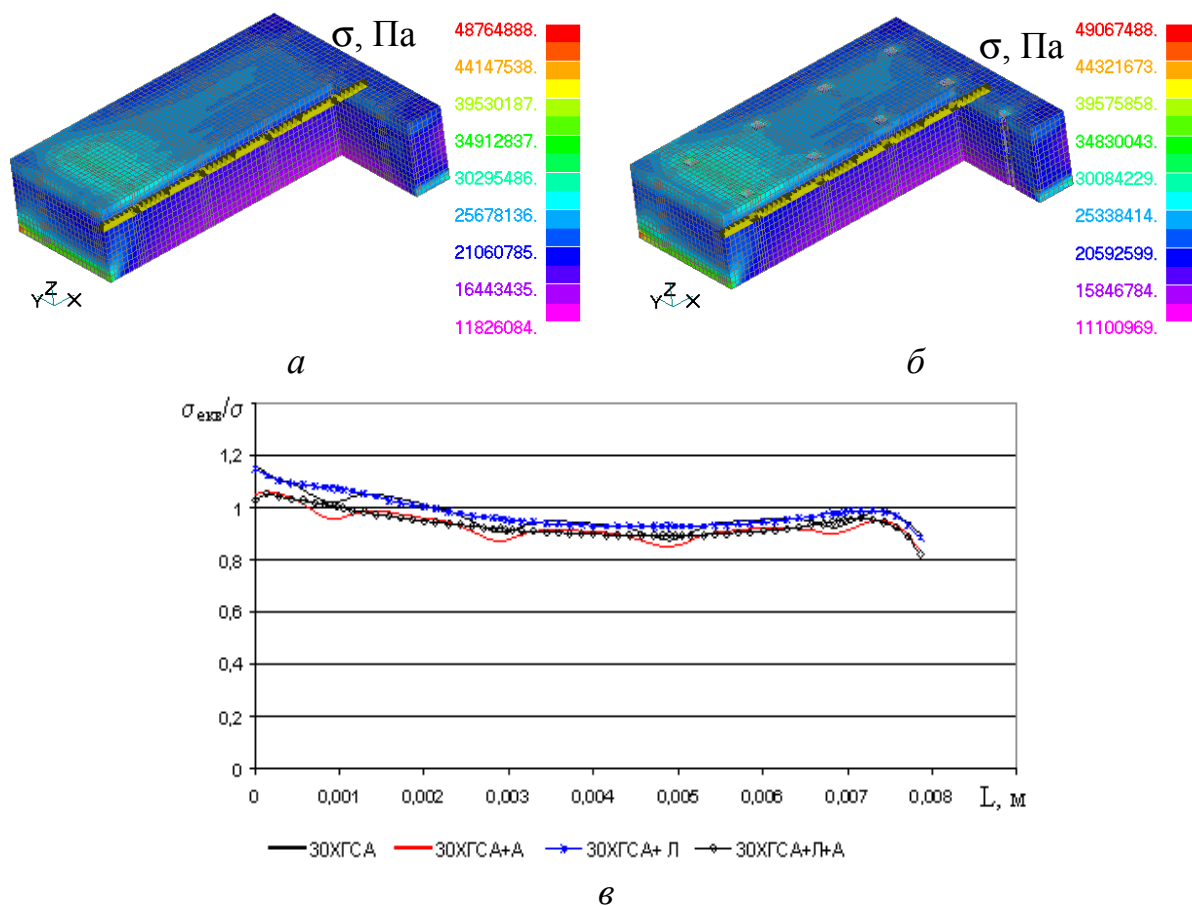


Рисунок 6.18 – Еквівалентні напруження в елементі (а, б) та графік розподілу відносних еквівалентних напружень (в) по довжині елемента в шарах деталі на глибині, що виходить за межі азотованого шару [641]

Зміцнення поверхневого шару методом ПТА як вихідної поверхні, так і дискретної приводить до збільшення рівня розподілу відносних еквівалентних напружень на 20–30% (див. рис. 6.16). Але оскільки границя міцності азотованого шару більша за границю міцності основного матеріалу, то вищий напружений стан в азотованому матеріалі не зменшує характеристик міцності деталі. Наявність ДД майже не впливає на напружений стан поверхневого шару, однак на віддалі від поверхні під ДД напруження зменшуються на 40%, що робить розвантаженим основний матеріал (див. рис. 6.17).

Розглядаючи напружений стан по глибині (товщині) елемента, видно (рис. 6.19), що між азотованою поверхнею та основним матеріалом є досить значний перепад напружень, приблизно 21–28%. Як видно з графіку, азотований шар розвантажує основний матеріал, який має меншу границю міцності, саме таким чином підвищуючи загальний ресурс усієї деталі (конструкції).

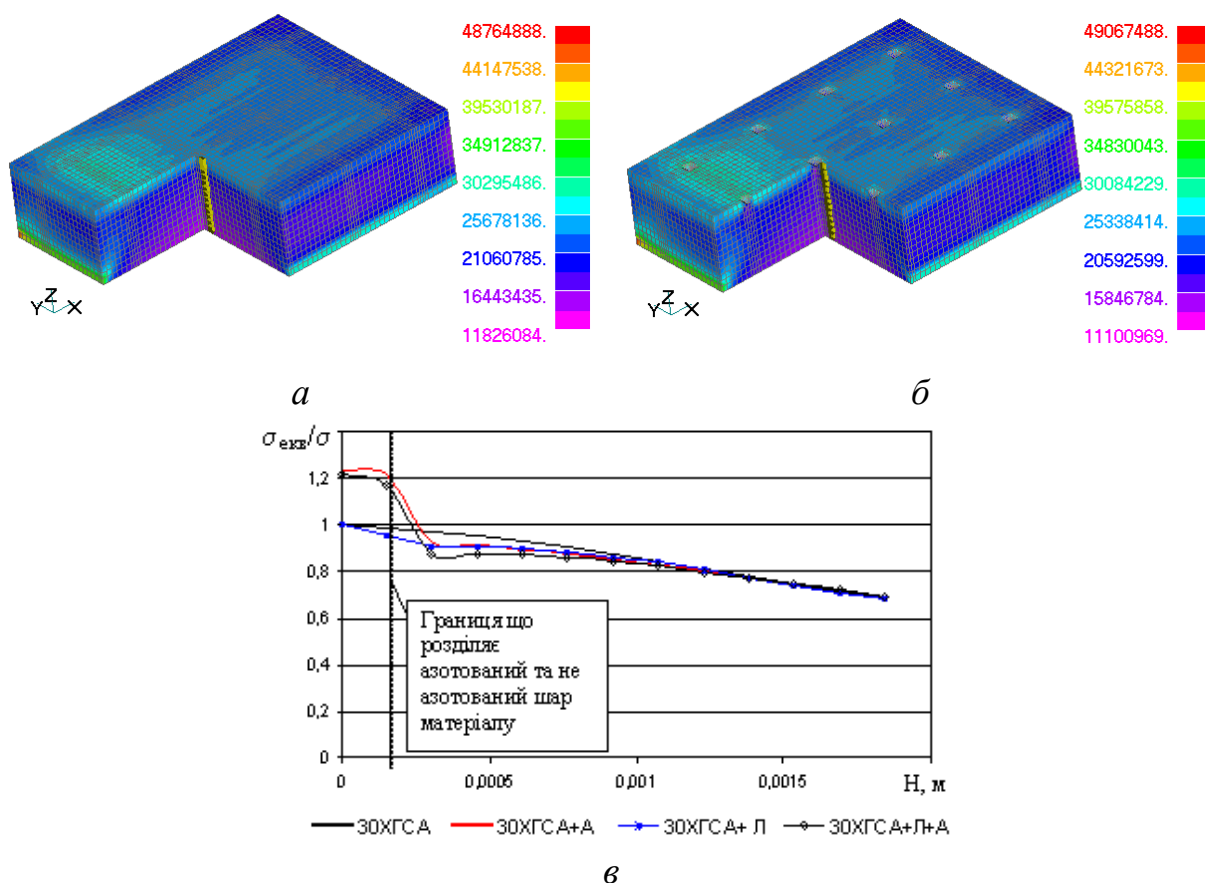


Рисунок 6.19 – Еквівалентні напруження в елементі (а, б) та графік розподілу відносних еквівалентних напружень (в) по глибині деталі вздовж осі Y (0 відповідає поверхні зразка) [641]

Експериментальні випробування на зносостійкість показали досить високу стійкість азотованих зразків з ТЛП без відшарування та когезійного розтріскування поверхневих шарів. Тому можна стверджувати, що перепад напружень, між основним матеріалом та азотованим шаром не зменшує характеристик міцності деталі в умовах трибоконтакту. Високу зносостійкість самого азотованого шару та стійкість проти розтріскування інтерфейсного шару, в якому зазвичай проходить

когезійне розшарування основи і покриття, очевидно, можна пояснити тим, що азотована модифікація поверхні не являє собою покриття основи іншим матеріалом з різко відмінними від неї властивостями. Як показано в табл. 3.8, спостерігається повільний перехід структурного складу азотованого шару з великим вмістом карбонітридних фаз безпосередньо на поверхні з поступовим їх зменшенням по глибині, що створює плавне зниження характеристик опору деформуванню і відсутність високих градієнтів зміни властивостей.

Про це також свідчать результати заміру твердості у різних підповерхневих шарах (див. табл. 3.7). Слід також відзначити, що результати розрахунку розподілу еквівалентних напружень по глибині елемента (див. рис. 6.14) одержані з допущенням, що механічні властивості азотованого шару однакові по всій його товщині і відповідають їх значенням на поверхні. У зв'язку з їх зниженням по глибині, пов'язаним зі зменшенням об'єму і складу карбонітридних фаз, припускається, що напруження від дії сил контакту і тертя у поверхневому азотованому шарі реально змінюються більш плавно, ніж це приведено на графіку (див. рис. 6.19).

6.4 Побудова математичних моделей за результатами експерименту

За результатами експерименту для визначення оптимального рельєфу дискретних ділянок на робочій поверхні з метою отримання найкращих триботехнічних характеристик було проведено статистичний аналіз та побудовано регресійної моделі залежностей критеріїв оптимізації Y_4 , Y_5 , Y_6 (табл. 6.2) від параметрів оптимізації (табл. 6.3).

Розрахунок моделей здійснювався за допомогою ППП ПРИАМ. В якості початкових даних використовувалися матриця планування (табл. 6.4) та результати експериментальних досліджень (табл. 6.5).

Таблиця 6.2 – Мета та обмеження критеріїв оптимізації

Назва критерію оптимізації	Мета	Позначення	Обмеження
Інтенсивність зношування	МІНІМУМ	Y_4	–
Коефіцієнт тертя	МІНІМУМ	Y_5	–
Температура	МІНІМУМ	Y_6	

Таблиця 6.3 – Фактори та рівні варіювання

№ з/р	Параметри оптимізації	Умовне позначення параметра	Межі варіювання				
1	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м	X_1	1,0–3,0				
2	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м	X_2	0,9	1,46	2,3	3,5	
3	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м	X_3	0,5–1,5				
4	Швидкість, м/с	X_4	0,63	0,94	1,25	1,88	2,5
5	Навантаження, МПа	X_5	0,5–10,0				

Після обробки результатів експериментальних досліджень були отримані математичні моделі, що описують залежність критеріїв оптимізації від конструктивно-технологічних факторів:

$$Y_6 = 1,44967 - 0,48044 x_2^3 x_3^3 - 0,3651 x_2^3 + 0,73227 x_1^2 x_3^2 x_4^2 - 0,717502 x_4^2 x_5^3 - 0,357329 x_1^3 x_2 - 0,2131 x_5^2 + 0,481778 x_1^3 x_2 x_5^2 - 0,102353 x_5;$$

$$Y_7 = 0,082851 + 0,020018 x_3^2 x_4^2 - 0,00270417 x_4 + 0,0166081 x_1^3 x_2 + 0,0117003 x_1^2 + 0,00481896 x_3^3 x_4^3 + 0,0228896 x_4^2 x_5^3 + 0,0124881 x_2^2 x_3 + 0,00424125 x_2^2 + 0,00212521 x_3^3;$$

$$Y_8 = 45,5552 + 13,8623 x_1^3 x_2^2 + 11,6702 x_2^3 x_3^3 - 14,9803 x_1^3 x_2^3 x_5 + 2,86996 x_1^2 x_2^3 + 3,36354 x_2^2 x_4^3 - 10,3417 x_2 x_4^2 x_5^3.$$

де Y_4 , Y_5 , Y_6 – математична модель інтенсивності зношування, коефіцієнта тертя, температури поверхні тертя ТЛП в кодованих значеннях.

Формули переходу від кодованих значень до натуральних:

$$x_1 = 0,941176 (X_1 - 1,9375);$$

$$x_1^2 = 2,13898 (X_1^2 - 0,0653595 X_1 - 0,467128);$$

$$x_1^3 = 3,87015 (X_1^3 - 0,155709 X_1^2 - 0,758681 X_1 + 0,042205);$$

$$x_2 = 0,651466 (X_2 - 1,965);$$

$$x_2^2 = 2,70973 (X_2^2 - 0,281174 X_2 - 0,349786);$$

$$x_2^3 = 6,11278 (X_2^3 - 0,424631 X_2^2 - 0,592662 X_2 + 0,0501795);$$

$$x_3 = 1,75824 (X_3 - 0,93125);$$

$$x_3^2 = 2,43562 (X_3^2 - 0,219543 X_3 - 0,369883);$$

$$x_3^3 = 5,85932 (X_3^3 - 0,297916 X_3^2 - 0,672558 X_3 + 0,0289887);$$

$$x_4 = 0,882759 (X_4 - 1,36719);$$

$$x_4^2 = 2,14799 (X_4^2 - 0,231237 X_4 - 0,30321);$$

$$x_4^3 = 6,34901 (X_4^3 - 0,457596 X_4^2 - 0,500286 X_4 + 0,0686342);$$

$$x_5 = 0,0326531 (X_5 - 29,375);$$

$$x_5^2 = 1,67507 (X_5^2 - 0,123544 X_5 - 0,279467);$$

$$x_5^3 = 3,78777 (X_5^3 - 0,296715 X_5^2 - 0,487673 X_5 + 0,0483956).$$

Отримані залежності перевірені на адекватність, відтворюваність і інформативність результатів за критеріями математичної статистики (2.5, 2.6, 2.12). Результати статистичного аналізу представлені в табл. 6.6. Результати повторних досліджень, що проведені в однакових умовах, перевірялися на статистичну відтворюваність за G – критерієм Кохрена (2.4). Для всіх регресійних залежностей $G_{\text{розр}} < G_{\text{табл}}$ при $\alpha = 0,05$. Тому, ступінь розсіювання результатів за рядками матриці планування однакова, а результати відтворені.

Перевірка гіпотези на адекватність отриманих моделей результатів експерименту проводилася з використанням F – критерію Фішера (2.13). Для одержання моделей при прийнятому рівні значимості $\alpha = 0,05$ $F_{\text{розр}} < F_{\text{табл}}$, тому модель адекватно відображає результат експерименту.

Оцінка якості отриманих математичних моделей проводилася шляхом визначення коефіцієнта множинної кореляції (2.11). Коефіцієнт множинної кореляції R показує величину статистичного зв'язку за рівнянням множинної

Таблиця 6.4. – План проведення експерименту

№ зразка	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3	Швидкість, м/с X_4	Питома навантаження, МПа X_5
1	2,0	1,46	0,8	1,25	3,0
2	1,5	2,3	0,5	0,625	4,5
3	2,5	0,9	1,1	1,875	1,5
4	1,0	2,3	1,5	1,875	5,0
5	2,5	0,9	0,8	0,625	2,0
6	1,5	1,46	1,1	2,5	1,0
7	3,0	3,5	0,5	0,9375	4,0
8	1,0	3,5	1,1	0,625	2,0
9	2,0	1,46	0,5	1,875	5,0
10	1,5	0,9	1,5	1,25	3,0
11	3,0	2,3	0,8	2,5	0,5
12	1,0	1,46	0,8	1,25	4,0
13	2,5	3,5	1,5	0,625	1,0
14	2,0	2,3	0,5	1,875	3,0
15	3,0	0,9	1,1	0,9375	6,0
16	1,0	2,3	0,8	1,25	1,5

Таблиця 6.5 – Результати експериментальних досліджень

№ зразка	Інтенсивність зношування, мг/км	Коефіцієнт тертя	Температура, $^{\circ}\text{C}$
1	0,5	0,08	52
2	1,45	0,09	39
3	1,22	0,102	37
4	1,29	0,07	48
5	1,4	0,091	32
6	2,1	0,04	35
7	1,15	0,095	55
8	1,2	0,091	35
9	1,25	0,07	40
10	2,5	0,07	57
11	2	0,06	30
12	0,65	0,11	65
13	1,35	0,09	28
14	2	0,066	55
15	1,25	0,09	60
16	2,35	0,1	42

Таблиця 6.6 – Статистичні характеристики моделі

Параметри статистичного аналізу	Значення параметрів для моделей		
	Y_4	Y_5	Y_6
Аналіз адекватності моделей			
Залишкова дисперсія	0,00517451	$6,93 \cdot 10^{-6}$	3,90628
Дисперсія відтворюваності.	0,0024687	$2,7 \cdot 10^{-6}$	1,88367
Розрахункове значення F-критерію	61,7485	47,833	347774
Рівень значимості F-критерію для адекватності для ступенів свободи.	0,05 $v_1=8$ $v_2=7$	0,05 $v_1=9$ $v_2=6$	0,05 $v_1=6$ $v_2=9$
Табличне значення F-критерію для адекватності	4,09902	4,09902	4,09902
Табличне значення F-критерію (при відсутності повторних дослідів)	2,45372	2,85941	1,9495
Стандартна помилка оцінки	0,0843062	0,00284632	2,52635
Стандартна помилка оцінки, скоректована з урахуванням ступенів свободи	0,115441	0,00416659	3,09413
Моделі адекватні			
Аналіз інформативності моделей			
Частка розсіювання, що пояснюється моделлю	0,989619	0,99022	0,97181
Введено регресорів (ефектів)	9	10	7
Коефіцієнт множинної кореляції	0,994796	0,995098	0,985805
Коефіцієнт множинної кореляції, скоректована з урахуванням ступенів свободи	0,99022	0,989466	0,97863
F відношення для R	83,4154	67,5018	51,7125
Рівень значимості F-критерію для інформативності для ступенів свободи	0,05 $v_1=8$ $v_2=7$	0,05 $v_1=9$ $v_2=6$	0,05 $v_1=6$ $v_2=9$
Табличне значення F-критерію для інформативності	1,92943	4,09902	3,37385
Критерії Бокса й Веца для інформативності	4	3	3
Число обумовленості COND	1,65991	1,65991	3,32627
Середня абсолютна похибка апроксимації	0,0328046	0,00130167	1,18279
Середня похибка апроксимації у відсотках	2,5782	1,67351	2,80584
Інформативність моделі	добра	висока	добра
Моделі інформативні			

регресії Y_i і початковими експериментальними результатами. В отриманих математичних моделях коефіцієнти множинної кореляції статистично значимі, тобто $F_{\text{розр}} > F_{\text{табл}}$, при прийнятому рівні значимості, отже моделі інформативні і несуть корисну інформацію про процес, що моделюється.

На основі отриманих результатів за допомогою побудови відповідних геометричних поверхонь (сімейства графіків часткових рівнянь регресії) отримано наочне уявлення про графічний образ функції відгуку. По горизонталі обирають змінну, залежність відгуку від якої бажають дослідити. Опорною (такою, що приймає декілька значень) обирають змінну, що (або) входить у взаємодію з раніше обраною, або має важливе значення при дослідженні. Решту змінних фіксують на визначених рівнях (рис. 6.20–6.70).

Таким чином, в результаті статистичного аналізу встановлено, що регресійні залежності адекватні та інформативні, результати відтворені, коефіцієнти b_0 і b_i статистично значущі. Усе це говорить про те, що регресійні залежності адекватно описують процес і їх можна використовувати для аналізу й оптимізації технологічного процесу нанесення дискретних поверхонь, які працюють в умовах граничного тертя.

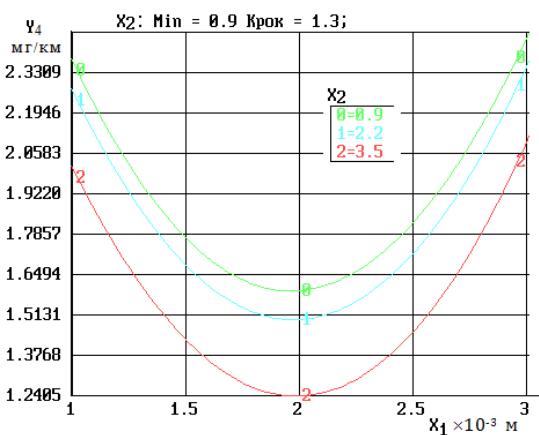


Рисунок 6.20 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

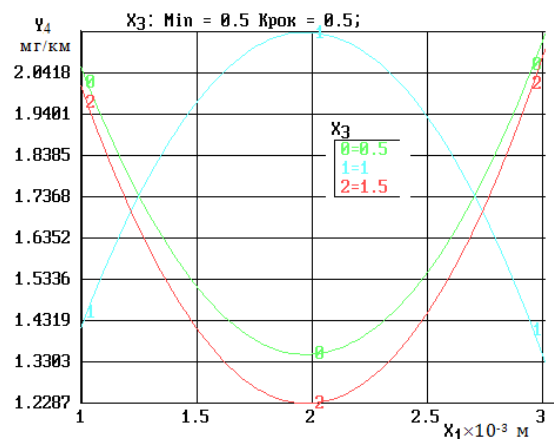


Рисунок 6.21 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,015 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

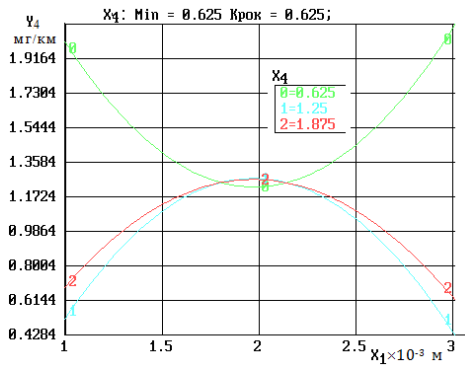


Рисунок 6.22 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

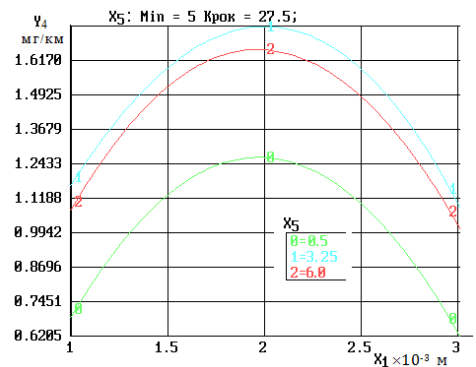


Рисунок 6.23 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

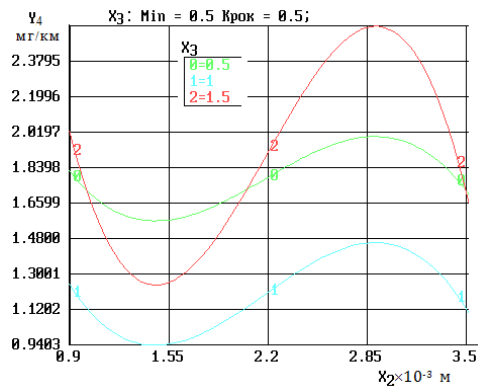


Рисунок 6.24 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с; $X_5=6,0$ МПа

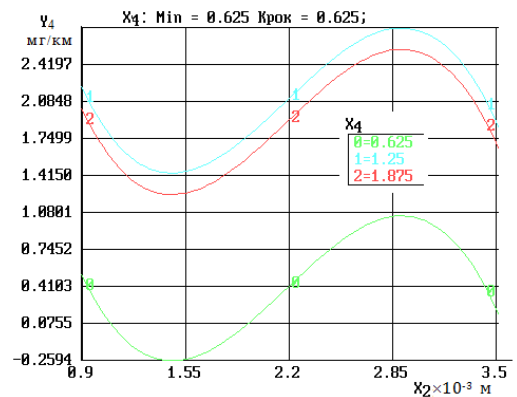


Рисунок 6.25 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

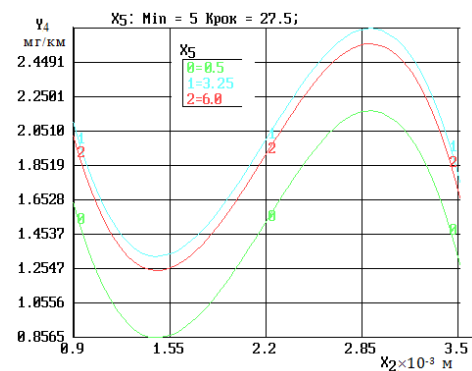


Рисунок 6.26 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

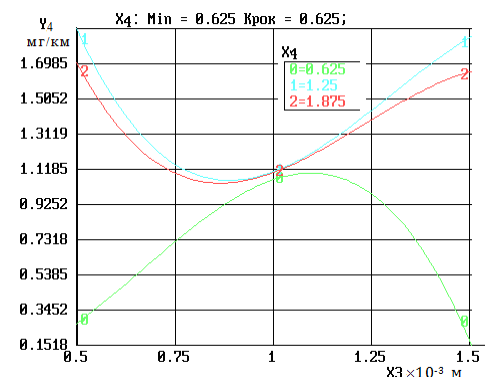


Рисунок 6.27 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

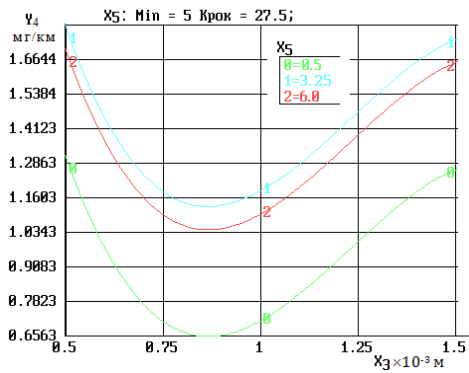


Рисунок 6.28 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

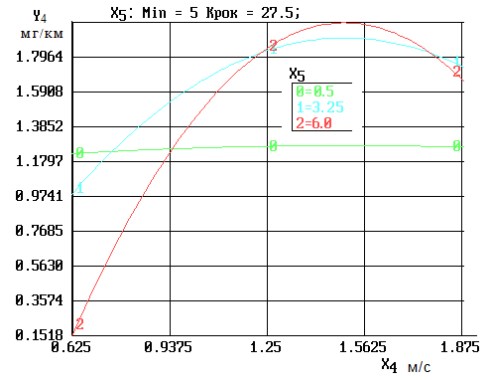


Рисунок 6.29 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_4=f(X_4, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м

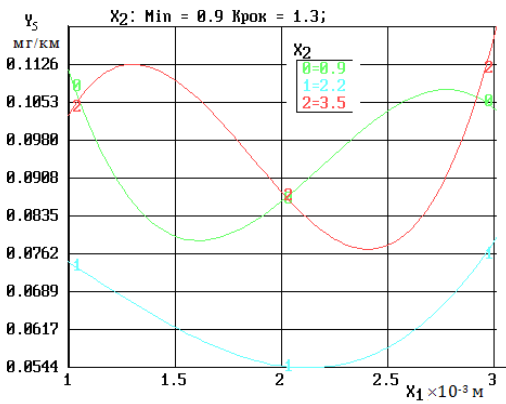


Рисунок 6.30 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

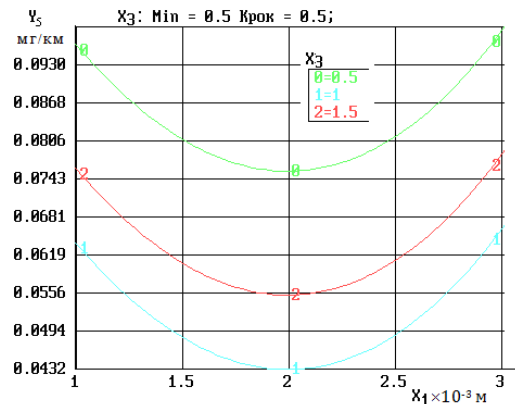


Рисунок 6.31 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

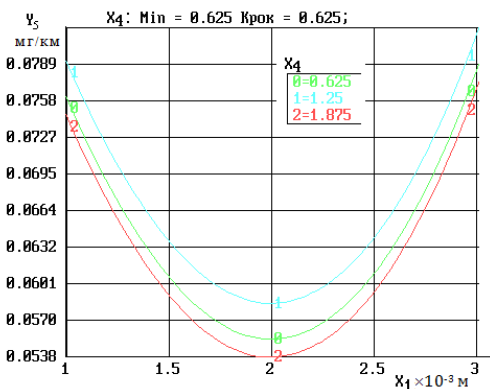


Рисунок 6.32 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

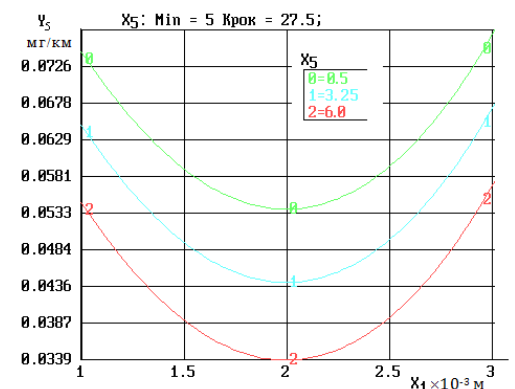


Рисунок 6.33 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

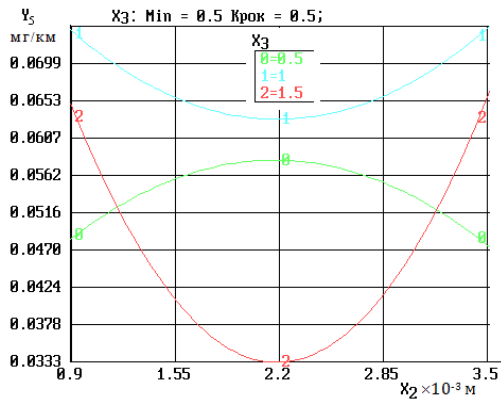


Рисунок 6.34 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с; $X_5=6,0$ МПа

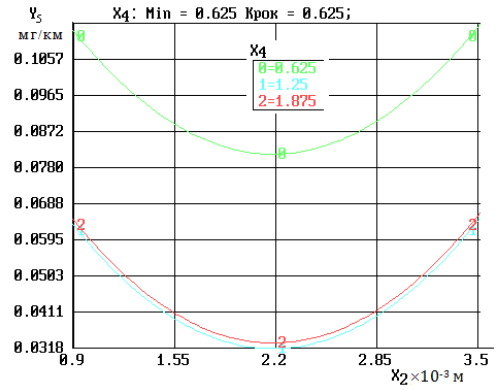


Рисунок 6.35 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

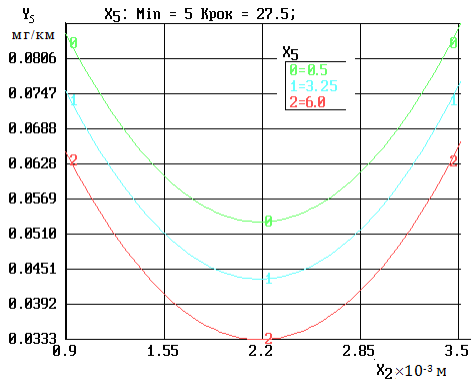


Рисунок 6.36 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

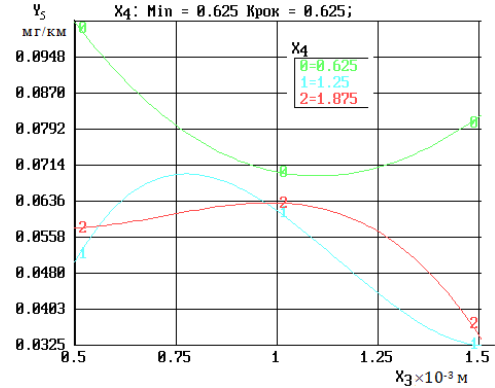


Рисунок 6.37 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

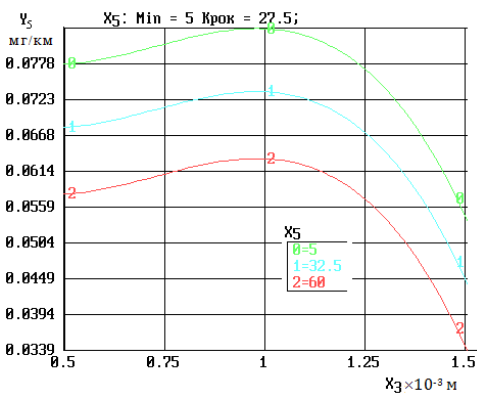


Рисунок 6.38 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

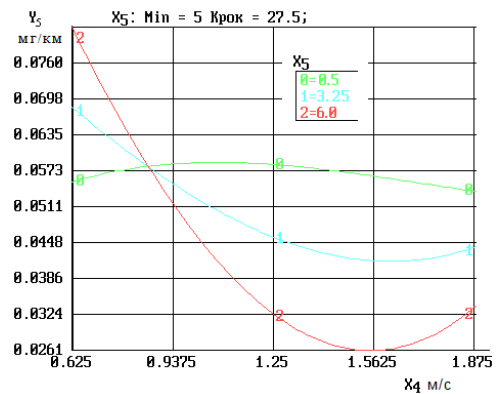


Рисунок 6.39 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_5=f(X_4, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м

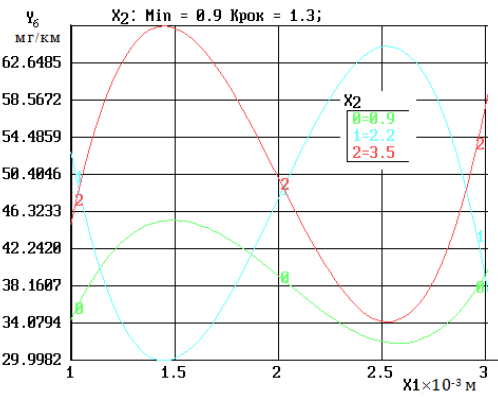


Рисунок 6.40 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

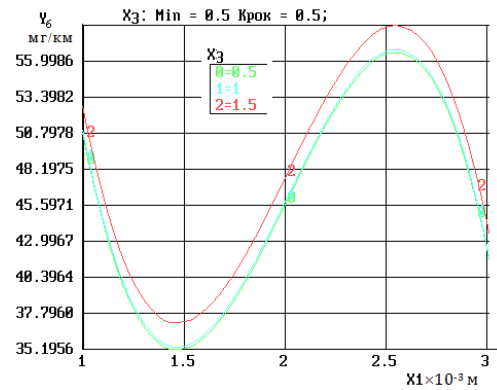


Рисунок 6.41 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

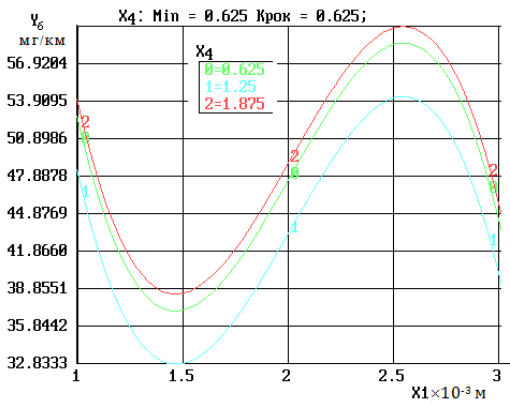


Рисунок 6.42 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

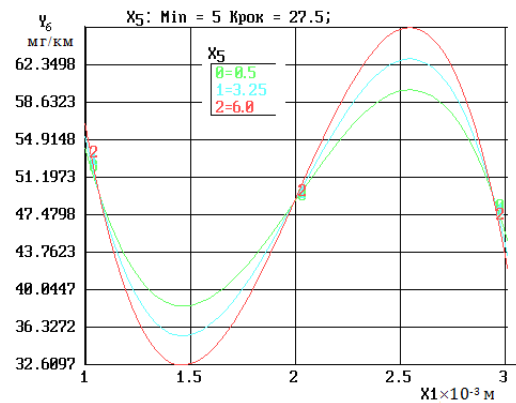


Рисунок 6.43 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

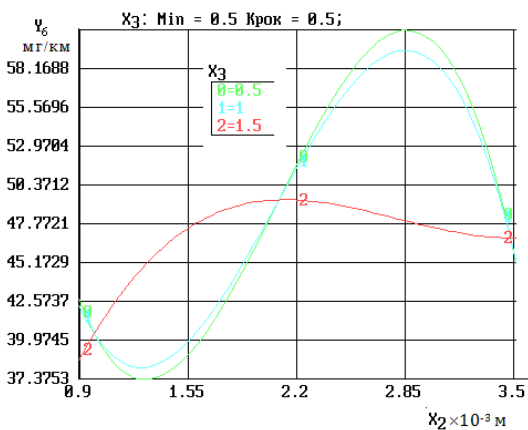


Рисунок 6.44 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с; $X_5=6,0$ МПа

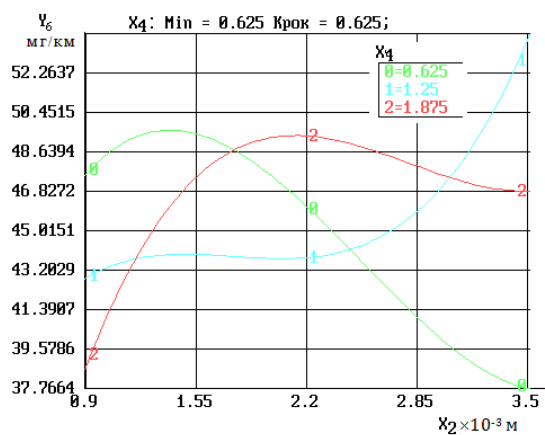


Рисунок 6.45 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

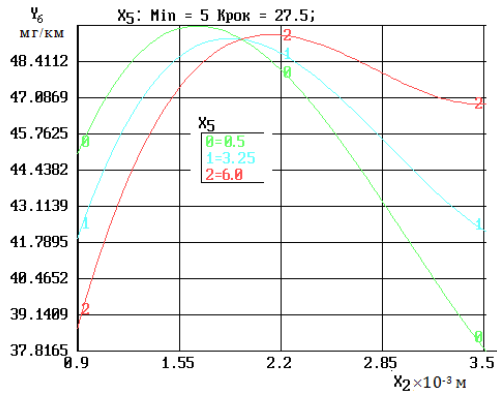


Рисунок 6.46 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

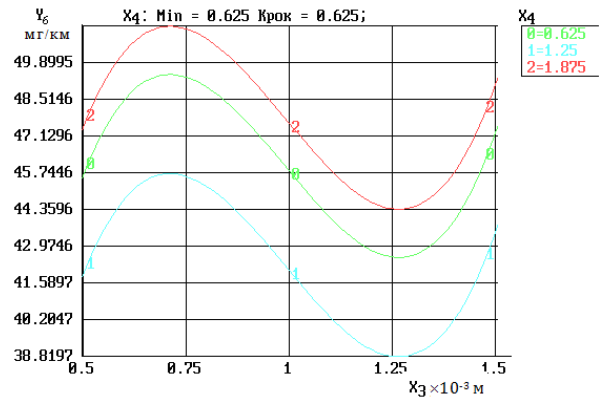


Рисунок 6.47 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

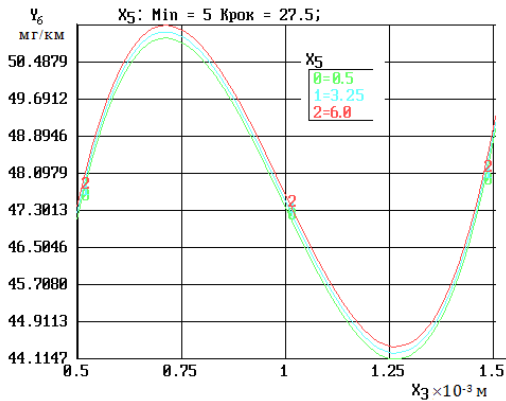


Рисунок 6.48 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

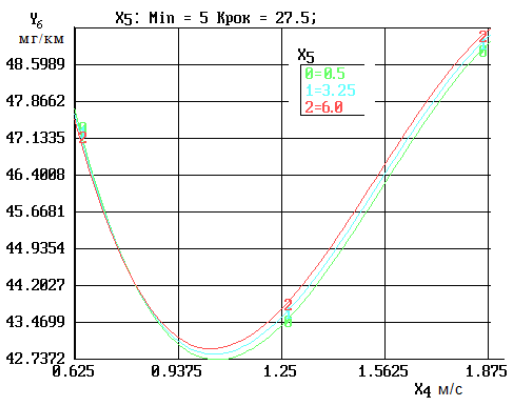


Рисунок 6.49 – Графіки часткових рівнянь регресії $Y_6=f(X_4, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м

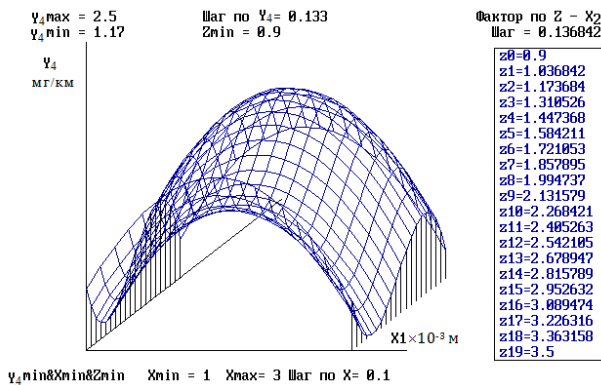


Рисунок 6.50 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_4=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

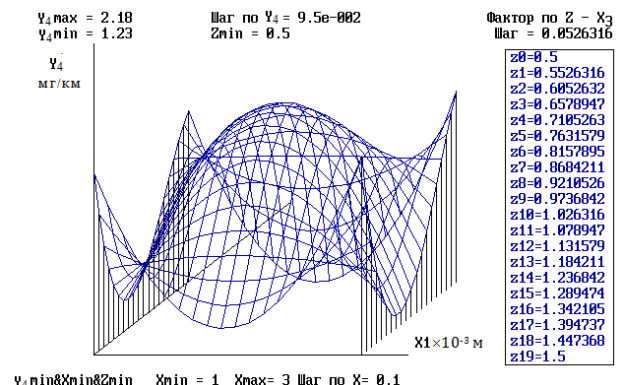


Рисунок 6.51 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_4=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

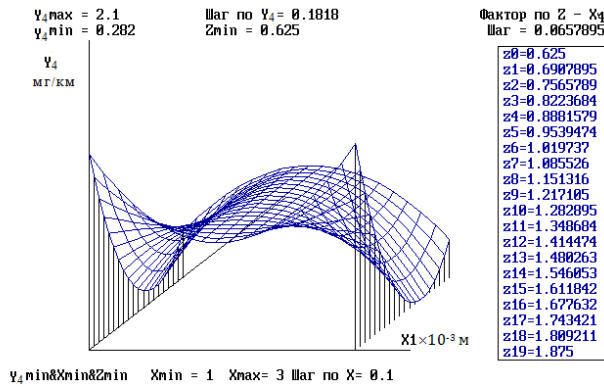


Рисунок 6.52 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_4=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

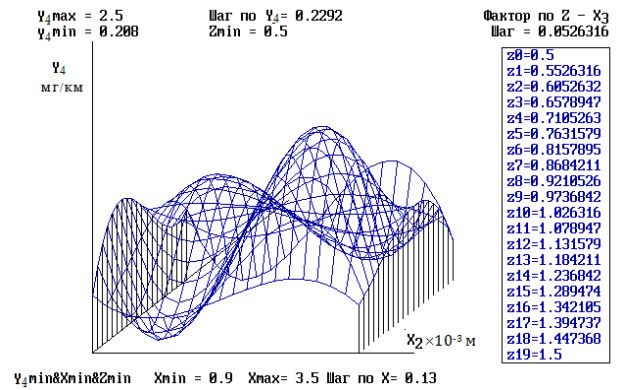


Рисунок 6.53 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_4=f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

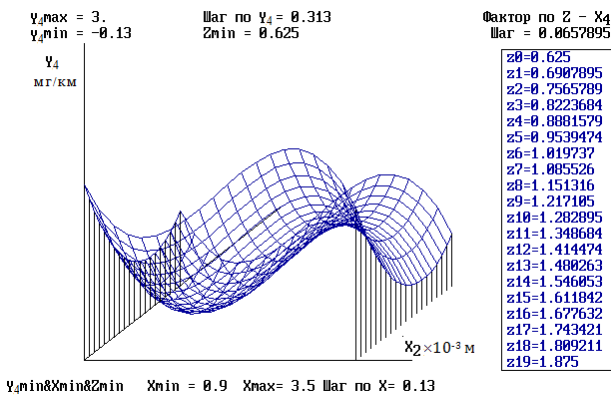


Рисунок 6.54 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_4=f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

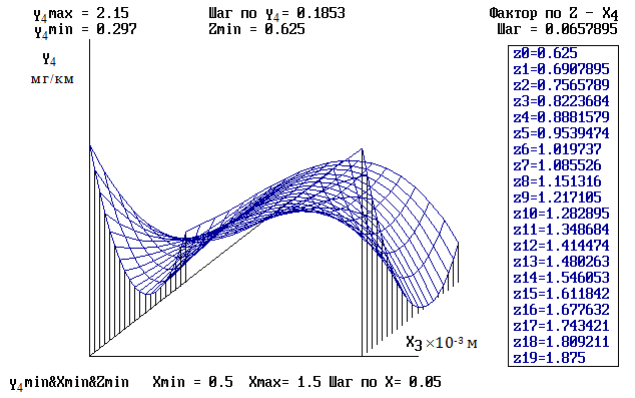


Рисунок 6.55 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_4=f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=3,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

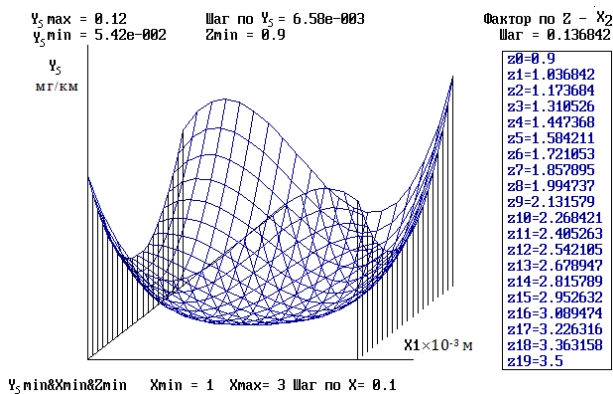


Рисунок 6.56 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

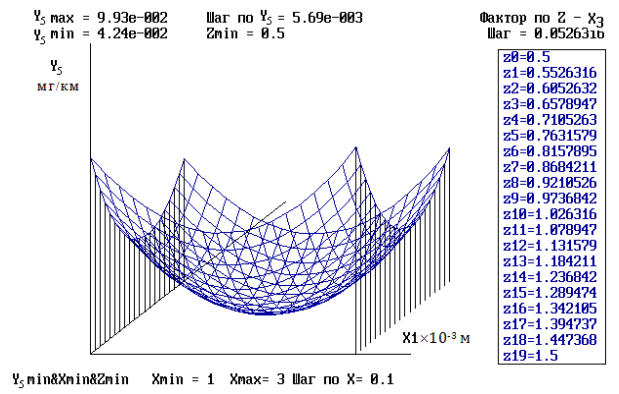


Рисунок 6.57 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

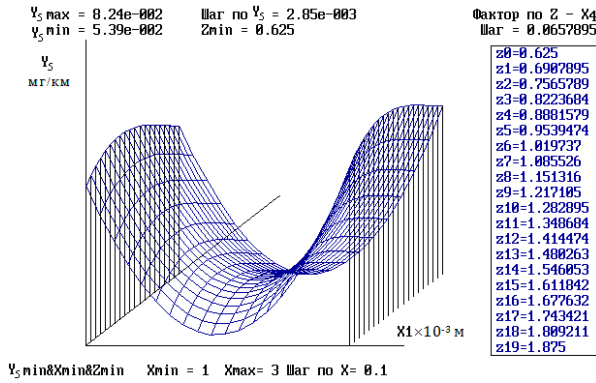


Рисунок 6.58 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

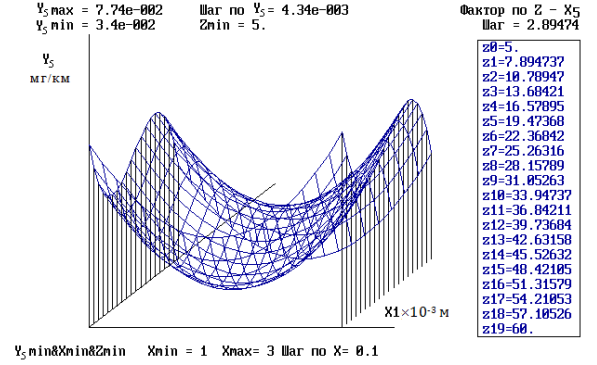


Рисунок 6.59 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

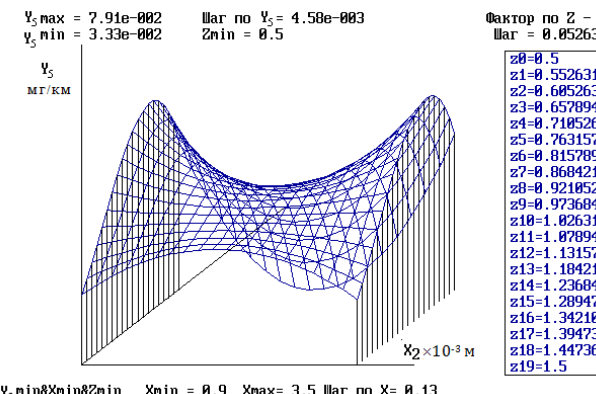


Рисунок 6.60 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с; $X_5=6,0$ МПа

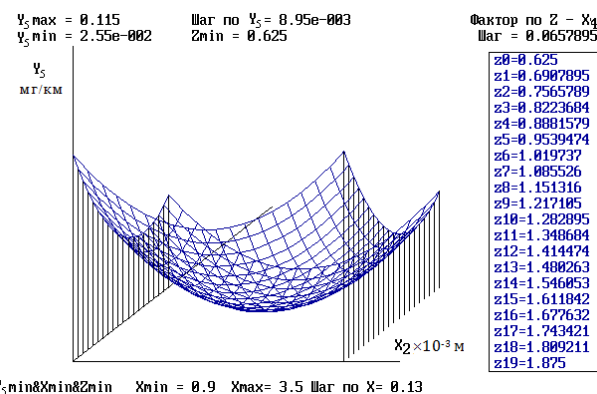


Рисунок 6.61 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

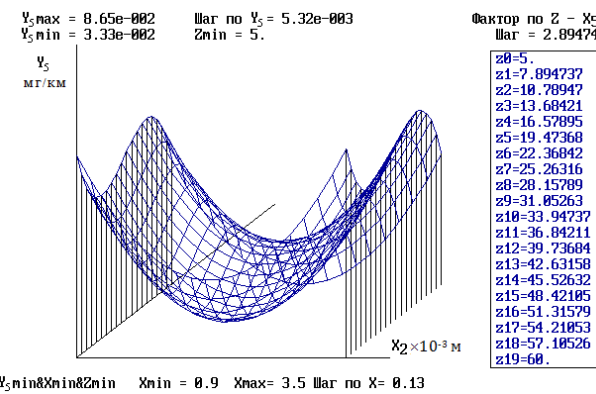


Рисунок 6.62 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

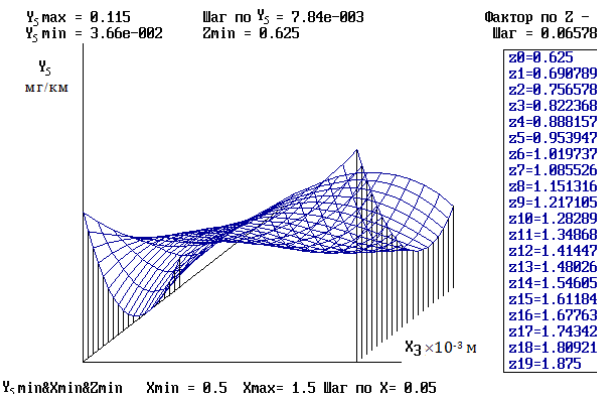


Рисунок 6.63 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=6,0$ МПа

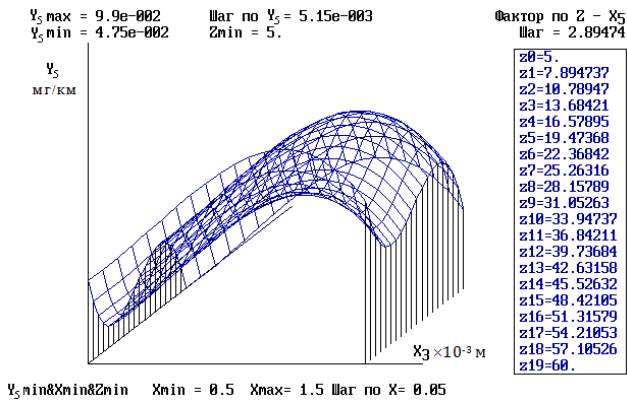


Рисунок 6.64 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

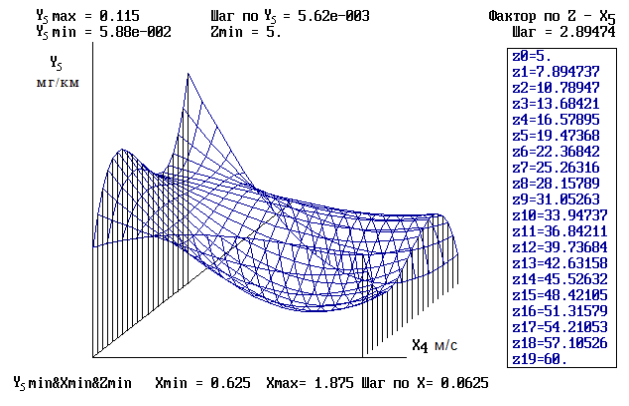


Рисунок 6.65 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_5=f(X_4, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_2=3,5 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м

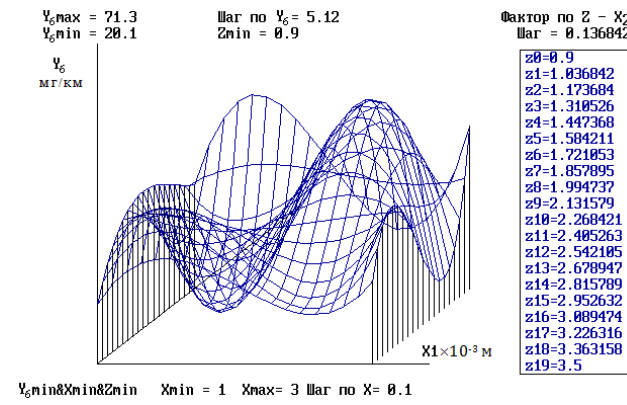


Рисунок 6.66 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_6=f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

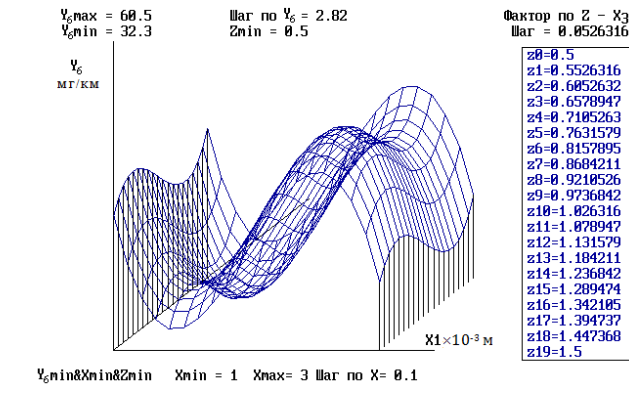


Рисунок 6.67 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_6=f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4=0,625$ м/с; $X_5=5,0$ МПа

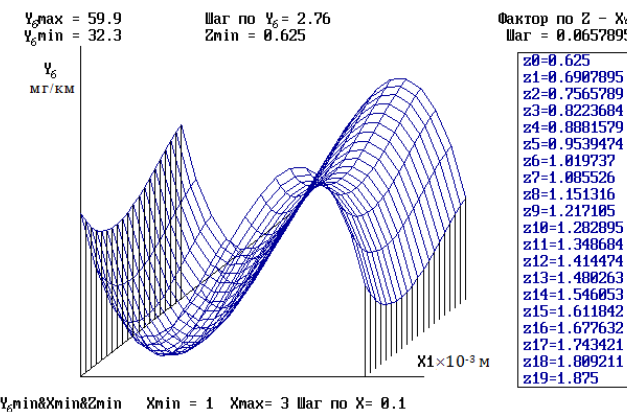


Рисунок 6.68 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_6=f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_5=5,0$ МПа

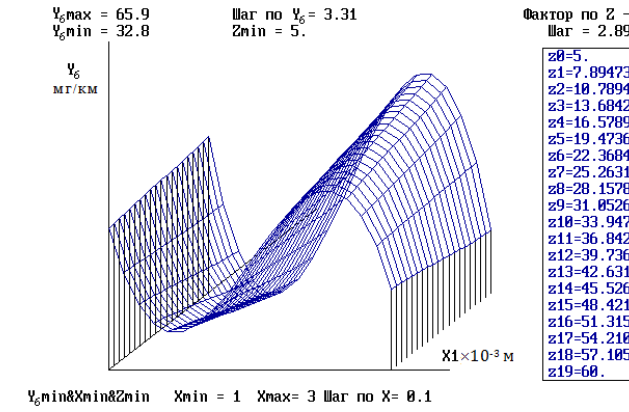


Рисунок 6.69 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_6=f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2=2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м; $X_4=1,875$ м/с

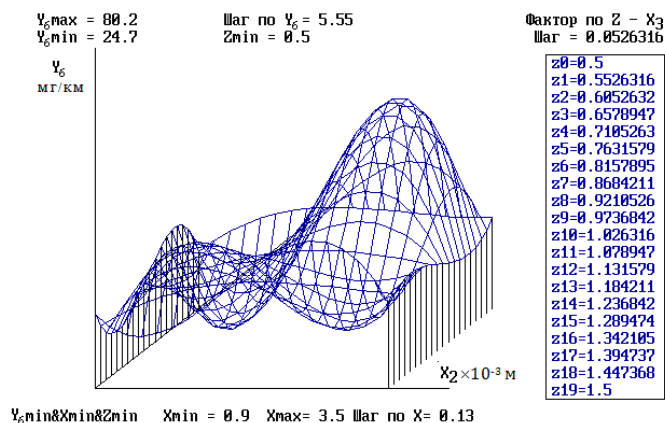


Рисунок 6.70 – Графік дослідження поверхні відгуку $Y_6 = f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 2,0 \times 10^{-3}$ м; $X_4 = 1,875$ м/с; $X_5 = 6,0$ МПа

Візуальний аналіз графіків дозволяє провести детальний аналіз впливу факторів на значення функції відгуку та визначити ті значення факторів, які протягом всього часу впливу здійснюють найбільший чи найменший ефект. При вирішенні даної задачі багатокритеріальної оптимізації об'єкт дослідження характеризується трьома критеріями оптимізації (див. табл. 6.2). Унаслідок цього постає проблема вибору важливості цих критеріїв і призначення їм вагових коефіцієнтів. Це пов'язано з тим, що згідно з реальною постановкою задачі оптимізації вплив конкретного критерію на оптимальне значення режиму технологічного процесу формування ТЛП може бути різним (більш сильним або менш). Крім того, покращуючи один критерій можна неминуче погіршити значення інших, тобто вони є нерівнозначними. Тому і виникає задача визначення деякої компромісної точки, яка в рівній мірі може задовольняти всім вимогам (компроміс за Парето).

Згідно методики математичного планування експерименту, яка представлена в п. 2.1, визначення узагальненого критерію, для кожного дослідження експериментальних випробувань, полягало в використанні системи експертних оцінок (експерти із Інституту проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України), згідно якої кожному критерію оптимізації встановлено "рейтинг". Основу цього методу складає те, що експерт оцінює важливість кожного критерію оптимізації у балах (починаючи з 1). Задача визначення вагових коефіцієнтів при великій кількості параметрів якості є дуже складною. З одного боку, неточне завдання ваги значно змінює розраховані рейтинги, з іншого боку, при великій кількості параметрів – ця задача по складності

порівнюється із самою побудовою рейтингу. За результатами всіх відповідей виконується розрахунок рангів (2.14) та вагових коефіцієнтів (2.15). Результати обчислень представлено в табл. 6.7.

Таким чином, на основі математичних моделей, наведених вище, та результатів експериментальних досліджень проведено визначення оптимальних параметрів технологічного процесу нанесення ТЛП у визначених умовах зношування. Оцінка критеріїв оптимізації оцінювалось за 10-и бальною шкалою, де максимальна кількість балів складала – 10 балів, мінімальна – 0 балів.

Таблиця 6.7 – Значення рангу критеріїв оптимізації в умовах граничного мащення

Експерти	Оцінка критеріїв оптимізації		
	Інтенсивність зношування, мг/км	Коефіцієнт тертя	Температура, °С
Експерт 1	7	5	2
Експерт 2	5	4	3
Експерт 3	6	3	1
Експерт 4	5	6	2
Експерт 5	6	4	3
Експерт 6	7	4	1
Експерт 7	6	6	2
Експерт 8	8	5	2
Ранг P_i	6,25	4,625	2,25
Коефіцієнт конкордації W	0,847656		
$\chi^2_{розр}$	13,5625		
$\chi^2_{крит}$	5,991465		
Ваговий коефіцієнт	0,561404	0,385965	0,052632

Так як $\chi^2_{розр} = m(n - 1)W > \chi^2_{крит}$, то гіпотеза про відсутність рангового множинного зв'язку між оцінками експертами параметрів має бути відкинута. Результати розрахунку ефективності узагальненого критерію якості за формулою 2.17 наведено в табл. 6.8.

З таблиці видно, що найбільше значення ефективності критерію якості (найменше значення узагальненого критерію) відповідає 9 дослід (табл. 6.9),

Таблиця 6.8 – Результати багатокритеріальної оптимізації в умовах граничного мащення

№ з/р	Номер за табл. 6.4, 6.5	Коефіцієнт ефективності ($Y_{\text{ефект}}$)
1	9	0,597322418
2	1	0,595938982
3	4	0,587872308
4	6	0,434314575
5	11	0,432491122
6	15	0,429548827
7	8	0,428459832
8	13	0,412280219
9	14	0,408198013
10	7	0,398762967
11	5	0,394476951
12	2	0,393440406
13	3	0,323949042
14	12	0,29090727
15	10	0,230690742
16	16	0,108282871

Таблиця 6.9 – Результати багатокритеріальної оптимізації за математичними моделями

Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3	Швидкість, м/с X_4	Питоме навантаження, МПа X_5	Інтенсивність зношування, мг/км Y_4	Коефіцієнт тертя Y_5	Температура, $^{\circ}\text{C}$ Y_6
2,0234	1,5234	0,4954	1,9568	5,1345	1,2345	0,0655	38,234

реалізовані в якому параметри і є оптимальними. Це значення узагальненого критерію якості ϵ , по суті, відстанню точки факторного простору, що відповідає 9 дослідів, до гіпотетичної найкращої точки.

Отримані оптимальні конструктивно-технологічні і експлуатаційні параметри пояснюються невеликою глибиною ДД ($0,5 \times 10^{-3}$ м), у порівнянні з більш глибокими, достатньою її маслоємністю та більш високою ефективністю потоку мастильного матеріалу під дією результуючої сили (див. рис. 6.5, 6.10), яка забезпечує високу швидкість розтікання масла на ділянках фактичного трибоконтакту у міжлунковому просторі, максимально пришвидшує процес регенерації граничної мастильної плівки, яка визначається часом адсорбційного заповнення розривів її ділянок. Ці процеси усувають ймовірність появи у зоні тертя критичних навантажень і температур та запобігають виникненню недопустимих процесів пошкодження поверхневого шару у між лунковому просторі в місцях фактичного контакту. Це підтверджується найнижчим значенням температури, яка дорівнює 38° С (див. табл. 6.9) і найбільшим значенням ефективності критерію якості (див. табл. 6.8).

6.5 Дослідження ефективності дискретних ділянок в умовах рідинного мащення

Поведінка мастильного матеріалу (рідини) у трибосполученні з ТЛП суттєво відрізняється від її поведінки на гладкій поверхні. Наявність ДД на поверхні тертя під впливом зовнішніх факторів може примусити її обертатися. Завдяки силам в'язкості, з часом виникають обертання все нових і нових мас рідини, що може призвести до пульсації потоку рідини і викликати силовий вплив зовнішнього середовища (гідродинамічний ефект) на процеси тертя і зношування. Ці процеси можуть суттєво впливати на ефективність, довговічність і надійність роботи трибовузлів. Тому їх необхідно враховувати при встановленні закономірностей зношування ТЛП в умовах рідинного мащення.

Дослідження цих процесів здійснювалось з застосуванням комплексного підходу з використанням експериментальних методів і методу скінченно-елементного аналізу.

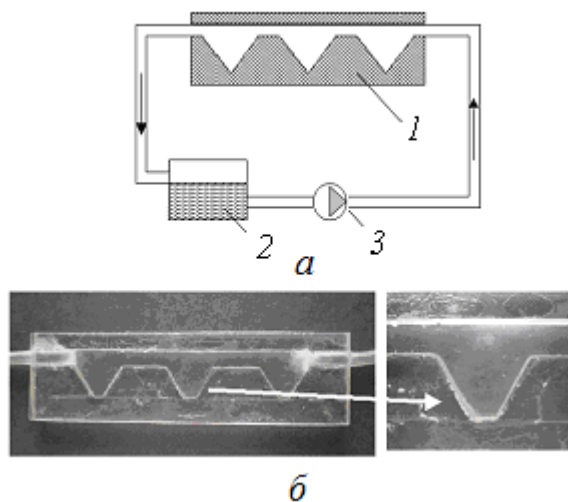
6.5.1 Експериментальні дослідження

Експериментальні дослідження ефективності ДД у напрямку регенерації мастильної плівки здійснювали за допомогою спеціально створеного пристрою (рис. 6.71). В якості рідини використовували воду. Вибір води обумовлено тим, що вона має найнижчу динамічну в'язкість, у порівнянні з в'язкістю мастильних матеріалів, що дає можливість з максимальною ефективністю відтворювати її поведінку у ДД при невисоких швидкостях потоку. Рідина в установці рухається по замкнутому циклу під тиском, який створюється насосом. За рахунок збільшення чи зменшення тиску здійснювалось регулювання швидкості рідини у ДД.

Експериментальними дослідженнями встановлено, що рух рідини у ДД є хитливим з постійно виникаючими вихровими потоками (рис. 6.72). Деформація шару рідини, при обмеженні її твердою стінкою бокових внутрішніх сторін ДД, викликає її обертання. Створені вихрові структури і їх розмір будуть залежати не тільки від швидкості потоку рідини, але і від властивостей і параметрів середовища, а також глибини ДД.

На початковому етапі, коли швидкість рідини невелика, зберігається рівновага тиску між зовнішнім потоком рідини і рідиною у ДД. Низький тиск рідини забезпечує дисипацію виникаючих незначних вихрових потоків у верхній частині ДД, коливання яких не передаються зовнішньому потоку. При збільшенні тиску (швидкості) рідини рівновага порушується, тиск зовнішньої рідини між поверхнями навколо ДД вищий, ніж між поверхнею і безпосередньо ДД. В результаті різниці тиску на задній кромці (відносно напрямку руху рідини) здійснюється зворотна течія рідини у напрямку ДД (рис. 6.72, *a*). Створюються умови обертання рідини і

зародження вихрової структури, яка поступово збільшує свою потужність (рис. 6.72, б), рухається у напрямку її глибини і заповнює всю її верхню частину (рис. 6.72, в). Вихрова структура у ДД приводить до того, що частина її енергії може змінювати параметри рідини (пульсації рідини), що знаходиться у ДД, що призведе до дії гідродинамічного тиску на внутрішні поверхні ДД.



- 1 – корпус;
- 2 – ємність з рідиною;
- 3 – насос

Рисунок 6.71 – Пристрій для дослідження процесу течії рідини у ДД: *а* – схема пристрою; *б* – модель пристрою [650]

Поступово потужність вихрової структури падає за рахунок вирівнювання тисків зовнішньої течії рідини і рідини у ДД (рис. 6.72, з). Ця рівновага зберігається до тих пір, поки не змінюються умови впливу зовнішнього середовища (збільшення тиску, швидкості ковзання поверхонь тертя, руйнування захисних плівок в місцях контакту поверхонь тертя та інших факторів). При порушенні рівноваги зароджується нова вихрова структура, яка рухається у бік низького тиску (наприклад, до місць руйнування плівок), забезпечуючи рівновагу тиску рідини на всій поверхні контакту. Таким чином, вихрові структури виконують роль “вихрових підшипників”, які запобігають руйнуванню поверхонь в місцях контакту.

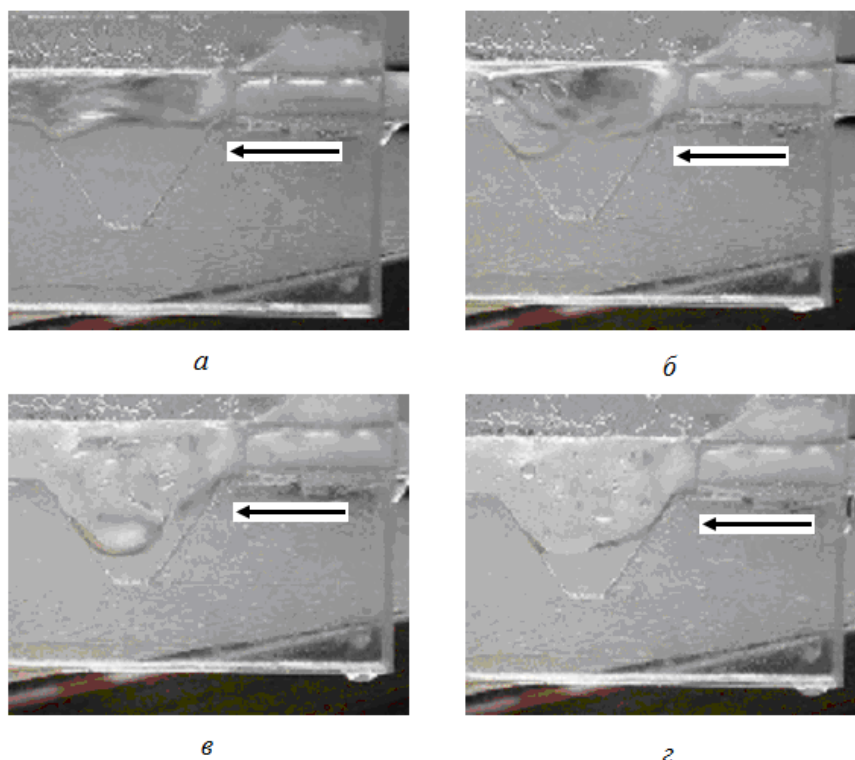


Рисунок 6.72 – Кінокадри руху вихрових потоків рідини на протязі одного замкнутого циклу (стрілками показано напрям руху рідини)

Чим менше товщина шару рідини між контактуючими поверхнями, тим вище вірогідність виникнення і проникнення вихрових потоків. За даними роботи [180] найбільш сприятливими умовами для такого проникнення є зменшення товщини цього шару до нуля.

Даний процес можна назвати ефект “вихрового змащення”, суть якого полягає в тому, що відновлення нормальної роботи трибосполучення з ТЛП в умовах рідинного мащення відбувається за рахунок виникнення вихрових потоків у ДД, які забезпечують регенерацію зруйнованої мастильної плівки між контактуючими поверхнями під дією різних за значенням тисків рідини зовнішньої течії і рідини у ДД [651].

Необхідно відмітити, що періодична зміна гідродинамічного тиску у ДД спричиняє коливання часток поверхневого шару і може викликати процеси ерозійного руйнування стінок ДД, особливо їх поверхневих кромek (рис. 6.73).

Частота зміни гідродинамічного тиску у заглибинах шорсткої поверхні буде прямо пропорційна градієнту швидкості зовнішнього потоку [180].

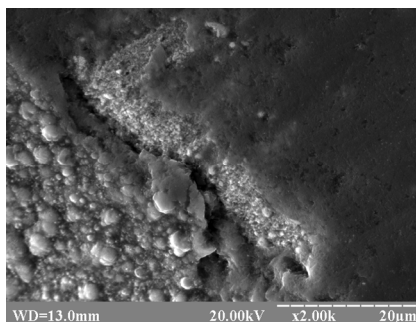


Рисунок 6.73 – Мікрофотографія поверхневої кромки ДД

6.5.2 Чисельне моделювання

Чисельне моделювання течії рідини у ДД методом скінченно-елементного аналізу показало, що при аналогічних умовах створюються аналогічні вихрові структури (рис. 6.74). Це дає можливість здійснювати моделювання і аналіз течії рідини для різних рідинних матеріалів (див. табл. 2.4).

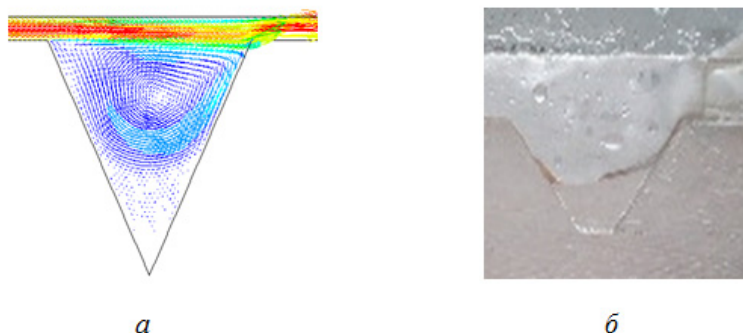


Рисунок 6.74 – Рух потоку рідини у визначений момент пульсації: *а* - скінченно-елементна модель; *б* - кадр у фіксований момент часу

При застосуванні в якості рідини різних мастильних матеріалів між поверхнями до і після ДД супроводжується виникненням мікротурбулентних потоків, де максимальна швидкість і тиск створюється всередині (рис. 6.75). Лінії потоку біля кромки ДД відриваються, створюючи зону рециркуляції, з одночасним вигином потоку в бік дна ДД. Максимальне вигинання призводить до відриву нижньої частини потоку і створення вихрової структури, кінці якої обмежені боковими

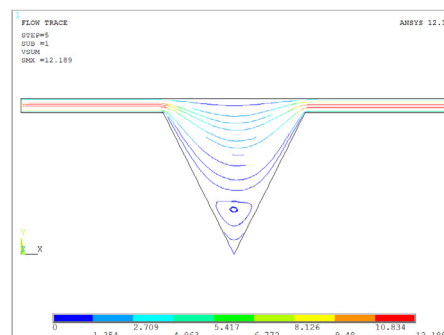
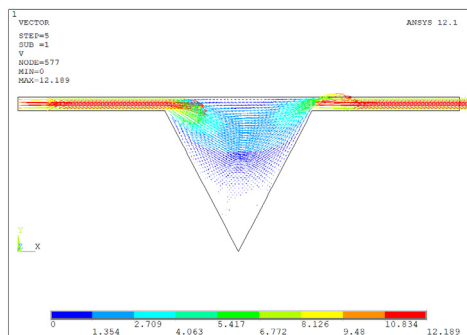
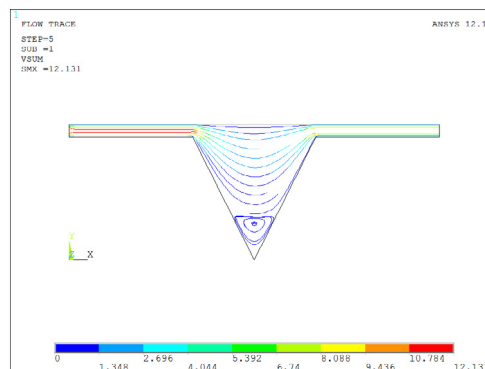
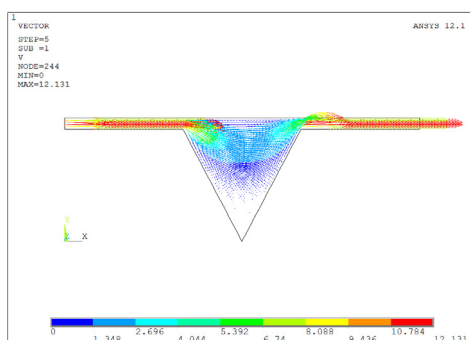
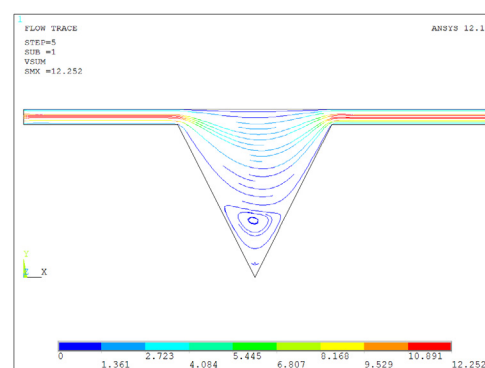
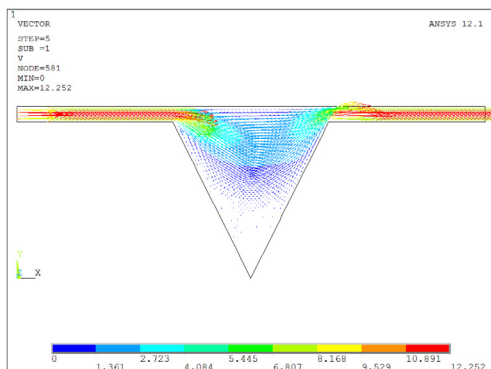
*a**б**в*

Рисунок 6.75 – СЕМ вихрових потоків рідини і схематичне зображення вихрових ліній у дискретних ділянках контактуючої поверхні (кольорова шкала в нижній частині моделі – числові значення швидкості течії рідини): *a* - індустриальне мастило И-20А; *б* - індустриальне мастило И-50А; *в* - мінеральне авіаційне мастило МС-20

внутрішніми сторонами ДД. Загальний вигляд вихрових структур, кількість потокових ліній в них буде залежати від властивостей мастильних матеріалів і геометричних розмірів ДД. Найбільший вихор створюється при застосуванні мастила авіаційного МС-20 (рис. 6.75, в), який складається з чотирьох потокових ліній. Дві потокові лінії має вихор, який створюється в середовищі індустріального мастила И-20А (рис. 6.75, а). Центр вихору знаходиться на висоті приблизного 60 мкм від дна ДД для мастила И-20А, 44 мкм – для мастила И-50А, 56 мкм – для мастила МС-20. Верхній край вихору знаходиться на висоті приблизного 70 мкм від дна ДД для мастила И-20А, 54 мкм – для мастила И-50А, 70–85 мкм – для мастила МС-20. Глибина ДД при цьому складає $2,0 \times 10^{-3}$ м [650, 651].

З аналізу рішень за розрахунковою моделлю витікає, що динамічна в'язкість рідин може бути представлена у взаємозалежності від тиску і швидкості потоку (рис. 6.76).

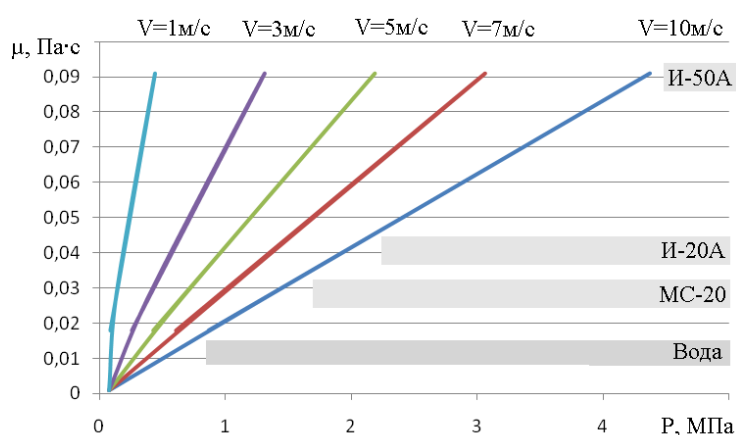


Рисунок 6.76 – Залежність динамічної в'язкості рідин від їх тиску у ДД при різних значеннях швидкості потоку

Як видно з рисунка, спостерігається майже лінійна залежність між динамічною в'язкістю і тиском рідини у вихорі, при цьому більш високим значенням μ відповідають вищі значення P , а зростання швидкості рідини приводить до зростання тиску у розглянутому діапазоні величин. Це безпосередньо буде впливати на рівень гідродинамічного тиску на внутрішні стінки ДД і поверхню тертя трибоконтакту.

Таким чином, моделювання течії рідини методом скінченно-елементного аналізу підтвердило наявність виникнення вихрових структур у ДД, розмір яких залежить від властивостей мастильного матеріалу, швидкості потоку і геометричних розмірів ДД.

Висновки до розділу 6

1. Експериментальними дослідженнями встановлено, що найбільшою зносостійкістю і найменшим коефіцієнтом тертя володіють зразки з ТЛП як без (30ХГСА+Л), так і додатково зміцнених методом ШТА (30ХГСА+Л+А), які перевищують по зносостійкості зразки зі сталей 45 у 3,1–5,3 рази і 30ХГСА загартовані (30ХГСА заг) 1,9–3,25 рази, сталі 30ХГСА, поверхневий шар якої зміцнений методом ШТА (30ХГСА+А) у 1,3–2,3 рази.

2. Фрактографічними дослідженнями встановлено, що процес тертя та зношування ТЛП полягає у деформуванні тонких поверхневих шарів контактуючих мікронерівностей у міжлунковому просторі, яке супроводжується руйнуванням граничної мастильної плівки, вторинних структур за рахунок багаторазового навантаження з подальшим створенням і розвитком мікротріщин, їх об'єднанням, відшаруванням плівки і виникненням мікропор з розмірами 0,5–2,0 мкм. Продукти зношування, які виникають у процесі тертя та зношування будуть видалятися у дискретні ділянки.

3. Доведено, що висока зносостійкість ТЛП, зміцненої методом ШТА (30ХГСА+Л+А), в цілому, так і окремих дискретних ділянок обумовлена високою захисною дією поверхневих азотованих шарів та їх високою твердістю, що посилює ефект гальмування виникнення дефектів у поверхневих шарах трибоконтакту. Це призводить до зменшення інтенсивності утворення продуктів зношування у поверхневому шарі ТЛП, а відповідно і до підвищення її зносостійкості. Крім того,

висока твердість азотованого шару призводить до підвищеного зношування поверхневого шару зразка і до зростання коефіцієнта тертя трибосистеми.

4. Запропоновано механізм мастильної дії ДД при терті ковзання ТЛП в екстремальних умовах експлуатації, який на відміну від існуючих забезпечує високу швидкість змочування місць фактичного контакту трибосполучень, пришвидшує процес регенерації граничної мастильної плівки, та базується на гідродинамічних процесах у ДД.

5. Вперше сформовані системні уявлення про закономірності і процеси впливу напруженості магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування, які на відміну від існуючих враховують магнітне поле кромок ДД. Встановлено і експериментально підтверджено, що ефект притягування продуктів зношування до ДД ТЛП є результатом збільшення на 10–26% напруженості магнітного поля кромок ДД у порівнянні з напруженістю магнітного поля у міжлунковому просторі.

6. Встановлено, що в результаті силової взаємодії між магнітним полем частинки продуктів зношування і магнітним полем кромок ДД, яке набагато перевищує магнітне поле частинок зносу і шорсткості поверхні тертя, утворюється неоднорідне результуюче поле, що призводить до виникнення пондеромоторної сили, яка діє на частинку і спрямовує її в бік більшої напруженості магнітного поля кромок ДД. Пондеромоторна сила в магнітному полі являє собою силу, що діє на продукти зношування, змушуючи їх концентруватися у більшій кількості біля передньої кромки, у порівнянні з задньою. Це пояснюється дією результуючої сили, що складається із сил поверхневого натягу рідини і відцентрової (інерційної) сили, на потік мастильного матеріалу, який обмежує концентрацію продуктів зношування біля задньої кромки ДД, переміщуючи частину їх до передньої кромки і у середину ДД. В результаті більшому зношуванню піддаються вершини передньої кромки ДД, у порівнянні з задньою. Це підтверджуються даними, отриманими в результаті проведених експериментальних досліджень дискретних поверхонь в умовах граничного мащення. Поряд з достатньою маслоємкістю ДД діюча результуюча сила забезпечує високу швидкість розтікання масла на ділянках фактичного трибоконтракту у міжлунковому просторі, пришвидшує процес

регенерації граничної мастильної плівки. Ці процеси покращують характеристики тертя і сприяють зниження зносу контактуючих поверхонь.

7. Вперше доведено, що в умовах трибоконтракту з ТЛП на регенерацію граничних мастильних плівок витрачається менше енергії за рахунок збільшення кількості діамантних молекул мастильного матеріалу, що підтверджується зростанням тангенса кута діелектричних втрат в 1,8 рази.

8. Методом скінченно-елементного аналізу встановлено загальну картину розподілу напружень ТЛП у заданих умовах навантаження і закріплення, що свідчить про незначний вплив лунок на її НДС. Більш значний вплив на напружений стан призводить азотування поверхні: наявність поверхневого шару з фізико-механічними властивостями, які відрізняються від основи в бік більш високих характеристик опору деформуванню, призводить до перерозподілу напружень з більшим їх зосередженням у азотованому шарі.

9. Побудовані математичні моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками в умовах граничного мащення при терті ковзання при обмеженій подачі мастильного матеріалу, які на відміну від існуючих враховують розміри, розташування і глибину дискретних ділянок для оцінки триботехнічних характеристик для різних умов експлуатаційного навантаження, що дозволяє отримати оптимальні технологічні параметри їх формування.

10. Для оцінки ефективності ДД в напрямку регенерації мастильної плівки було досліджено рух рідини для різних марок мастильних матеріалів у дискретних ділянках. Встановлено, що у ДД виникають вихрові структури, умови створення яких будуть залежати від властивостей мастильних матеріалів, геометричних розмірів ДД і швидкості потоку рідини. Вихрові структури призводить до виникнення ефекту “вихрового мащення”, суть якого полягає в тому, що відновлення нормальної роботи трибосполучення з ТЛП відбувається за рахунок виникнення вихрових потоків у ДД, які забезпечують безперебійну доставку мастильного матеріалу до місць руйнування мастильної плівки між контактуючими поверхнями під дією різних за значенням тисків рідини зовнішньої течії і рідини у ДД.

11. Застосування різних мастильних матеріалів для досліджень дозволили встановити лінійну залежність між їх динамічною в'язкістю і тиском у вихорі. При цьому більш високим значенням динамічної в'язкості відповідають вищі значення тиску, а зростання швидкості рідини приводить до зростання тиску у розглянутому діапазоні величин. Це безпосередньо буде впливати на рівень гідродинамічного тиску на внутрішні стінки дискретних ділянок і поверхні тертя.

РОЗДІЛ 7

ОЦІНКА ЕФЕКТИВНОСТІ ВПРОВАДЖЕННЯ ТЕКСТУРОВАНИХ ЛУНКОВИХ
ПОВЕРХОНЬ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ТЕХНІКИ
СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Важливе місце у вирішенні комплексу проблем підвищення надійності роботи ТСП, збільшення її термінів служби займають питання підвищення зносостійкості вузлів тертя, так як вони визначають довговічність техніки та економічну ефективність її застосування.

Розробка принципово нових технологічних процесів зміцнення конструктивних елементів ТСП неможливе без розвитку методології, що відображає цілісну внутрішньо диференційовану концептуальну систему їх наукового та прикладного застосування. У відповідності до мети і задач, що поставлені в дисертаційній роботі, на основі узагальнення комплексу експериментально-теоретичних досліджень вирішена важлива наукова проблема створення і практичне використання нових високоефективних ресурсозберігаючих технологій управління функціональними властивостями деталей ТСП за рахунок направлено створення зносостійких поверхневих шарів і управління їх властивостями в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при протіканні різних видів тертя та зношування.

Формулювання основних методологічних положень при створенні оптимальної текстури ТЛП поєднувалося з аналізом багатьох обставин практичного характеру, що інтегрують авангардні досягнення галузей створення дискретних поверхонь і окремих дискретних ділянок та їх дослідження. При цьому організація наукових знань, яка дає цілісне уявлення про закономірності та істотні зв'язки в об'єкті дослідження, і система основних ідей, що узагальнюють практичні результати, вирішувалася у двох взаємообумовлених напрямках:

- по-перше, розробка наукових основ підвищення фізико-механічних, триботехнічних характеристик ТЛП в умовах абразивного зношування, фретингу, фретинг-втоми, тертя ковзання;

- по-друге, розвитку практичних досягнень у галузі технології відновлення реальних об'єктів, так як впровадження перспективних технологій зараз не менш важливе, ніж їх створення, при цьому головним є прикладний ефект, який можна отримати від них в техніці.

У розділі проведено експериментальна перевірка отриманих результатів оптимальної текстури ТЛП за математичними моделями та техніко-економічний аналіз промислового використання технологічного процесу формування ТЛП на деталі і вузли ТСП. Узагальнено проведені дисертаційні дослідження та надано практичні рекомендації.

7.1 Узагальнення результатів оптимізації текстури лункових поверхонь

У дисертаційній роботі проводилась багатопараметрична оптимізація текстури ТЛП при різних видах тертя і зношування як за одним, так і за декількома критеріями оптимізації (див. табл. 2.2). В якості одного критерію при дослідженні ТЛП використовували: технологічні залишкові напруження, знос в умовах абразивного і гідроабразивного зношування, фретинг-зношування. В якості трьох критеріїв – інтенсивність зношування, коефіцієнт тертя, температура в умовах граничного мащення при терті ковзання. В результаті математичного моделювання встановлено оптимальні параметри текстури для кожного визначеного критерію (див. розділ 3, табл. 4.5, 5.6, 6.9). Для перевірки достовірності отриманих результатів за математичними моделями було проведено серію перевірочних експериментів. Відхилення отриманих в результаті перевірочного експерименту від розрахованих за математичними моделями склали 2–7%, що свідчить про достовірність отриманих результатів досліджень (табл. 7.1–7.4).

Таблиця 7.1 – Результати оптимізації текстури ТЛП за критерієм технологічні залишкові напруження

Значення факторів			Значення критеріїв
Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку, $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3	Технологічні залишкові напруження, МПа Y_1
За математичними моделями			
2,0478	2,0225	1,5065	62,68
За результатами експериментальних досліджень			
2,0	2,0	1,5	60

Таблиця 7.2 – Результати оптимізації текстури ТЛП в умовах абразивного зношування

Значення факторів					Значення критеріїв
X_1	$X_{2,3}$ $\times 10^{-3}$ м	$X_{3,3}$ $\times 10^{-3}$ м	$X_{4,3}$ $\times 10^{-3}$ м	X_5 , мкм	Знос, гр. Y_2
За математичними моделями					
абразивне	2,25	2,58733	1,6212	270,1232	0,006879
За результатами експериментальних досліджень					
абразивне	2,0	2,5	1,5	250-315	0,0071

Таблиця 7.3 – Результати оптимізації текстури ТЛП в умовах зношування при фретингу

Значення факторів					Значення критеріїв
$X_{1,2}$ $\times 10^{-3}$ м	X_2 , $\times 10^{-3}$ м	X_3 , $\times 10^{-3}$ м	Навантаження, МПа X_4	Амплітуда, мкм X_5	Знос, гр. Y_5
За математичними моделями					
1,49043	2,92383	1,48047	9,9218	100,586	0,00225366
За результатами експериментальних досліджень					
1,5	3,0	1,5	10,0	100,0	0,0021

Таблиця 7.4 – Результати оптимізації текстури ТЛП в умовах граничного мащення при терті ковзанні

Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку (шаг), $\times 10^{-3}$ м X_2	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м X_3	Швидкість, м/с	Питоме навантаження, кг/см ²	Коефіцієнт тертя	Інтенсивність зношування, мг/км	Температура, °С
За математичними моделями							
2,0234	1,5234	0,4954	1,9568	51,3450	0,0655	1,2345	38,234
За результатами експериментальних досліджень							
2,0	1,5	0,5	1,875	50	0,07	1,25	40

Таким чином, отримані результати свідчать про високий збіг розрахованих за математичними моделями і експериментальних даних.

Узагальнені дані оптимальної текстури ТЛП для різних видів тертя та зношування представлені в табл. 7.5.

Таблиця 7.5 – Результати оптимізації текстури ТЛП

Середовище	Параметри текстури дискретної поверхні		
	Відстань між рядками, $\times 10^{-3}$ м	Відстань у рядку, $\times 10^{-3}$ м	Глибина ДД, $\times 10^{-3}$ м
Залишкові напруження	2,0	2,0	1,5
Абразивне	2,0	3,0	1,5
Фретинг	1,5	3,0	1,5
Граничне мащення при терті ковзанні	2,0	1,5	0,5

Аналіз даних свідчить, що параметри текстури ТЛП майже однакові з деякими відхиленнями. Серед інших середовищ виділяється граничне мащення при терті ковзанні, де оптимальна глибина дискретної ділянки у три рази менша ($0,5 \times 10^{-3}$ м). Це можна пояснити більш ефективною реалізацією гідродинамічного ефекту у дискретній ділянці у напрямку регенерації граничної плівки, запобігання виникнення недопустимих процесів пошкодження поверхневого шару у між

лунковому просторі в місцях фактичного контакту за рахунок виникнення найбільшої напруженості магнітного поля на кромках дискретних ділянок та здатності дискретних ділянок притягувати продукти зношування. В сукупності ці процеси призводить до зменшення коефіцієнта тертя, роблять тертя при граничному навантаженні ТЛП більш стійким.

7.2 Техніко-економічне обґрунтування ефективності впровадження технологічного процесу формування текстурованих лункових поверхонь

Для оцінки впливу ТЛП, зміцнених ПТА, на ресурс сталевих деталей ТСП у роботі проводилося визначення математичного очікування середнього наробітку до переходу у граничний стан експериментальних зразків зі сталі 30ХГСА. Згідно зі стандартом ДСТУ 2860–94 “Надійність техніки. Терміни та визначення”, граничний стан – це стан, за яким подальша експлуатація об'єкта неприпустима чи недоцільна. Умови випробування вибирались на основі статистичних даних, за якими більш ніж 60% пошкоджень відносяться до конструкційних елементів рухомих з'єднань ТСП, причому 26% з них відносяться до пошкоджень шарнірно-болтових з'єднань. Доля фретингу складає від 35 до 50%, а кількість фретинг-втомних пошкоджень ~ 40% від загальних фретингових.

Зношування при фретинг-корозії поглиблюється тим, що руйнування конструкції проходить при малих частотах коливань (~30 Гц) та малих амплітудах (~0,025 мм), які супроводжують малі відносні швидкості переміщення зруйнованої поверхні (~3 мм/с). В цих умовах на поверхні тертя виникають продукти зношування, які часто твердіші у 4–5 разів ніж основний матеріал. Наслідком цих процесів відбувається інтенсивний абразивний знос контактуючих поверхонь, що складає у більшості 60% випадків зношування. Тому дослідження зносостійкості

ТЛП проводили в умовах фретингу на установці МФК-1 згідно з методикою, наведеною у п. 2.6.3.

Випробуванням підлягали 5 зразків зі конструкційної сталі 30ХГСА та 5 зразків зі конструкційної сталі 30ХГСА з ТЛП, зміцнених методом ПТА. Зміцнення ТЛП методом ПТА здійснювалося на установці ВПА-1 за наступним режимом: тиск реакційного газу – 100–115 Па; склад реакційної суміші – 90%N₂ + 5%С₃Н₈ + 5%Ar; температура у вакуумній камері – 570–600°С, тривалість процесу – 140–190 хв. Умови проведення експериментів зразків вибрані відповідно до оптимальних режимів, наведених у п. 7.1.

Для скорочення тривалості експерименту застосовано більш жорсткі умови його проведення: питома навантаження становило 30 МПа, амплітуда – 300 мкм, частота коливань – 30 Гц, мастильне середовище – мастило ЦИАТИМ-201. Конструктивні параметри ТЛП були обрані відповідно до п. 7.1., а саме: відстань між рядками $1,5 \times 10^{-3}$ м, відстань у рядку $3,0 \times 10^{-3}$ м, глибина ДД $1,5 \times 10^{-3}$ м.

Критерієм переходу досліджуваних зразків у граничний стан в умовах фретингу було досягнення середньої величини їхнього зносу 0,1 мм. Таку величину максимально припустимого зносу було обрано, виходячи зі встановлених у технічній документації припустимих значень цього параметру для реальних конструкційних елементів авіаційної техніки зі сталі 30ХГСА. Це пояснюється тим, що фретинг знижує довговічність у десятки разів при відносно незначних пошкодженнях глибиною 0,05–0,2 мм за рахунок значної зміни фізико-механічних властивостей пошкодженої поверхні та виникнення зруйнованих фрагментів її структури. Втомлені тріщини в таких фрагментах зростають дуже швидко і проникають у зони не пошкодженні фретингом, що створює умови для раптового руйнування.

Математичне очікування середнього наробітку зразків до переходу у граничний стан $\bar{\tau}_j$, яке за даних умов проведення експерименту, по суті, дорівнювало їхньому середньому наробітку до заміни або середньому технічному ресурсу, під яким розуміють сумарний наробіток об'єкта від початку його експлуатації до переходу у

граничний стан (ДСТУ 2860–94). Наробіток переходу у граничний стан визначали за формулою:

$$\bar{\tau}_i = \frac{\sum_{i=1}^n \tau_i}{n},$$

де τ_i – наробіток до переходу у граничний стан i -го зразка;

n – кількість досліджуваних зразків.

Для більшості конструкційних елементів призначений технічний ресурс не встановлюється, він дорівнює технічному ресурсу техніки, який визначається за умови забезпечення безвідмовної роботи найменш надійних елементів.

Аналіз отриманих результатів показав (табл. 7.6), що в умовах фретинг-зношування, у порівнянні зі сталлю 30ХГСА, ТЛП забезпечують підвищення ресурсу деталей у 2,5 рази і у 4,1 рази при її зміцненні іонним азотуванням. Це суттєво дозволить зменшити витрати на післяпродажних стадіях життєвого циклу техніки під час її капітального ремонту (проводити через один запланований ремонт), підвищити її надійність, скоротити простой техніки, зменшити витрати запасних частин.

Крім того, для деталей авіаційної техніки підвищення їх довговічності зазначеним методом стає ще одним кроком вперед щодо переходу на систему технічного обслуговування та ремонту техніки за фактичним станом, що сьогодні є особливо актуальним на сучасному етапі розвитку авіаційної техніки.

Таблиця 7.6 – Наробіток зразків з ТЛП до переходу у граничний стан

Фретинг-зношування					
Сталь 30ХГСА загартована		ТЛП		ТЛП, зміцнені методом ІПТА	
№ зразка	τ_i , хв.	№ зразка	τ_i , хв.	№ зразка	τ_i , хв.
1	270	1	695	1	1180
2	276	2	690	2	1120
3	282	3	693	3	1142
4	280	4	695	4	1115
5	270	5	698	5	1130
$\bar{\tau}_i$	275,6	$\bar{\tau}_i$	694,2	$\bar{\tau}_i$	1137,4

Для розрахунку економічного ефекту від впровадження технологічного процесу нанесення ТЛП на деталі ТСП приймаємо найменше значення збільшення ресурсу деталей у 2,5 рази ($n_{pc}=2,5$).

Змінна частина собівартості і річного об'єму продукції складає:

1. Затрати на заробітну плату працівників.
2. Затрати на реновацію обладнання.
3. Затрати на енергію.
4. Затрати на основні і допоміжні матеріали.
5. Затрати на технічне обслуговування і ремонт обладнання.

За одиницю продукції прийнято типовий болт 8А-4200-01 вузла навіски.

Основні вихідні дані і джерела їх отримання:

- оптова ціна базового обладнання (станок «Корветт-402») – $C_1=56400$ грн.;
- оптова ціна нового обладнання (станок «Корветт-400») – $C_2=24775$ грн.;
- балансова вартість базового обладнання $V_{бал1}=1,12 \cdot 56400 = 63168$ грн. (12% накладні витрати);
- балансова вартість нового обладнання $V_{бал2}=1,12 \cdot 24775 = 27748$ грн.;
- річний фонд часу роботи обладнання при роботі в дві зміни складає $\Phi_0 = 2000$ год.;
- термін експлуатації обладнання, прийнята $a_0 = 20$ років;
- коефіцієнт використання енергообладнання за потужністю і часом, прийнято $K_{вик} = 0,48$;
- нормативний коефіцієнт ефективності капітальних вкладень $E=0,15$;
- коефіцієнт, що враховує преміальну оплату $a_{np} = 1,3$;
- часова тарифна ставка працівника $Ч_c = 35,84$ грн./год.;
- вартість 1 кВт енергії (відповідно до Постанови НКРЕКП від 19.08.2016 р. № 1442 «Про встановлення на вересень 2016 року єдиних роздрібних тарифів на електричну енергію, що відпускається для кожного класу споживачів, крім населення, населених пунктів та зовнішнього освітлення, на території України» з 1 вересня 2016 року) $V_e = 1,44$ грн.;

- норма енергообладнання за потужністю базового виробу $N_{eб} = 0,75$ кВт, для нового технологічного обладнання - $N_{eб} = 0,40$ кВт;
- річна норма випуску виробів $N = 1000$ шт.;
- норма часу випуску базового виробу $t_б = 0,43$ н/год.;
- норма часу випуску виробу після впровадження нового технологічного процесу $t_н = 0,5$ н/год.

Розрахунок економічного ефекту здійснювався у наступній послідовності.

1. Розрахунок собівартості річного обсягу випуску виробів.

1) Затрати на заробітну плату працівників $Z_з = Ч_с + a_{np} + a_{доп} + t + N$:

$$Z_{з1} = 35,84 \cdot 1,3 \cdot 1,08 \cdot 0,43 \cdot 1000 = 21637,32 \text{ грн.};$$

$$Z_{з2} = 35,84 \cdot 1,3 \cdot 1,08 \cdot 0,5 \cdot 1000 = 25159,68 \text{ грн.}$$

2) Енергетичні затрати $Z_{енерг} = N_э \cdot \Phi_0 \cdot K_{вук} \cdot V_e \cdot n_{np}$:

$$Z_{енерг1} = 0,75 \cdot 2000 \cdot 0,48 \cdot 1,44 \cdot 1 = 1036,8 \text{ грн.};$$

$$Z_{енерг2} = (0,75+0,4) \cdot 2000 \cdot 0,48 \cdot 1,44 \cdot 1 = 1589,76 \text{ грн.}$$

3) Затрати на технічне обслуговування і ремонт обладнання

$$B_{ТО1} = 1200 \text{ грн.}; \quad B_{ТО2} = 1200 + 700 = 1900 \text{ грн.}$$

4) Затрати на реновацію обладнання $A = B_{бал} / a_0$:

$$A_1 = 63168 / 20 = 3158,4 \text{ грн.}$$

$$A_2 = 27748 / 20 + 3158,4 = 4545,8 \text{ грн.}$$

5) Затрати на основні і допоміжні матеріали

$$Z_{м. доп 1} = 1000 \text{ грн.};$$

$$Z_{м. доп 2} = 1000 + 1000 = 2000 \text{ грн.}$$

6) Визначення прямих експлуатаційних витрат на одиницю напрацювання

$$B_{np} = Z_з + Z_{енерг} + B_{ТО} + A + Z_{м. доп}$$

$$B_{np1} = 21637,32 + 1036,8 + 1200 + 3158,4 + 1000 = 28032,52 \text{ грн.};$$

$$B_{np2} = 25159,68 + 1589,76 + 1900 + 4545,8 + 2000 = 35195,24 \text{ грн.}$$

7) ЗАГАЛОМ – технологічна собівартість $C_T = B_{np} + B_{бал} \cdot E$

$$C_{T1} = 28032,52 + 63168 \cdot 0,15 = 37507,72 \text{ грн.};$$

$$C_{T2} = 35195,24 + 90916 \cdot 0,15 = 48832,64 \text{ грн.}$$

Таким чином, технологічна собівартість C_{T2} збільшились, у порівнянні з C_{T1} , за рахунок додаткової обробки поверхневого шару виробів ТЛП.

2. Визначення економічних показників

Річний економічний ефект:

$$E_{\phi} = n_{pc} \cdot C_{T1} - C_{T2}.$$

$$E_{\phi} = 2,5 \cdot 37507,72 - 48832,64 = 44936,66 \text{ грн.}$$

Таким чином, використання технологічного процесу нанесення ТЛП на деталі і вузли тертя техніки спеціального призначення дозволяє отримати 44936,66 грн. річної економії при використанні одного пристрою.

Ступінь зниження затрат при експлуатації нового обладнання у порівнянні з базовим (С) у процентах визначають за формулою

$$C = \frac{n_{pc} C_{CT1} - C_{CT2}}{n_{hc} C_{CT1}} 100\%,$$

$$C = \frac{2,5 \cdot 37507,72 - 48832,64}{2,5 \cdot 37507,72} 100\% = 47,92\%$$

7.3 Практичні рекомендації щодо формування зносостійких текстурованих лункових поверхонь на конструктивних елементах техніки спеціального призначення

На підставі аналізу та узагальнення результатів дисертаційних досліджень розроблено практичні рекомендації щодо підвищення триботехнічних характеристик і збільшення ресурсу деталей та вузлів тертя під час розробки та виробництва ТСП. Практичні рекомендації представлені у вигляді блок-схеми алгоритму комбінованого технологічного процесу формування зносостійких ТЛП, зміцнених ШТА, на сталевих деталях рухомих з'єднань ТСП (додаток Д). Основними етапами розробленого алгоритму є:

1. Аналіз інформації про деталь, трибосполучення та оцінка можливостей формування ТЛП. На цьому етапі виконується:

- аналізується умови роботи деталі, склад середовища (без мастильного матеріалу, з мастильним матеріалом), можливість маслоголодування трибосполучення в процесі експлуатації, попадання абразивних частинок в зону трибоконтакту та їх розмір;

- на підставі аналізу визначається переважаючий вид тертя та зношування контактуючих поверхонь з урахуванням фізико-механічних, експлуатаційних властивостей конструкційних матеріалів деталей, рівень навантаження та швидкісний діапазон їх роботи;

- оцінюється можливість та доцільність формування ТЛП на поверхневому шару деталі, в залежності від її форми і розмірів, та можливостей установки;

- здійснюється оцінка можливостей зміцнення деталей ТЛП іонним азотуванням.

2. Визначення оптимальної текстури ТЛП за результатами математичного моделювання.

Проводиться обґрунтування оптимальних режимів формування текстури ТЛП на підставі результатів математичного моделювання та багатокритеріальної оптимізації. Використовується математична модель, в залежності від переважаючого виду тертя та зношування. Для цього:

- визначаються з математичним апаратом досліджень;
- формують критерії оптимізації, перелік факторів, рівнів варіювання для керованих і рівнів фіксації для некерованих змінних;
- будують оптимальний план експерименту та здійснюється нанесення ТЛП на поверхню деталі з наступним іонним азотуванням за визначеними режимами;
- проводяться випробування триботехнічних характеристик за режимами, визначеними у матриці планування експерименту;
- здійснюється попередній статистичний аналіз результатів експерименту;
- будуються математичної моделі та аналізується їх якість за відповідними критеріями;
- визначаються оптимальні режими комбінованого технологічного процесу за допомогою багатокритеріальної оптимізації;

- здійснюється експериментальна перевірка отриманих даних щодо оптимальних режимів технологічного процесу та робляться висновки та рекомендації щодо ведення технологічного процесу формування ТЛП.

3. Технологічні операції формування ТЛП на сталевих деталях.

Для підготовки робочих поверхонь деталей запропоновано новий спосіб шліфування струмопровідними кругами [652], суть якого полягає в тому, що підключають через ключ керування шліфувальний круг і деталь по черзі до джерела живлення прямої полярності, коли анодом є деталь і зворотної полярності, коли анодом є шліфувальний круг. Шліфують поверхню деталі при прямій полярності струму, коли зношування шліфувального круга менше, але підвищені механічне зусилля і температура в зоні контакту круга і деталі, що може спричинити припіки і понизити зносостійкість шліфованої поверхні. Шліфують іншу поверхню деталі при зворотній полярності струму, коли оголюються і самозаточуються абразивні зерна шліфувального круга, завдяки чому зменшується механічне зусилля різання і температура поверхні деталі, але підвищується зношування шліфувального круга, що знижує економічні показники процесу. Оптимальна тривалість шліфування на прямій і зворотній полярності залежить від твердості поверхні, чим менша твердість, тим частіше необхідно переходити на зворотну полярності, щоб очищати засалений круг. Відсутність припиків і тріщин на поверхні деталі забезпечують високі експлуатаційні показники. При обробці складних поверхонь досягається великий ефект, так як електрод-інструмент зношується незначно (біля 0,2% від знятого припуску), що дозволяє отримати високі показники точності, а продуктивність збільшується в 1,5–1,7 рази [652]. Доведено розрахунками, що додаткові капітальні вкладення для дообладнання верстата для шліфування по черзі на прямій і зворотній полярності струму окупаються менш ніж за три місяці (2,63 міс.) роботи (додаток Ж).

Далі здійснюється формування оптимальної текстури ТЛП на деталях відповідно до рекомендацій 2-го етапу з наступною їх термічною обробкою (загартування, тобто нагрів до 810°C і охолодження в маслі, та високий відпуск за температури 520°C протягом 1 години) для зняття залишкових напружень. Після

термічної обробки проводять ПТА деталей за наступними режимами: тиск реакційного газу – 100–115 Па; склад реакційної суміші – 80–90%N₂ + 5%C₃H₈ + 5–15%Ar; температура у вакуумній камері – 570–600°C, тривалість процесу – 140–190 хв.

Висновки до розділу 7

1. Теоретичне обґрунтування й узагальнення результатів експериментальних досліджень фізико-механічних і триботехнічних властивостей сталевих деталей з ТЛП є науковою базою щодо підвищення зносостійкості деталей і вузлів тертя на етапах створення (розробки та виробництва) ТСП, а отримані при цьому результати складають основу, розроблених особисто автором наукових положень, які є рішенням поставленої у роботі актуальної наукової проблеми, що має важливе науково-технічне значення.

2. Розвинуті в дисертації наукові положення є основою для розробки принципу управління триботехнічними характеристиками конструктивних елементів з ТЛП стосовно до різноманітних умов їх експлуатації. Підвищення властивостей ТЛП здійснюється на базі розроблених теоретичних, методологічних та технологічних основ шляхом направленою регулювання вивчених факторів на етапах оптимізації технологічного процесу їх формування.

3. Достовірність результатів підтверджується коректністю використання математичного апарату й задовільним збігом розрахункових та експериментальних даних, використанням сучасних фізико-хімічних методів аналізу та деклараційними патентами. Відхилення отриманих в результаті перевірконого експерименту від розрахованих за математичними моделями склали 2–7%, що свідчить про достовірність отриманих результатів досліджень.

4. Встановлено підвищення ресурсу сталевих деталей рухомих з'єднань ТСП з ТЛП в умовах фретинг-зношування збільшився у 2,5–4,1 рази, у порівнянні зі

сталлю 30ХГСА, що суттєво дозволить зменшити витрати на післяпродажних стадіях життєвого циклу ТСП.

5. Запропоновано алгоритм підвищення триботехнічних характеристик деталей ТСП ТЛП, який базується на оптимізації комбінованого технологічного процесу та практичних рекомендаціях щодо зміцнення поверхневого шару іонним азотуванням

6. Доведено, що використання технологічного процесу формування ТЛП на деталі і вузли тертя ТСП дозволяє отримати 44937 грн. річної економії при використанні одного пристрою. Ступінь зниження затрат при експлуатації нового обладнання у порівнянні з базовим складає 48%. Впровадження технологічного процесу формування ТЛП дозволяє з науковою обґрунтованістю та високою техніко-економічною ефективністю вирішувати виявлену наукову проблему при значному підвищенні зносостійкості сталевих деталей ТСП.

7. Розроблений комбінований технологічний процес шліфування деталей, який передбачає чистову обробку поверхні деталей виконувати при прямій полярності струму, коли анодом є деталь, а іншу частину деталей обробляти при зворотній полярності струму, коли анодом є ріжучий інструмент. При цьому одночасно здійснюється самоочищення ріжучого інструменту від “засалювання” за рахунок анодного розчинення та ерозійних факторів. Додаткові капітальні вкладення для дообладнання верстата для шліфування по черзі на прямій та зворотній полярності струму окупають себе менш ніж за 3-и місяці роботи.

8. Викладені узагальнення теоретичних та прикладних результатів показують основні перспективні напрямки наукових та експериментальних пошуків, що пов'язані з подальшим удосконаленням комбінованого технологічного процесу формування ТЛП та управлінням їх властивостями в залежності від умов експлуатації ТСП. Основний вплив на розвиток науки здійснюють вимоги практики з першочерговими задачами, від вирішення яких залежить прогрес у галузі створення та використання технології формування ТЛП.

ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ І ВИСНОВКИ

В дисертаційній роботі розроблено науково-методологічні основи підвищення зносостійкості робочих поверхонь деталей з текстурованою лунковою структурою в екстремальних умовах експлуатації, що дозволило розвинути теорію та методологію системного аналізу й синтезу комплексу властивостей конструкційних сталей з дискретними поверхнями. Це дозволило вирішити актуальну прикладну проблему, що має важливе значення для галузі машинобудування, а саме, створенні і практичному використанні нових високоефективних ресурсозберігаючих технологій управління функціональними властивостями деталей ТСП за рахунок направленої створення зносостійких поверхневих шарів і управління їх властивостями в екстремальних умовах експлуатації при обмеженій подачі мастильного матеріалу при різних видах тертя та зношування.

На основі отриманих наукових та практичних результатів роботи зроблені наступні висновки:

1. Теоретично обґрунтовано та експериментально доведено концептуальний підхід щодо створення зносостійких ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, який на відміну від існуючих базується на дослідженні НДС як окремої дискретної ділянки, так і дискретної поверхні в цілому, та математичному моделюванні закономірностей їх формування.

2. Встановлені закономірності впливу глибини дискретної ділянки на НДС ТЛП дозволяють оцінити умови зменшення напруженості сторін дискретних ділянок підбором її текстури. Методом скінченно-елементного аналізу доведено, що більша глибина дискретної ділянки є меншим концентратором напружень для основного матеріалу і їх рівень залежить від значень конструктивно-технологічних параметрів ТЛП. Виявлено, що зменшення глибини дискретної ділянки і зменшення відстані між дискретними ділянками призводить до зростання НДС у 3 рази. Найбільший НДС виникає при глибині дискретної ділянки $0,5 \times 10^{-3}$ м, а найменший – $1,5 \times 10^{-3}$ м.

3. Зміцнення поверхневого шару методом ШТА дозволило усунути залишкові напруження розтягу, а також забезпечити заліковування дефектів на внутрішніх сторонах дискретних ділянок, які виникали в ході технологічного процесу їх формування, за рахунок збільшення концентрації зв'язаного азоту і його проникнення на більшу глибину у дискретні ділянки. Встановлено зростання мікротвердості поверхневих азотованих шарів ТЛП до 9500 МПа на поверхні та поступове його зменшення до 3600 МПа по глибині зразка. Побудовані математичні моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, які дозволили зменшити технологічні залишкові напруження до 63 МПа при значеннях параметрів оптимізації: $X_1=2,05 \times 10^{-3}$ м, $X_2=2,02 \times 10^{-3}$ м, $X_3=1,5 \times 10^{-3}$ м.

4. Підвищення зносостійкості трибосистеми з ТЛП в умовах абразивного зношування при терті нежорстко закріпленими абразивними частинками досягається проектуванням конструктивно-технологічних параметрів дискретних ділянок з урахуванням розміру абразивних частинок, зміцненням поверхневого шару ТЛП методом ШТА, що дозволяє збільшити зносостійкість в 1,5–3,6 рази. Розкрито механізм зношування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками, який на відміну від існуючого базується на нейтралізації розміцнюючої дії дискретних ділянок іонним азотуванням.

5. Встановлено, що зі збільшенням відношення розміру абразивних частинок до глибини дискретної ділянки відносна зносостійкість ТЛП зростає за рахунок зменшення кількості локальних контактів абразивних частинок більшої зернистості з поверхнею, у порівнянні з меншою зернистістю, зменшення кількості контактних напружень і руйнувань в місцях трибоконтракту, а також вилученням абразивних частинок у ДД. Побудовані математичні моделі, які описують залежності зношування ТЛП від конструктивно-технологічних та експлуатаційних факторів в умовах абразивного зношування. Встановлені оптимальні конструктивні, технологічні і експлуатаційні параметри, за якими зношування ТЛП у вищезазначених умовах мають найменші значення ($Y_2=0,0048$ г.).

6. Встановлено закономірність зношування ТЛП в умовах фретинг-зношування при обмеженій подачі мастильного матеріалу в зону трибоконтракту, яка

на відміну від існуючої враховує конструктивно-технологічні параметри дискретної ділянки та можливість видалення із зони трибоконтaktu продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного матеріалу. Це надає можливість керувати процесами припрацювання при виборі оптимальної текстури ТЛП, в період припрацювання зменшити коефіцієнта тертя на 57–62%, зменшити період припрацювання на 10–20% та збільшити зносостійкість в період після припрацювання у 1,8–2,44 рази.

7. Моделювання температурного і силового навантаження дозволили встановити картину розподілу НДС і температури поверхневого шару ТЛП в умовах фретинг-зношування. За рахунок відсутності високих напружень в поверхневому шарі даний тип модифікації поверхні у вигляді лунок має значні переваги, у порівнянні з захисними покриттями, для яких характерні різні коефіцієнти температурного розширення матеріалу основи і покриття. Це підтверджується дослідженнями розподілу температури на поверхні в залежності від заданого часового інтервалу. Відсутність істотного перепаду температур у міжлунковому просторі, у дискретній ділянці, і основи матеріалу на поверхні, який зі зростанням температури у зоні трибоконтaktu зменшується з 10% до 2%, призводить до виникнення незначних термічних напружень.

8. Встановлено вплив стану поверхні дискретної ділянки на характеристики фретинг-утоми та ефективного використання технології метода ППТА, що дозволило збільшити границю витривалості конструкційних матеріалів у 1,4 рази за рахунок нейтралізації дії лунок, як концентраторів напружень. При випробуваннях на фретинг-утому трьох зразків цієї партії жоден з них не зруйнувався від фретингу. Тобто, руйнування проходило від «чистої» утоми в зоні дії максимальних напружень по лінії розташування лунок. При цьому у перерізі на лінії контакту з контртілом напруження були ~ на 20% меншими. Незважаючи на це, ці напруження істотно вищі, ніж напруження, при яких відбувалося руйнування від фретинг-утоми й утоми зразків з лунками. Тому передбачувана крива фретинг-утоми зразків з іонним азотуванням лунок близька до кривої «чистої» утоми і характеристики опору фретинг-утомі істотно вище, ніж у зразків з ТЛП й у вихідних зразках.

9. Експериментальними дослідженнями встановлено, що найбільшою зносостійкістю і найменшим коефіцієнтом тертя в умовах граничного мащення при терті ковзанні володіють зразки з текстурованими лунковими поверхнями як без, так і додатково зміцнених методом ПТА, які перевищують по зносостійкості зразки зі сталей 45 у 3,1–5,3 рази і 30ХГСА загартовані у 1,9–3,25 рази, сталі 30ХГСА, поверхневий шар якої зміцнений методом ПТА, у 1,3–2,3 рази.

10. Сформовані системні уявлення про закономірності і процеси впливу магнітного поля на механізм вилучення продуктів зношування, які на відміну від існуючих враховують дію внутрішнього магнітного поля кромки дискретних ділянок. Встановлено, що ефект притягування продуктів зношування до дискретних ділянок ТЛП є результатом збільшення на 10–26% напруженості магнітного поля кромки дискретних ділянок у порівнянні з напруженістю магнітного поля у міжлунковому просторі.

11. Запропоновано механізм мастильної дії дискретної ділянки при терті ковзання ТЛП в екстремальних умовах експлуатації, який пришвидшує процес регенерації граничної мастильної плівки, забезпечує високу швидкість змочування місць фактичного контакту трибосполучень та базується на гідродинамічних процесах.

12. Встановлено закономірності впливу напруженості магнітного поля на мастильний матеріал в процесі тертя та зношування ТЛП, при якому відбувається поглинання енергії магнітного поля, створюються сприятливі умови для переходу молекул у збуджений стан, утворюючи при цьому міжмолекулярні асоціати і комплекси. Доведено, що завдяки впливу внутрішнього магнітного поля кромки дискретних ділянок, в умовах трибоконтракту з ТЛП, на регенерацію граничних мастильних плівок витрачається менше енергії за рахунок збільшення кількості діаманітних молекул мастильного матеріалу, що підтверджується зростанням тангенса кута діелектричних втрат в 1,8 рази.

13. Побудовані математичні моделі технологічного процесу формування ТЛП з поглибленими дискретними ділянками при різних видах тертя та зношування, які на відміну від існуючих враховують розміри, розташування і глибину дискретних

ділянок для оцінки триботехнічних характеристик для різних умов експлуатаційного навантаження, що дозволяє керувати властивостями поверхневого шару.

14. Впровадження технологічного процесу формування ТЛП дозволяє з науковою обґрунтованістю та високою техніко-економічною ефективністю вирішувати наукову проблему підвищення зносостійкості деталей і вузлів ТСП. Встановлено підвищення ресурсу сталевих деталей ТСП з ТЛП у 2,5–4,1 рази, у порівнянні зі сталлю 30ХГСА. Доведено, що використання технологічного процесу формування ТЛП на деталі і вузли тертя ТСП дозволяє отримати 44937 грн. річної економії при використанні одного пристрою.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Бегма В. М. Військово-технічна та оборонно-промислова політика України в сучасних умовах: аналітична доповідь [Текст] / В.М. Бегма, О.О. Свергунов. – К. : НІСД, 2013. – 112 с.
2. Харченко О. В. Глибока модернізація та переозброєння авіації Збройних Сил України – вимога часу [Текст] / О. В. Харченко, С. В. Пашенко // Наука і оборона. – К. : НУОУ, 2015. – №1. – С. 40–47 (електронний ресурс. Режим доступу: <http://www.ukrmilitary.com/2015/12/updateaviationaf.html>).
3. Сайт Міністерства оборони України : Режим доступу: <http://www.mil.gov.ua/ministry/normativno-pravova-baza/gromadskeobgovoren-nya/11276/proekt-konczepczii-rozvitku/>.
4. Гуляев А. В. Адаптація системи технічного обслуговування і ремонту озброєння та військової техніки до нового вигляду Збройних Сил України [Текст] / А.В. Гуляев // Системи озброєння і військова техніка, 2012. – № 4 (32). – С. 18–21.
5. Ющенко К. А. Новітні технології забезпечення боєздатності авіації Збройних Сил / К. А. Ющенко, В. В. Самулєєв, М. І. Матрунчик // Наука і оборона. – 2014. – № 3. – С. 57–61. – Режим доступу : http://nbuv.gov.ua/UJRN/naui0_2014_3_11
6. Онищенко С. І. Концепція підтримання справності та бойового потенціалу парку авіаційної техніки Повітряних Сил Збройних Сил України на період до 2025 року / С. І. Онищенко, В. В. Самулєєв, О. В. Харченко // Наука і оборона. – 2011. – № 4. – С. 31–34. – Режим доступу : <http://www.nio.mil.gov.ua/pdf/2011-4.pdf>
7. Український ОПК в очікуванні реформування: стан та перспективи [Текст] [Електронний ресурс]. – К. : Інститут стратегічних досліджень, 2015. – 28 с. – Режим доступу : <http://newukraineinstitute.org/media/news/561/file/ОПК.25.08.2015-2.pdf>.
8. Власов Ю.А. Диагностика агрегатов машин методом высоковольтного тлеющего разряда [Текст] : монография / Ю. А. Власов, Э.И. Удлер, Н.Т. Тищенко, Ю.С. Саркисов. – Томск: Изд-во Том. гос. архит.-строит. ун-та, 2013. – 198 с.

9. Харченко О. В. Науково-технічні та організаційні проблеми імпортозаміщення в контексті забезпечення справності парку авіаційної техніки Збройних Сил України [Текст] / О. В. Харченко, С. В. Пашенко, В. В. Самулєєв // Наука і оборона. – К. : НУОУ, 2016. – №1. – С. 35–38 (електронний ресурс. Режим доступу : http://www.ecos.kiev.ua/share/themes/img/publications/papers/17/ Nauka_16_1.pdf).

10. Марчук В. Є. Відновлення зношених деталей авіаційної техніки захисними покриттями [Текст] / В. Є. Марчук // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К. : НАУ, 2006. – Вип. 45. – С. 141–150.

11. Шапкин В. В. Проблемы поддержания летной годности воздушных судов [Текст] / В. В. Шапкин // Авиапанорама. – 2003. – С. 24–26.

12. Фролов К. В. Проблемы надежности и ресурса в машиностроении [Текст] / К. В. Фролов, А. П. Гусенкова. – М. : Наука, 1988. – 245 с.

13. Забавников Н. А. Основы теории транспортных гусеничных машин [Текст] / Н. А. Забавников. – М.: Машиностроение, 1975. – 448 с.

14. Аулин В. В. Трибофізичні основи підвищення зносостійкості деталей та робочих органів сільськогосподарської техніки [Текст] / В. В. Аулин : дис. д-ра. техн. наук : 05.02.04. – тертя та зношування в машинах. – Кировоград, 2014. – 447 с.

15. Износ и коррозия сельскохозяйственных машин [Текст] / М. М. Севернев, Н. Н. Подлекарев, В. Ш. Сохадзе, В. О. Китиков ; под ред. М. М. Севернева. – Минск: Беларус. навука, 2011. – 333 с.

16. Черновол М. И. Технологические основы восстановления деталей сельскохозяйственной техники композиционными покрытиями [Текст] / М. И. Черновол : дис. д-ра. техн. наук: 05.20.03. – Кировоград, 1992. – 502 с.

17. Черноиванов В. И. Восстановление деталей машин (Состояние и перспективы) [Текст] / В. И. Черноиванов, И. Г. Голубев. – М.: ФГНУ «Росинформагротех», 2010. – 376 с.

18. Ткачев В. Н. Работоспособность деталей в условиях абразивного изнашивания [Текст] / В. Н. Ткачев. – М. : Машиностроение, 1995. – 336 с.

19. Бойцов Б. Н. Надежность шасси самолета [Текст] / Б. Н. Бойцов. – М. : Машиностроение, 1976. – 216 с.

20. Підвищення надійності шасі літальних апаратів нанесенням дискретних структур на поверхні зношених деталей [Текст] / А. П. Кудрін, В. Є. Марчук, В. Ф. Лабунець, В. В. Жигінас // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К. : НАУ, 2006. – Вип. 46. – С. 149–159.

21. Трофимов В. А. Некоторые причины разрушений силовых деталей шасси из высокопрочных сталей на самолетах Ан [Текст] / В. А. Трофимов, А. Г. Моляр // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2002. – №3. – С.107–109.

22. Тудакова Н. М. Повышение качества и эксплуатационных свойств поверхностей деталей многозвенных ушковых соединений, работающих в условиях фреттинг-коррозии, на основе комбинированной упрочняющей обработки (на примере стыковых соединений планера самолета) [Текст] : автореф. дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / Н. М. Тудакова. – Нижний Новгород, 2002. – 20 с.

23. Coffin M. D. New Air Force requirement for structural safety, durability and life management [Text] / M. D. Coffin, C. F. Tiffany // Journal of Aircraft. – 1976. –V.13. – №2. – P. 93–98.

24. Алехни В. П. Особенности микропластического течения в поверхностных слоях материалов и их влияние на общий процесс макропластической деформации [Текст] / В. П. Алехни, М. Х. Шоршов. – М. : АН СССР, институт металлургии им. А. А. Байкова, 1973. – 81 с.

25. Брондз Л. Д. Технология обеспечения ресурса самолета [Текст] / Л. Д. Брондз. – М. : Машиностроение, 1986. – 184 с.

26. Forsyth P. J. Occurrence of fretting fatigue failures in practice [Text] / P. J. Forsyth // Fretting Fatigue. – 1981. – P. 99–125.

27. Голего Н. Л. Схватывание в машинах и методы его устранения [Текст] / Н. Л. Голего. – К. : Техніка, 1971. – 240 с.

28. Поверхностная прочность материалов при трении [Текст] / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский [и др.] ; под общ. ред. Б. И. Костецкого. – К. : Техніка, 1976. – 296 с.

29. Шевеля В. В. Фреттинг-усталость металлов [Текст] / В. В. Шевеля, Г. С. Калда. – Хмельницький : Поділля, 1998. – 299 с.
30. Weisenbach M. Aircraft battle damage repair estimating procedures and effective impacts [Text] / M. Weisenbach, G. Bennet // AIAA. Per. – 1986. – №2689. – P. 1–7.
31. Молодык Н. В. Восстановление деталей машин [Текст] / Н. В. Молодык, А. С. Зенкин. – М. : Машиностроение, 1989. – 480 с.
32. Суслов А.Г. Инженерия поверхности деталей [Текст] / А.Г. Суслов : монография. – М. : Машиностроение, 2008. – 320 с.
33. New surface engineering techniques can make metals and plastics more resistant to heat and corrosion. Chem. Eng. 1994. April. 35.
34. Марчук В.Є. Захист поверхонь тертя дискретними поверхнями [Текст] / В.Є. Марчук, Б.А. Ляшенко, М.В. Кіндрачук, О.І. Духота // Проблеми тертя та зношування. – 2013. – №2 (61). – С. 80–87.
35. Шнейдер Ю. Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулируемым микрорельефом [Текст] / Шнейдер Ю. Г. – Л. : Машиностроение, 1982. – 248 с.
36. Schneider Y. G. Formation of Surfaces with Uniform Micropatterns on Precision Machine and Instrument Parts [Text] / Y. G. Schneider // Precis. Eng. – 1984. – 6. – P. 219–225.
37. Радионенко О. В. Механізм граничного змащування поверхонь тертя з частково регулярним микрорельефом та їх технологічне забезпечення [Текст] : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Тертя та зношування в машинах / О. В. Радионенко. – Київ, 2006. – 20 с.
38. Bulatov V. P. Basics of Machining Methods to Yield Wear and Fretting Resistive Surfaces, Having Regular Roughness Patterns [Text] / V. P. Bulatov, V. A. Krasny, Y. G. Schneider // Wear. – 1997. – 208. – P. 132–137.
39. Хрущев М. М. Исследование приработки подшипниковых сплавов и цапф [Текст] / М. М. Хрущев. – М. : Машиностроение, 1946. – 160 с.
40. Eastham D. R. Soft materials for overlays [Text] / D. R. Eastham, C. S. Crooks // Tribol. ind. Half Day Courses Leeds (17th Sept. 1980). – 1980. – P. 1–27.

41. Янкевич В. В. Повышение износостойкости и срока службы машин [Текст] / В. В. Янкевич. – К. : Техника, 1960. – 431 с.
42. Исупов М. Г. Создание антифрикционной поверхности струйно-абразивной обработкой [Текст] / М. Г. Исупов // Трение и износ. – 2005. – Т. 26. – №4. – С. 428–433.
43. Saka A. The Role of Tribology in Electrical Contact Phenomena [Text] / A. Saka, M. J. Lio, N. P. Suh // Wear. – 1984. 100. – P. 77–105.
44. Saka N. Boundary Lubrication of Undulated Metal Surfaces at Elevated Temperatures [Text] / N. Saka, H. Tian, N. P. Suh // Tribol. Trans. – 1989. 32 (3). – P. 389–385.
45. Suh N. P. Control of Friction [Text] / N. P. Suh, M. Mosleh, P. S. Howard // Wear. – 1994. 175. – P. 151–158.
46. Mosleh M. Friction of Undulated Surfaces Coated with MoS₂ by Pulsed Laser Deposition [Text] / M. Mosleh, S. Laube, N. P. Suh // Tribol. Trans. – 1999. 42 (3). – P. 495–502.
47. Sunder A. Effets clasto plastiques processus dinsure abrasive a trios cups [Text] / A. Sunder, P. Kapsa, T. Mathia // Metaux. – 1979. – № 650. – P. 351–360.
48. Назаренко П. В. Исследование износостойкости газотермических покрытий из плакированных карбидов в гидроабразивной среде [Текст] / П.В. Назаренко, И. Е. Полищук, А. Е. Ненастьяина // Защит. покрытия на металлах. – 1992. – Вып. 26. – С. 43–45.
49. Askengren L. Grinding damage of plasma sprayed ceramic coatings [Text] / L. Askengren // Oberflac-hentech. Vortr. 3 SURTECKongr (Gemelnsam INTERFINISH Eur., Berlin, Okt. 1985". Berlin; Offenbach). – 1985. – P. 167–174.
50. Хрущев М. М. Износостойкость и структура твердых наплавов [Текст] / М. М. Хрущев, М. А. Бабичев, Е. С. Беркович. – М. : Машиностроение, 1971. – 95 с.
51. Wang X. The Lubrication Effect of Micro-Pits on Parallel Sliding Faces of SiC in Water [Text] / X. Wang, K. Kato, K. Adachi // Tribol. Trans. – 2002. 45 (3). – P. 294–301.

52. Wang X. Improving The Anti-Seizure Ability of SiC Seal in Water with RIE Texturing [Text] / X. Wang, K. Kato // Tribol. Lett. – 2003. 14 (4). – P. 275–280.
53. Loads Carrying Capacity Map for The Surface Texture Design of SiC Thrust Bearing Sliding in Water [Text] / X. Wang, K. Kato, K. Adachi, K. Aizawa // Tribol. Int. – 2003. 36 (3). – P. 189–197.
54. Effect of Surface Texturing on Friction Reduction Between Ceramic and Steel Materials under Lubricated Sliding Contact [Text] / M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki, Y. Yasuda // Wear. – 2003. 254. – P. 356–363.
55. Deterministic Micro Asperities on Bearings and Seals Using a Modified LIGA Process [Text] / L. S. Stephens, R. Siripuram, M. Hyden, B. McCartt // J. Eng. Gas Turbines Power. – 2004. 126 (1). – P. 147–154.
56. Pettersson U. Influence of Surface Texture on Boundary Lubricated Sliding Contacts [Text] / U. Pettersson, S. Jacobson // Tribol. Int. – 2003. 36 (11). – P. 857–864.
57. Hamilton D. B. A Theory of Lubrication by Microasperities [Text] / D. B. Hamilton, J. A. Walowit, C. M. Allen // ASME J. Basic Eng. – 1966. 88 (1). – P. 177–185.
58. Anno J. N. Microasperity Lubrication [Text] / J. N. Anno, J. A. Walowit, C. M. Allen // ASME J. Lubr. Technol. – 1968. 90 (2). – P. 351–355.
59. Anno J. N. Load Support and Leakage from Microasperity-Lubricated Face Seals [Text] / J. N. Anno, J. A. Walowit, C. M. Allen // ASME J. Lubr. Technol. – 1969. 91 (4). – P. 726–731.
60. Jeng Y. R. Impact of Plateaued Surfaces on Tribological Performance [Text] / Y. R. Jeng // Tribol. Trans. – 1996. 39 (2). – P. 354–361.
61. Willis E. Surface Finish in Relation to Cylinder Liners [Text] / E. Willis // Wear. – 1986. 109. – P. 351–366.
62. Laser Texturing for Low-Flying-Height Media [Text] / R. Ranjan, D. N. Lambeth, M. Tromel etc // J. Appl. Phys. – 1991. 69 (8). – P. 5745–5747.
63. The Effect of Slider Surface Texture on Flyability and Lubricant Migration under Near Contact Conditions [Text] / L. Zhou, K. Kato, G. Vurens, Talke F. E. // Tribol. Int. – 2003. 36 (4–6). – P. 269–277.

64. Komvopoulos K. Adhesion and Friction Forces in Microelectromechanical Systems [Text] / K. Komvopoulos : Mechanisms, Measurement, Surface Modification Techniques, and Adhesion Theory // J. Adhes. Sci. Technol.. – 2003. 17 (4). – P. 477–517.

65. Венцель С. В. Применение смазочных масел в двигателях внутреннего сгорания [Текст] / С. В. Венцель. – М. : Химия, 1979. – 240 с.

66. Гитис Н. В. Оптимизация микрогеометрии тихоходных узлов трения с целью управления их задиростойкостью [Текст] : автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / Н. В. Гитис. – Москва, 1983. – 23 с.

67. Туманишвили Г. И. Определение условий заедания по предельной толщине смазочного слоя [Текст] : автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / Г. И. Туманишвили. – Москва, 1980. – 23 с.

68. Суслов А. Г. Влияние шероховатости на процесс трения [Текст] / А. Г. Суслов // Вестник машиностроения. – 1980. – №10. – С. 20–21.

69. Снеговский Ф. П. Механизм действия системы микроканалов при граничной смазке [Текст] / Ф. П. Снеговский, И. В. Виниченко // Проблемы трения и изнашивания. – 1971. – Вып. 18. – С. 86–89.

70. Костецкий Б. И. Сопротивление изнашиванию машин [Текст] / Б. И. Костецкий. – К., М. : Машгиз, 1959. – 478 с.

71. Надежность и долговечность машин [Текст] / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский, Л. И. Бершадский, А. К. Караулов ; под ред. Б. И. Костецкого. – К. : Техніка, 1975. – 408 с.

72. Синяков Г. И. Исследование трения и изнашивания смазываемых поверхностей с системой микроканалов (на примере поршневых пар насосов) [Текст] : автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / Г. И. Синяков. – Ростов-на-Дону, 1979. – 21 с.

73. Коротченко В. В. Вихревое измерительное устройство для контроля толщины масляной пленки в осевых подшипниках скольжения [Текст] / В. В.

Коротченко, М. А. Абаймов, П. Л. Сурис // *Вестник машиностроения*. – 1983. – №4. – С. 34–35.

74. Etsion I. Improving tribological performance of mechanical components by laser surface texturing [Text] / I. Etsion // *Tribol. Lett.* – 2004. 17. – №4. – С. 733–737.

75. Nosowicz J. Laser-structured faces can enhance mechanical seals [Text] / J. Nosowicz, P. Waidner // *Chem. Eng. (USA)*. – 2003. 110. – №13. – С. 51–53.

76. Etsion I. State of the Art in Lazer Surface Texturing [Text] / I. Etsion // *Journal Tribology*. – 2005. 127. – P. 248–253.

77. LaserTexturing for Low-Flying-Height Media [Text] / R. Ranjan, D. N. Lambeth, M. Tromel, etc // *J. Appl. Phys.* – 1991. 69 (8). – P. 5745–5747.

78. The Effect of Slider Surface Texture on Flyability and Lubricant Migration under Near Contact Conditions [Text] / L. Zhou, K. Kato, G. Vurens, F. E. Talke // *Tribol. Int.* – 2003. 36. – P. 269–277.

79. Geiger M. Influence of Laser-Produced Microstructures on the Tribological Behavior of Ceramics / M. Geiger, S. Roth, W. Becker // *Surf. Coat. Technol.* – 1998. 100–101. – P. 17–22.

80. Geiger M. Eximer Laser Micro Texturing of Cold Forging Tool Surface-Influence on Tool Life [Text] / M. Geiger, U. Popp, U. Engel // *Ann. CIRP*. – 2002. – 51. – P. 231–234.

81. Hoppermann A. Tribological Optimisation Using Laser-Structured Contact Surfaces [Text] / A. Hoppermann, M. Kordt // *Oelhydraulik und Pneumatik*. – 2002. – 46 (4), Vereinigte Fachverlage Mainz, ISSN 0341–2660.

82. The Effect of Laser Texturing of SiC Surface on the Critical Load for the Transition of Water Lubrication Mode from Hydrodynamic to Mixed [Text] / X. Wang, K. Kato, K. Adachi, K. Aizawa // *Tribol. Int.* – 2001. 34 (10). – P. 703–711.

83. Laser Ablation and Micropatterning of Thin TiN Coatings [Text] / T. V. Kononenko, S. V. Garnov, S. M. Pimenov, etc // *Appl. Phys. A: Mater. Sci. Process.* – 2000. 71. – P. 627–631.

84. Laser Microstructuring of Steel Surfaces for Tribological Applications [Text] / G. Dumitru, V. Romano, H. P. Weber etc // Appl. Phys. A: Mater. Sci. Process. – 2000. 70. – P. 485–487.

85. Femtosecond Ablation of Ultrahard Materials [Text] / G. Dumitru, V. Romano, H. P. Weber etc // Appl. Phys. A: Mater. Sci. Process. – 2002. 74. – P. 729–739.

86. Laser Treatment of Tribological DLC Films [Text] / G. Dumitru, V. Romano, H. P. Weber etc // Diamond Relat. Mater. – 2003. 12. – P. 1034–1040.

87. Ablation of Carbide Materials with Femtosecond Pulses [Text] / G. Dumitru, V. Romano, H. P. Weber etc // Appl. Surf. Sci. – 2003. 205. – P. 80–85.

88. The Effect of Laser Texturing of Steel Surfaces and Speed-Load Parameters on the Transition of Lubrication Regime from Boundary to Hydrodynamic [Text] / A. Kovalchenko, O. Ajayi, A. Erdemir, etc // Tribol. Trans. – 2004. 47 (2). – P. 299–307.

89. Etsion I. A Model for Mechanical Seals with Regular Microsurface Structure [Text] / I. Etsion, L. Burstein // Tribol. Trans. – 1996. 39 (3). – P. 677–683.

90. Etsion I. Increasing Mechanical Seal Life with Laser-Textured Seal Faces [Text] / I. Etsion, G. Halperin, Y. Greenberg : 15th International Conference On Fluid Sealing BHR Group, Maastricht. – 1997. – P. 3–11.

91. Etsion I. Analytical and Experimental Investigation of Laser-Textured Mechanical Seal Faces [Text] / I. Etsion, Y. Kligerman, G. Halperin // Tribol. Trans. – 1999. 42. – P. 511–516.

92. Etsion I. Improving Tribological Performance of Mechanical Seals by Laser Surface Texturing [Text] / I. Etsion // Proceedings of the 17th International Pump Users Symposium. – 2000. – P. 17–22.

93. Кузьменко А. Г. Дослідження ефективності профілю змащувальної канавки [Текст] / А. Г. Кузьменко, О. П. Бабак, О. А. Пасічник // Проблеми трибології. – 2007. – №3. – С. 3–5.

94. Yu X. Q. Frictional Characteristics of Mechanical Seals with a Laser-Textured Seal Face [Text] / X. Q. Yu, S. He, R. L. Cai // J. Mater. Process. Technol. – 2002. 129. – P. 463–466.

95. Etsion I. A Laser Surface Textured Hydrostatic Mechanical Seal [Text] / I. Etsion, G. Halperin // Tribol. Trans. – 2002. 45 (3). – P. 430–434.

96. Effect of Micro-Surface Texturing on Breakaway Torque and Blister Formation on Carbon-Graphite Faces in a Mechanical Seal [Text] / S. Pride, K. Folkert, P. Guichelaar, I. Etsion // Lubr. Eng. – 2002. 58. – P. 16–21.

97. Kligerman Y. Analysis of the Hydrodynamic Effects in a Surface Textured Circumferential Gas Seal [Text] / Y. Kligerman, I. Etsion // Tribol. Trans. – 2001. 44 (3). – P. 472–478.

98. McNikel A. Near-Contact Laser Surface Textured Dry Gas Seals [Text] / A. McNikel, I. Etsion // ASME J. Tribol. – 2004. 126 (4). – P. 788–794.

99. Ronen A. Friction-Reducing Surface Texturing in Reciprocating Automotive Components [Text] / A. Ronen, I. Etsion, Y. Kligerman // Tribol. Trans. – 2001. 44 (3). – P. 359–366.

100. Ryk G. Experimental Investigation of Laser Surface Texturing for Reciprocating Automotive Components [Text] / G. Ryk, Y. Kligerman, I. Etsion // Tribol. Trans. – 2002. 45 (4). – P. 444–449.

101. Benefits of Laser-Structured Cylinder Liners for Internal Combustion Engines [Text] / R. Golloch, G. P. Merker, U. Kessen, S. Brinkmann // Proceedings of the 14th International Colloquium Tribology (January 13–15 Esslingen). – 2004. – P. 321–328.

102. Brizmer V. A Laser Surface Textured Parallel Thrust Bearing [Text] / V. Brizmer, Y. Kligerman, I. Etsion // Tribol. Trans. – 2003. 46 (3). – P. 397–403.

103. Experimental investigation of laser surface textured parallel thrust bearings [Text] / I. Etsion, G. Halperin, V. Brizmer, Y. Kligerman // Tribol. Lett. – 2004. 17 (2). – P. 295–300.

104. Lo S. W. A Theoretical Model of Micro-Pool Lubrication in Metal Forming [Text] / S. W. Lo, W. R. D. Wilson // J. Tribol. – 1999. 121 (4). – P. 731–738.

105. Varenberg M. Different Aspects of the Role of Wear Debris in Fretting Wear [Text] / M. Varenberg, G. Halperin, I. Etsion // Wear. – 2002. 252. – P. 902–910.

106. Volchok A. The Effect of Surface Regular Micro-Topography on Fretting Fatigue Life [Text] / A. Volchok, G. Halperin, I. Etsion // Wear. – 2002. 253. – P. 509–515.

107. Ляшенко Б. А. Упрочняющие покрытия дискретной структуры [Текст] / Б. А. Ляшенко, А. Я. Мовшович, А. И. Долматов // Технологические системы. – 2001. – №4. – С. 17–25.

108. Упрочнение поверхности металлов покрытиями дискретной структуры с повышенной адгезионной и когезионной прочностью [Текст] / Б. А. Ляшенко, Ю. А. Кузема, М. С. Дигам, О. В. Цыгулев. – К. : Ин-т проблем прочности АН УССР, 1984. – 57 с. – (Препринт / АН УССР, Ин-т проблем прочности).

109. Ляшенко Б. А. Відновлення бронзових деталей диференційними дискретними покриттями по епюрі нерівномірного зносу [Текст] / Б. А. Ляшенко, В. В. Єрмолаєв, В. І. Мірненко // Современные процессы механической обработки и качество поверхностей деталей машин: збірник наук. праць / Ін-т надтвердих матеріалів НАН України. – 1998. – С. 53–56.

110. Формирование дискретных электроискровых покрытий триботехнического назначения [Текст] / А. П. Кудрин, В. Ф. Лабунец, В. В. Жигинас, В. И. Маленко // Проблеми трибології. – 2007. – №3. – С. 45–48.

111. Ляшенко Б. А. Тенденции развития упрочняющей поверхностной обработки и положение в Украине [Текст] / Б. А. Ляшенко, С. А. Клименко // Сучасне машинобудування. – 1999. – №1. – С. 94–104.

112. Восстановление деталей машин дифференциальными покрытиями дискретной структуры [Текст] / Б. А. Ляшенко, О. А. Розенберг, В. В. Ермолаев, В. И. Мирненко // Тяжелое машиностроение. – 2001. – №2. – С. 21–23.

113. Многофункциональные дискретные покрытия для восстановления изношенных деталей авиационной техники [Текст] / [Б. А. Ляшенко, В. Ф. Лабунец, В. Є. Марчук, И. Б. Дерек] // матеріали V Міжнар. наук.-техн. конф. «АВІА–2003» (Київ, 23-25 квітня 2003 р.). – Т.ІІІ. Виробництво та експлуатація авіаційної техніки. – К. : НАУ, 2003.– С. 35.47–35.51.

114. Применение электроискровых покрытий для восстановления изношенных деталей авиационной техники [Текст] / [А. П. Кудрин, В. Ф. Лабунец, В. Е. Марчук, В. В. Кравець, А. С. Вальков] // матеріали VI Міжнар. наук.-техн. конф. «АВІА–2004» (Київ, 26-28 квітня 2004 р.). – Т.ІІІ. Виробництво та експлуатація авіаційної техніки. – К. : НАУ, 2004. – С. 36.13–36.16.

115. Исследование износостойких не сплошных покрытий, образованных электроискровым легированием [Текст] / Ю. И. Мулин, А. Д. Верхотуров, Л. А. Климова, В. Д. Власенко // Трение и износ. – 2004. – Т. 25. – №6. – С. 650–655.

116. Дискретні покриття на різальному інструменті [Текст] / В. С. Антонюк, О. Б. Сорока, Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковський // Проблемы прочности. – 2007. – №1. – С. 138–143.

117. Антонюк В. С. Выбор параметров покрытий дискретной структуры при модификации поверхности режущего инструмента [Текст] / В. С. Антонюк, Б. А. Ляшенко, О. Б. Сорока // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. – №3. – С. 49–50.

118. Балабуха О. В. Підвищення довговічності і ефективності роботи ріжучих елементів ґрунтообробних машин шляхом управління спрацюванням при дискретному зміцненні [Текст] : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.05.11 «Машини і засоби механізації сільськогосподарського виробництва» / О. В. Балабуха. – Кіровоград, 2001. – 17 с.

119. Антонюк В. С. Основи підвищення працездатності різального інструменту шляхом формування зносостійких покриттів дискретного типу [Текст] : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук : спец. 05.03.01 «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти» / В. С. Антонюк. – Київ, 2006. – 38 с.

120. Абразивная стойкость электроискровых и комбинированных лазерно-электроискровых покрытий на легких сплавах [Текст] / А. И. Духота, В. Ф. Лабунец, В. В. Жигинас [и др.] // Проблемы тертя та зношування : наук.-техн. зб. / Нац. авіац. ун-т. – 2007. – Вип. 48. – С. 185–195.

121. Юречко Д. В. Инженерия износостойкой поверхности сплавов алюминия при их электроискровом легировании материалами на основен систем AlN-Ti(Zr)B₂

и $\text{LaB}_6\text{-ZrB}_2$ [Текст] : дис. канд. техн. наук : 05.02.01 / Юречко Дмитрий Витальевич. – К., 2006. – 172 с.

122. Тепленко М. А. Структура и износостойкость покрытий на титановом сплаве и сталях, полученных при электроискровом легировании материалов AlN-ZrB_2 [Текст] / М. А. Тепленко, И. А. Подчерняева // Порошковая металлургия. – 2002. – №3/4. – С. 48–58.

123. Износостойкость керамических режущих инструментов на основе нитрида кремния со сплошными и дискретными нитрид титановыми покрытиями [Текст] / Г. Г. Гнесин, Б. А. Ляшенко, С. Н. Фоменко, А. В. Рутковский // Порошковая металлургия. – 1997. – №11–12. – С. 93–97.

124. Фоменко С. Н. Повышение эксплуатационных характеристик инструментальных материалов на основе нитрида кремния нанесением износостойких покрытий [Текст] : автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.16.06 «Порошковая металлургия и композиционные материалы» / С. Н. Фоменко. – Киев, 1997. – 19 с.

125. Браиловский Г. Э. Разрушение защитных покрытий различной конструкции и толщины [Текст] / Г. Э. Браиловский, Б. А. Ляшенко, О. В. Цыгулев // Проблемы прочности. – 1990. – № 3. – С. 97–101.

126. Gille G. Investigations of mechanical behavior of brittle wear-resistant coatings [Text] / G. Gille // Thin Solid Films. – 1984. – 111. – №3. – P. 201–218.

127. Tan S. R. A theory for progressive matrix cracking in composite laminates [Text] / S. R. Tan, R. J. Nuixmer // J. Compos. Mater. – 1989. – 23. – №3. – P. 1029–1047.

128. Wetzling K. Structure, mechanical and stability behavior of hard material layers on steel substrates [Text] / K. Wetzling, J. Eddmann, G. Gille // High-Purity Materials Sciences and Technologies (Int. Symp., Dresden, May 6–10). – Oberiung-witz. – 1985. – P. 444–445.

129. Mezin A. A statistical approach for cracking of deposits: determination of mechanical properties [Text] / A. A. Mezin, R. Ramboar'ma, J. Lepage // Mech. Coating. – 1990. – 17. – P. 209–213.

130. Mezin A. Aspects statistiques de la multifissuration unidirectionnelle des revêtements [Text] / A. Mezin // Acta Met. Mater. – 1995. – 43. – №8. – P. 3151–3157.

131. Готра З. Ю. Технология микрорелектронных устройств [Текст] / З. Ю. Готра. – М. : Радио и связь, 1991. – 528 с.

132. Технологическое обеспечение вакуум-плазменных покрытий дискретной структуры [Текст] / Е. К. Соловых, Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковский [и др.] // Технологические системы. – 2007. – №2. – С. 22–27.

133. Балабанова Н. В. Анализ топографии и физико-механических свойств покрытий для рабочих элементов микропинцетов [Текст] / Н. В. Балабанова, С. А. Чижик, З. Римуза // Трение и износ. – 2006 (27). – №5. – С. 514–519.

134. Симдянкин А. А. Исследование износостойкости деталей слоеной конструкции [Текст] / А. А. Симдянкин, Ю. В. Кривопапов // Трение и износ. – 2000 (21). – №4. – С. 433–437.

135. Баринов С. В. Исследование износостойкости деталей с неоднородной поверхностью трения [Текст] / С. В. Баринов, Б. П. Загородских, А. А. Симдянкин // Трение и износ. – 2003 (24). – №5. – С. 568–572.

136. Приходько В. М. Исследование работы подшипников скольжения с вязкой и вязкопластичной смазкой в зависимости от макрогеометрии контактирующих поверхностей [Текст] : автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / В. М. Приходько. – Ростов-на-Дону, 1981. – 25 с.

137. Yukio Miyakawa. Influence of Surfaces Roughness on Boundary Friction [Text] / Yukio Miyakawa. // Lubrication engineering. – 1966. – V. 22. – P. 109–116.

138. Дерягин Б. В. Исследование граничной смазки при кинетическом трении на проволочном трибометре [Текст] / Б. В. Дерягин, В. П. Лазарев // Журнал технической физики. – 1953. – Т. 23. – Вып. 11. – С. 1977–1991.

139. Дау. Метод экспериментальной оценки толщины масляной пленки между цилиндром и поршневым кольцом [Текст] / Шиле, Стокуэла Дау // Проблемы трения и смазки : Труды Америк. общества инженеров-механиков. – 1983. – Т. 105. – №3. – С. 40–48.

140. Одинцов Л. Г. Образование специального микрорельефа поверхности для повышения качества масляной пленки и износостойкости деталей [Текст] / Л. Г. Одинцов // Повышение эксплуатационных свойств деталей поверхностно-пластическим деформированием. – 1971. – Вып. II. – С. 65.

141. Меньшаков В. М. Влияние обкатывания на усталостную прочность хромированных и износостойких закаленных сталей [Текст] / В. М. Меньшаков, Р. М. Ковалев // Повышение эксплуатационных свойств деталей поверхностно-пластическим деформированием. – 1971. – Вып. II. – С. 138.

142. Sharma J. P. Heat of adsorption and critical temperature studies of Boundary Lubricants on steel surfaces [Text] / J. P. Sharma, R. S. Malhotra, A. Cameron // Wear. – 1973. – V. 25. – P. 281–297.

143. Сорокин В. М. Механизм формирования и расчет геометрических параметров регулярного микрорельефа при центробежной обработке свободными шариками [Текст] / В. М. Сорокин // Вестник машиностроения. – 1983. – №6. – С. 59–60.

144. Боуден Ф. П. Трение и смазка твердых тел. [Текст] / Ф. П. Боуден, Д. Тейбор ; пер. с англ. под ред. И. В. Крагельского. – М. : Машиностроение, 1968. – 543 с.

145. Протопопов Б. В. Методы оценки триботехнических свойств материалов [Текст] / Б. В. Протопопов. – К. : Знание, 1980. – 28 с.

146. Комвопулос С. С. Механизм трения при граничной смазке / С. С. Комвопулос // Проблемы трения и смазки. – 1985. – №4. – С. 17–22.

147. Буракова М. А. Использование регулярного макрорельефа в узлах трения на примере зубчатой передачи [Текст] / М. А. Буракова // Интеграция отраслевой и вузовской науки : Проблемы современного машиностроения : материалы. межд.

науч.-техн. конф. (Ростов-на-Дону, 29–31 мая, 2001). – Ростов-на-Дону: Изд-во РГАСХМ. – 2001. – С. 145–146.

148. Поверхневе зміцнення сталей нанесенням дискретних азотованих шарів [Текст] / М. В. Кіндрачук, М. С. Яхья, О. В. Герасимова, Н. В. Ішук // Технологічні системи. – 2007. – №2. – С. 55–58.

149. Семенов Я. С. Технология повышения износостойкости материалов, подверженных сколу при трении [Текст] / Я. С. Семенов, М. П. Лебедев // Трение и износ. – 2006 (27). – №3. – С. 309–312.

150. Кіндрачук М. В. Триботехнічні властивості плазмових покриттів з дискретною структурою [Текст] / М. В. Кіндрачук, Н. В. Ішук, В. В. Пастернак // Проблеми трибології. – 2003. – №1. – С. 75–81.

151. Возненко В. В. Поліпшення експлуатаційних характеристик деталей приладів шляхом формування функціональних поверхонь з дискретно-орієнтовною топографією [Текст] : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.11.14 «технологія приладобудування» / В. В. Возненко – Київ, 2006. – 20 с.

152. Антонюк В. С. Вплив ДОТ поверхні на трибологічні характеристики пар тертя [Текст] / В. С. Антонюк, В. В. Возненко // Вісник НТУУ “КПІ”. Серія приладобудування. – К. : НТУУ “КПІ”. – 2006. – Вип. 32. – С. 71–76.

153. Кузнецов Е. А. Напряженное состояние неоднородного полупространства с переменным по глубине коэффициентом Пуассона при действии на него сосредоточенной силы [Текст] / Е. А. Кузнецов, Г. А. Гороховский // Трение и износ. – 1984. – Т. 5. – №5. – С. 806–816.

154. Костецкий Б. И. Фундаментальные основы и комплексный подход решения задач трибологии [Текст] / Б. И. Костецкий // Надежность и долговечность машин и сооружений. – 1990. – Вып.18. – С. 47–60.

155. Костецкий Б. И. Управление изнашиванием машин [Текст] / Б. И. Костецкий. – К. : Общ-во "Знание", 1984. – 19 с.

156. Ляшенко Б. А. О снижении остаточных напряжений в вакуум-плазменных покрытиях [Текст] / Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковский, Е. Б. Сорока // Проблемы прочности. – 2001. – №4. – С. 62–68.

157. Ляшенко Б. А. Определение параметров дискретной структуры покрытий с учетом остаточных напряжений [Текст] / Б. А. Ляшенко, Е. Б. Сорока, А. В. Рутковский // Проблемы прочности. – 2002. – №4. – С. 119–125.

158. Ляшенко Б. А. Расчет параметров дискретной структуры покрытий на режущем инструменте и деталей машин [Текст] / Б. А. Ляшенко, В. С. Антонюк, Е. Б. Сорока // Вестник Полоцкого гос. Университета, серия В. – 2005. – С. 44–46.

159. Кіндрачук М. В. Напружено-деформований стан дискретно оброблених лазером сталей під час контактної взаємодії [Текст] / М. В. Кіндрачук, М. С. Яхья, Н. В. Іщук // Проблеми тертя та зношування : наук.-техн. зб. / Нац. авіац. ун-т. – 2006. – Вип. 46. – С. 29–39.

160. Технологическое обеспечение вакуум-плазменных покрытий дискретной структуры [Текст] / Е. К. Соловых, Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковский [и др.] // Технологические системы. – 2007. – №2. – С. 22–27.

161. Abrasive wear failures [Text] / J. A. Hawk, R. D. Wilson, D. R. Danks, M. T. Catrpillar // ASM Handbook. Materials Park, OH, ASM International. – 2002 (11). – P. 906–921.

162. Bhushan B. Introduction to tribology [Text] / B. Bhushan. – New York: John Wiley & Sons., 2002. – 732 p.

163. Kassim S. Equivalent hardness concept and two-body abrasion of iron-base alloys [Text] / S. Kassim // Wear. – 2000. – V. 243. – 1–2. – P. 92–100.

164. Nutchings I. M. Abrasion in wear and manufacturing processes [Text] / I. M. Nutchings // Metal. Ital. – 2002 (94). – №2. – P. 17–21.

165. Canale L. F. Abrasive wear resistance of a Fe based hard coating containing Cr and Nb [Text] / L. F. Canale // 20th ASM Heat Treating Society Conf. St. Louis, MO USA. – 2000. – P. 9–12.

166. Баходур С. Экономическое значение износа материалов в современном обществе [Текст] / С. Баходур // Проблемы трения и смазки. – 1978. – №2. – С. 1–4.

167. Гаркунов Д. Н. Триботехника [Текст] / Д. Н. Гаркунов. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.

168. Tylczak J. H. Abrasive wear [Text] / J. H. Tylczak // ASM Handbook. Materials Park, OH, ASM International. — 1992 (18). — P. 184–190.

169. Шейнман Е. Л. Абразивных износ. Обзор американской печати [Текст] / Е. Л. Шейнман // Трение и износ. — 2005. — Т. 26. — №1. — С. 100–111.

170. Обеспечение износостойкости изделий. Трение, изнашивание и смазка. Термины и определения [Текст] : ГОСТ 23.002-78. — М. : Изд-во стандартов, 1985. — 14 с.

171. Хрущев М. М. Абразивное изнашивание [Текст] / М. М. Хрущев, М. А. Бабичев. — М. : Изд-во «Наука», 1970. — 252 с.

172. Тененбаум М. М. Сопротивление абразивному изнашиванию [Текст] / М. М. Тененбаум. — М. : Машиностроение, 1976. — 270 с.

173. Локай В. И. Газовые турбины двигателей летательных аппаратов [Текст] / В. И. Локай, М. К. Максимова, В. А. Стрункин. — М. : Машиностроения, 1979. — 350 с.

174. Ткачев В. Н. Резервы решения проблемы абразивного износа [Текст] / В. Н. Ткачев. — М. : Машиностроение, 2002. — 59 с.

175. Добровольский А. Г. Абразивная износостойкость материалов [Текст] / А. Г. Добровольский, П. И. Кошеленко : Справочное пособие. — К. : «Тэхника», 1989. — 128 с.

176. Лоренц В. Ф. Износ деталей сельскохозяйственных машин [Текст] / В. Ф. Лоренц. — М. : Машгиз, 1948. — 100 с.

177. Кузнецов В. Д. Наросты при резании и трении [Текст] / В. Д. Кузнецов. — М. : Гостехтеориздат, 1956. — 284 с.

178. Кузнецов В. Д. Поверхностная энергия твердых тел [Текст] / В. Д. Кузнецов. — М. : Гос. изд. техн.-теоретич. литер., 1954. — 220 с.

179. Кузнецов В. Д. Физика резания и трения металлов и кристаллов [Текст] / В. Д. Кузнецов. — М. : Наука, 1977. — 310 с.

180. Ханин М. В. Механическое изнашивание материалов [Текст] / М. В. Ханин. — М. : Изд-во стандартов, 1984. — 152 с.

181. Хрущев М. М. Исследование изнашивания металлов [Текст] / М. М. Хрущев, М. А. Бабичев. – М. : Изд-во АН СССР, 1960. – 351 с.
182. Арзамасов Б. Н. Конструкционные материалы [Текст] / Б.Н. Арзамасов, В. А. Брострем, Н. А. Буше : Справочник. – М. : Машиностроение, 1990. – 688 с.
183. Ткачѐв В. Н. Работоспособность деталей машин в условиях абразивного изнашивания [Текст] / В. Н. Ткачѐв. – М. : Машиностроение, 1995. – 336 с.
184. Ткачѐв В. Н. Резервы решения проблемы абразивного износа [Текст] / В. Н. Ткачѐв. – М. : Машиностроение, 2002. – 59 с.
185. Ткачѐв В. Н. Износ и повышение долговечности детали сельскохозяйственных машин [Текст] / В. Н. Ткачѐв. – [2-е изд., доп.]. – М. : Машиностроение, 1971. – 264 с.
186. Дьяченко П. Е. Зависимость микрогеометрии поверхности от условий механической обработки [Текст] / П. Е. Дьяченко //Трение и износ в машинах. – 1947. – С. 377.
187. Дьяченко П. Е. Шлифовальный круг и его режущая способность [Текст] / П. Е. Дьяченко // Труды ЦНИИ авиационного моторостроения им. П. И. Баранова. – 1939. – Вып. 30. – С. 103.
188. Кузнецов В. Д. Наросты при резании и трении [Текст] / В. Д. Кузнецов. – М. : Гостехтеориздат, 1956. – 284 с.
189. Кузнецов В. Д. Физика резания и трения металлов и кристаллов [Текст] / В. Д. Кузнецов. – М. : Наука, 1977. – 310 с.
190. Кашеев В. Н. Процессы в зоне фрикционного контакта металлов [Текст] / В. Н. Кашеев. – М. : Машиностроение, 1978. – 213 с.
191. Кашеев В. Н. Абразивное разрушение твердых тел [Текст] / В. Н. Кашеев. – М. : Наука, 1970. – 247 с.
192. Кашеев В. Н. Физико-механические процессы абразивного разрушения металлической поверхности [Текст] / В. Н. Кашеев // Трение и износ. – 1980. – Т. 1. – №3. – С. 425–436.
193. Маслов Е. Н. Основы теории шлифования [Текст] / Е. Н. Маслов. – М. : Машгиз, 1951. – 179 с.

194. Маслов Е. Н. Ультразвуковое суперфиниширование абразивными и алмазными брусками [Текст] / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1984. – 56 с.
195. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента [Текст] / В. Н. Бакуль, И. П. Захаренко, Я. А. Кункин [и др.] – К. : Техника, 1971. – 208 с.
196. Костецкий Б. И. Структура и поверхностная прочность материалов при трении [Текст] / Б. И. Костецкий // Проблемы прочности, 1981. – №3. – С. 90–98.
197. Костецкий Б. И. Трение, смазка и износ в машинах [Текст] / Б. И. Костецкий. – К. : Техника, 1970. – 396 с.
198. Костецкий Б. И. Износостойкость и антифрикционность деталей машин [Текст] / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский. – К. : Техника, 1965. – 205 с.
199. Львов П. Н. Износостойкость деталей строительных и дорожных машин [Текст] / П. Н. Львов. – М. : Машгиз, 1962. – 112 с.
200. Львов П. Н. Абразивный износ и защита от него [Текст] / П.Н. Львов. – М. : Изд-во ЦБТИ, 1959. – 55 с.
201. Львов П. Н. Основа абразивной износостойкости деталей строительных машин [Текст] / П. Н. Львов. – М. : Изд-во литературы по строительству, 1970. – 71 с.
202. Крагельский И. В. Трение и знос [Текст] / И. В. Крагельский. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – М. : Машиностроение, 1968. – 478 с.
203. Крагельский И. В. Трение и знос [Текст] / И. В. Крагельский. – М. : Машгиз, 1962. – 384 с.
204. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ [Текст] / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М. : Машиностроение, 1987. – 526 с.
205. Крагельский И. В., Михин Н. М. Узлы трения машин [Текст] / И. В. Крагельский, Н. М. Михин : Справочник. – М. : Машиностроение, 1984. – 280 с.
206. Крагельский И. В. Об усталостной природе износа твёрдых тел [Текст] / И. В. Крагельский // Вопросы механической усталости. – 1964. – С. 128–132.

207. Крагельский И. В. О механизме абразивного износа [Текст] / И. В. Крагельский, Г. Я. Ямпольский // Изв. вузов. физика. – 1968. – №11. – С. 81–87.

208. Богомолов Н. И. Основные процессы при взаимодействии абразива и металла [Текст] : автореф. дисер. на соискание ученой степени докт. техн. наук. : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / Н. И. Богомолов. – Киев, 1967. – 46 с.

209. Икрамов У. Механизм и природа абразивного изнашивания [Текст] / У. Икрамов. – Ташкент: «Фан», 1979. – 136 с.

210. Буше Н. А. Совместимость трущихся поверхностей [Текст] / Н. А. Буше, В. В. Копытько. – М. : Наука, 1981. – 128 с.

211. Ребиндер П. А. Поверхностные явления в твердых телах в процессе их деформации и разрушения [Текст] / П. А. Ребиндер, Е. Д. Щукин // Успехи физических наук. – 1972. – Т. 108. – Вып. 1. – С. 3–42.

212. Garbar I. I. Critical structures of metal destruction under the process of wear [Text] / I. I. Garbar // J. Tribol. — 2000 (122). – P. 361–365.

213. Scandeila F. Development of hardfacing material in Fe-Cr-Nb-C system for use under highly abrasive conditions [Text] / F. Scandeila, R. Scandella // Mater. Sci. Technol. – 2004 (20). – P. 92–105.

214. Al-Rubaie K. C. Equivalent hardness concept and two-body abrasion of iron-base alloys [Text] / K. C. Al-Rubaie // Wear. – 2000 (243). – №1-2. – P. 92–100.

215. Малыгин Г. А. Моделирование деформационного рельефа поверхности пластически деформируемого кристалла [Текст] / Г. А. Малыгин // Физика твердого тела. – 2007. – Т. 49. – Вып. 8. – С. 1392–1397.

216. Попов В. С. Методика исследования сопротивляемости сплавов разрушению при абразивном изнашивании [Текст] / В. С. Попов // Проблемы трения и изнашивания. – К. : Техника, 1973. – Вып. 4. – С. 83–86.

217. Дворук В. І. Визначення поверхневої енергії металів при абразивному зношенні [Текст] / В. І. Дворук, М. В. Кіндрачук, О. В. Герасимова // Фізика і хімія твердого тіла. – 2006. – Т. 7. – №3. – С. 560–563.

218. Кузнецов В.Д. Поверхностная энергия твердых тел [Текст] / В. Д. Кузнецов. – М. : Гос. изд. техн.-теоретич. литер., 1954. – 220 с.

219. Хрущев М. М. Абразивная износостойкость и физические характеристики межатомной связи материалов [Текст] / М. М. Хрущев, М. А. Бабичев // Абразивный износ и повышение износостойкости деталей машин путем наплавки и напыления. – К. : Изд-во об-ва «Знание». – 1970. – С. 29–31.

220. Погодаев Л. И. Гидроабразивный и кавитационный износ судового оборудования [Текст] / Л. И. Погодаев, П. А. Шевченко. – Л. : Судостроение, 1984. – 264 с.

221. Abrasive wear behaviour of a high carbon steel: effects of microstructure and experimental parameters and correlatin with mechanical properties [Text] / O. P. Modi, D. P. Mondal, B. K. Prasad, etc // Mater. Sci. Eng. A. – 2003 (343). – №1–2. – P. 235–242.

222. Медеяев И. А. Физическая природа разрушения материалов при абразивном изнашивании [Текст] / И. А. Медеяев, А. Ю. Албагачиев, Г. М. Сорокин // Трение и износ. – 2004. – Т. 25. – №2. – С. 148–154.

223. Тененбаум М. М. Сопротивление абразивному изнашиванию [Текст] / М.М. Тененбаум. – М. : Машиностроение, 1976. – 270 с.

224. Тененбаум М. М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин при абразивном изнашивании [Текст] / М. М. Тененбаум. – М. : Машиностроение, 1966. – 331 с.

225. Брыков Н. Н. Проблема сопротивляемости сталей и сплавов абразивному изнашиванию [Текст] / Н. Н. Брыков, М. Н. Брыков // Проблемы трибології. – 2006. – №1. – С. 93–107.

226. Сорокин Г. М. Критерии выбора сталей применительно к абразивному изнашиванию [Текст] / Г. М. Сорокин, Б. П. Сафонов, А. В. Бегова // Трение и износ. – 2003. – Т. 24. – №1. – С. 80–84.

227. Медеяев И. А. Физическая природа разрушения материалов при абразивном изнашивании [Текст] / И. А. Медеяев, А. Ю. Албагачиев, Г. М. Сорокин // Трение и износ. – 2004. – Т. 25. – №2. – С. 148–154.

228. Смит М. К. Основы физики металлов [Текст] / М. К. Смит ; [пер. с англ.]. – М. : Metallurgizdat, 1962. – 456 с.

229. Влияние гетерофазной структуры на характер поверхностного разрушения сталей [Текст] / А. А. Батаев, В. А. Батаев, Л. И. Тушинский [и др.] // Изв. вузов чер. металлургия. – 1999. – 7. – С. 47–50.
230. Коттрел А. Х. Дислокации и пластическое течение в кристаллах [Текст] / А. Х. Коттрел ; [пер. с англ.]. – М. : Металлургиздат, 1958. – 264 с.
231. Фридель Ж. Дислокации [Текст] / Ж. Фридель ; [пер. с англ.]. – М. : Мир, 1967. – 627 с.
232. Екобори Т. Физика и механика разрушения и прочности твердых тел [Текст] / Т. Екобори ; [пер. с англ.]. – М. : Атомиздат, 1971. – 264 с.
233. Хирт Дж. Теория дислокаций [Текст] / Дж. Хирт, Й. Лоте. – М. : Атомиздат, 1972. – 600 с.
234. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов [Текст] / Я. Б. Фридман. – [3-е изд., переаб. и доп.] : в 2-х ч. Ч. 1. – М. : Машиностроение, 1974. – 472 с.
235. Иванова В. С. Разрушение металлов [Текст] / В. С. Иванова. – М. : Металлургия, 1979. – 168 с.
236. Predicting three-body abrasive wear using Monte Carlo method [Text] / L. Fang, W. Liu, D. Du, etc // Wear. – 2004 (256). – №7–8. – P. 685–694.
237. Брыков М. Н. Абразивное изнашивание железоуглеродистых сталей [Текст] / М. Н. Брыков // Трение и износ. – 2006. – Т. 27, №1. – С. 105–109.
238. Войнов Б. А. Износостойкое сплавы и покрытия [Текст] / Б. А. Войнов. – М. : Машиностроение, 1980. – 120 с.
239. Клейс И. Р. Основы выбора материалов для работы в условиях газоабразивного изнашивания [Текст] / И. Р. Клейс // Трение и износ. – 1980. – Т.1, №2. – С. 263–271.
240. Клейс И. Р. Износостойкость элементов измельчителей [Текст] / И. Р. Клейс, Х. Х. Ууэмыйс. – М. : Машиностроение, 1986. – 160 с.
241. Клейс И. Р. Об изнашивании металлов в абразивной струе [Текст] / И. Р. Клейс. – Таллин : Наука, 1989. – 135 с.
242. Марченко Е. А. Частицы износа и процессы в трибоконтакте [Текст] / Е. А. Марченко // Вестник машиностроения. – 2002. – №9. – С. 27–31.

243. Anderson D. W. Wear Particle Atlas [Text] / D. W. Anderson // Naval Air Engineering Center Report No NAEC-92-163. – 1992. – P. 118–123.

244. Hunt T. M. Handbook of Wear Debris Analysis and Particle Detection in Liquid [Text] / T. M. Hunt. – London : Elsevier Applied Science. – 1983. – P. 88–91.

245. Peng Z. Wear Particle Classification in a Fuzzy Grey System [Text] / Z. Peng, T. V. Kirk // Wear. 225–229. – 1999. – P. 1238–1247.

246. Богомолов В. Н. Зависимость радиуса округления вершин абразива от величины зерна [Текст] / В. Н. Богомолов, Л. Н. Новикова // Трение, смазка и износ деталей машин. – 1964. – Вып. 4. – С. 48-52.

247. Кашеев В. Н. Сопротивление металлической поверхности абразивному разрушению [Текст] / В. Н. Кашеев // Долговечность трущихся деталей машин. – М. : Машиностроение. – 1990. – Вып. 4. – С. 279–295.

248. Кашеев В. Н. Абразивное разрушение твердых тел [Текст] / В. Н. Кашеев. – М. : Наука, 1970. – 248 с.

249. Кашеев В. Н. Изнашивание потоком частиц стальной поверхности и ее температура [Текст] / В. Н. Кашеев, Э. Л. Вольф // Трение и износ. – 1982. – Т.3, №4. – С. 655–660.

250. Розенберг Ю. А. Влияние смазочных масел на надежность и долговечность деталей машин [Текст] / Ю. А. Розенберг. – М. : Машиностроение, 1970. – 315 с.

251. Маев В. Е. Исследование абразивных свойств твердых минеральных частиц малого размера [Текст] / В. Е. Маев. – (В кн. «Трение и износ в машинах»). – М. : Изд-во АН УзССР. – 1964. – Вып. 19. – С. 52–65.

252. Венцель С. В. Применение смазочных масел в двигателях внутреннего сгорания [Текст] / С. В. Венцель. – М. : Химия, 1979. – 237 с.

253. Boundary additive effect on abrasive wear during single asprity plowing of 3004 aluminum alloy [Text] / S. M. Opalka, L. G. Hector, S. R. Schmid, etc // J. of Tribology. – 1999 (121). – P. 384–393.

254. De Pellegrin D. V. Sharpness of abrasive particles and surfaces [Text] / D. V. De Pellegrin, G. V. Stachowiak // Wear. – 2004 (256). – №6. – P. 614–622.

255. Pintaude G. The effects of abrasive particle size on the sliding friction coefficient of steel using a spiral pin-on-disk apparatus [Text] / G. Pintaude, A. Sinatora, D. K. Tanaka // *Wear*. – 2003 (255). – №1. – P. 55–59.

256. Gao Y. X. A micro-mechanism based analysis for size-dependent indentation hardness [Text] / Y. X. Gao, H. Fan // *J. of Materials Science*. – 2002. – V. 37. – P. 4493–4498.

257. De Rooij M. B. Abrasive wear between rough surfaces in deep drawing [Text] / M. B. De Rooij, M. A. Masen // *Wear*. – 2004 (256). – №6. – P. 693–646.

258. Zavarise G. On the reliability of microscopical contact models [Text] / G. Zavarise, M. Borri-Brunette, M. Paggi // *Wear*. – 2004 (257). – №3-4. – P. 229–245.

259. Шпеньков Г. П. Физикохимия трения [Текст] / Г. П. Шпеньков ; под ред. Д. Н. Гаркунова. – Минск : Изд-во БГУ им. В. И. Ленина, 1978. – 204 с.

260. Гаркунов Д. Н. Триботехника [Текст] / Д. Н. Гаркунов. – М. : Машиностроение, 1989. – 328 с.

261. Wellinger K. Abrasive Wear Research on Rubber [Text] / K. Wellinger, H. Uetz // *Rubber Chem and Technol*. – 1961. – 34, №2. – P. 482–492.

262. Виноградов Г. В. Абразивный износ при трении качения [Текст] / Г. В. Виноградов, В. А. Вишняков // *Механика и машиностроение*. – 1960. – №3. – С. 89.

263. Виноградов В. Н. Абразивное изнашивание [Текст] / В. Н. Виноградов, Г. М. Сорокин, М. Г. Колокольников. – М. : Машиностроение, 1990. – 224 с.

264. Виноградов В. Н. Изнашивание при ударе [Текст] / В. Н. Виноградов, Г. М. Сорокин, А. Ю. Алгабачиев. – М. : Машиностроение, 1982. – 192 с.

265. Икрамов У. А. Расчетные методы оценки абразивного износа [Текст] / У. А. Икрамов. – М. : Машиностроение, 1987. – 288 с.

266. Дорожкин Н. Н. Стойкость к абразивному изнашиванию легированных хромом и бором слоев, полученных электрошлаковой наплавкой [Текст] / Н. Н. Дорожкин, А. В. Дудан // *Трение и износ*. – 1986. – Т. 7, №2. – С. 256–260.

267. Локай В. И. Газовые турбины двигателей летательных аппаратов [Текст] / В. И. Локай, М. К. Максимова, В. А. Стрункин. – М. : Машиностроение, 1979. – 350 с.

268. Исследование влияния лазерного упрочнения в режиме глубинного проплавления на физико-механические характеристики поверхностных слоев стальных деталей и их износостойкость при абразивном изнашивании [Текст] / Г. И. Козлов, Л. Н. Обищенко, Н. М. Михин [и др.] // Трение и износ. – 1984. – Т. 5, №2. – С. 251–257.

269. Дубняков В. Н. Влияние структуры упрочненной CO₂-лазером зоны металла на абразивное изнашивание [Текст] / В. Н. Дубняков, О. Л. Кащук // Трение и износ. – 1986. – Т. 7, №1. – С. 48–56.

270. Лившиц Л. С. Износостойкость наплавленного металла с различными принципами упрочнения в условиях ударно-абразивного воздействия [Текст] / Л. С. Лившиц, А. М. Породин, С. М. Левин // Трение и износ. – 1986. – Т. 7, №2. – С. 365–371.

271. Износостойкость стали 45 в среде абразива после поверхностного электроискрового легирования [Текст] / В. М. Голубец, В. В. Козуб, В. Б. Науменко, М. И. Пашенко // Физ.-хим. мех. матер. – 1986. – 22, №2. – С. 94–96.

272. Марчук В. Є. Напружено-деформований стан дискретної поверхні [Текст] / В. Є. Марчук, В. В. Жигінас // матеріали VII Міжнар. наук.-техн. конф. «АВІА-2006» (Київ, 25–27 вересня 2006 р.). – К.: НАУ, 2006. – Т. 2. – С. 3.120–3.123.

273. Марчук В. Є. Вплив конструктивно-технологічних параметрів на характеристики локального напружено-деформованого стану в елементах дискретної поверхні [Текст] / В. Є. Марчук, Б.А. Ляшенко, В.І. Калініченко // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: Вид-во нац. авіац. ун-ту “НАУ-друк”, 2009. – Вип. 51. – С. 5–13.

274. Лабунець В.Ф. Вплив геометрії поверхні сталі 30ХГСА на зносостійкість в умовах гідроабразивного зношування [Текст] / В. Ф. Лабунець, В. Є. Марчук, В. В. Жигінас // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: НАУ, 2007. – Вип. 47. – С. 49–57.

275. Вайншток В. В. О механизме снижения абразивного износа пластичными смазками [Текст] / В. В. Вайншток // Вестник машиностроения. – 2002. – №6. – С. 26–28.

276. Вайншток В. В. Влияние добавок на смазочные свойства пластичных смазок в присутствии абразива [Текст] / В. В. Вайншток, Г. А. Голощачов // Нефтепереработка и нефтехимия. – 1989. – №4. – С. 17–19.

277. Вайншток В. В. Пластичные смазки как средство снижения абразивного износа [Текст] / В. В. Вайншток, Г. Д. Голощачов, В. И. Малекон // Нефтепереработка и нефтехимия. – 1993. – №3. – С. 32–37.

278. Голощачов Г. А. Добавки к пластичным смазкам для снижения абразивного износа [Текст] / Г. А. Голощачов, В. В. Вайншток // Актуальные проблемы переработки нефти и перспестивы производства смазочных материалов в Узбекистане : материалы Междун. конф., (Фергана, 1996). – 1996. – С. 168–169.

279. Густов Ю. И. Трибологические композиционные сплавы на основе СВС-технологии [Текст] / Ю. И. Густов, Д. Ю. Густов // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2006. – №7. – С. 9–11.

280. Shepard S. R. The effects of ion implantation on friction and wear of metals [Text] / S. R. Shepard, N. P. Sun // Trans.ASME "J.lubric Technol". – 1982. – 104, №1. – P. 29–36.

281. Мацевитый В. М. О влиянии нитридтитановых покрытий на локализации температурного поля при трении [Текст] / В. М. Мацевитый, В. М. Береснев, М. С. Борушко // Трение и износ. – 1981. – Т. 2, №6. – С. 1118–1120.

282. Hinterman H. E. Vertschleissfeste dunne Schichten [Text] / H. E. Hinterman, H. Boving // Technik. – 1978, 33. – №7. – P. 387–395.

283. Sherbiney M. A. Friction and wear of ion-plated soft metallic films [Text] / M. A. Sherbiney, J. Halling // Wear. – 1977. – 45, №2. – P. 211–220.

284. Sundquist H. A. Wear of ino-plated aluminium bronze coating under arduous metal-forming conditions [Text] / H. A. Sundquist, J. Myllyla // Thin Solid films. – 1981. – 84, №13. – P. 289–294.

285. Gregory J. C. The best of both worlds [Text] / J. C. Gregory // Chartered Mech. Eng. – 1977. – 24, №7. – P. 41–47.

286. Hall E. B. Effects of nitrogen ion implantation on the wear properties of steel

[Text] / E. B. Hall, T. H. Kaiser, C. P. Meng, R. A. Kohser // Ion Implant. Metals. Proc. 3rd.. Int. Conf. Modif. Surface Prop, Metals Ion Implant. Manchester, (June, 1981, Oxford). – 1982. – P. 111–116.

287. Moore A. J. W. Tribology and hard surfacing. The Australian science [Text] / A. J. W. Moore // Tribol. Int. – 1976. – 9, №6. – P. 265–270.

288. Eyre T. S. Effect of boronising on adhesive wear of titanium alloys [Text] / T. S. Eyre, H. Alsalim // Tribol. Int. – 1977. – 10, №5. – P. 281–285.

289. Лабунец В. Ф. Износостойкие боридные покрытия [Текст] / В. Ф. Лабунец, Л. Г. Ворошнин, М. В. Киндрачук. – К. : Техника, 1989. – 158 с.

290. Liliental W. Effect of microstructure of the boronized layer on its tribological properties [Text] / W. Liliental, J. Tacikowski : 18th Int. Conf. Heat Treat. Mater., (Detroit, Mich., 1980. Metals Park, Ohio, S.a.). – 1980. – P. 29–40.

291. Ueta H. Investigations of failure mechanism under dry sliding friction of boride layers [Text] / H. Ueta, W. Wlassow // Strength Metals and Alloys : 5th Int. Conf., (Aachen, 1979, Vol. I. Toronto). – 1979. – P. 231–236.

292. Кухарев Б. С. Износостойкость борированной стали У8 [Текст] / Б. С. Кухарев, С. А. Тамело, М. Шипон // Metallургия. – 1982. – №16. – С. 19–21.

293. Безручко В. П. Износостойкость и хрупкость боридных, карбидных и нитридных покрытий [Текст] / В. П. Безручко, А. С. Коротя // Технол. и организ. пр-ва : науч. произв. сб. – 1978. – №1. – С. 45–51.

294. Famison W. E. Friction and wear reduction with tribological coatings [Text] / W. E. Famison : International Conference on Metallurgical Coatings, (San Diego, 1980, Part 5). – Thin Solid Films. – 1980. – 73, №2. – P. 227–233.

295. Ботте А. В. Износостойкость конструкционных материалов и покрытий при высоких контактных нагрузках [Текст] / А. В. Ботте, В. Н. Мешков, Е. А. Марковский // Литые износостойкие материалы. – 1972. – С. 53–58.

296. Eastham D. R. Soft materials for overlays [Text] / D. R. Eastham, C. S. Crooks // Tribol. Ind. Half Day Courses Leeds : (17th Sept., 1980). – 1980. – P. 1–27.

297. Снеговский Ф. П. Расчеты и конструирование подшипников скольжения [Текст] / Ф. П. Снеговский. – К. : Техніка, 1974. – 146 с.

298. Булюк Н. Г. Тепловой расчет подшипников скольжения с микроканалами на поверхностях трения валов [Текст] / Н. Г. Булюк // Трение и износ. – 1988. – Т.9, №6. – С. 1007–1018.

299. Горячева И. Г., Добычин М. Н. изнашивание неоднородно упрочненных поверхностей [Текст] / И. Г. Горячева, М. Н. Добычин // Трение и износ. – 1986. – Т.7, №6. – С. 985–992.

300. Увеличение срока службы зубьев экскаваторов наплавкой порошковой проволокой [Текст] / Ю.А. Юзвенко, В.П. Шимановский, А.В. Мельник [и др.] // Автоматическая сварка. – 1966. – №5. – С. 68–69.

301. Cook R. C. Tuffstudds [Text] / R. C. Cook, V. Silins, Y. H. Tamaling // A New Weeg Protection System . Bulletin. – 1982. – 75, №846. – P. 127–133.

302. Yuji Y. Influence of interposed wear particles on the wear and friction of silicon carbide in different dry atmospheres [Text] / Y. Yuji, U. Akira // Wear. – 1992. – 154, №1. – P. 141–150.

303. Yuji Y., Kazuhisa O., Akira U. Influence of wear particles on wear and friction of silicon carbide in dry air and argon atmospheres [Text] / Y. Yuji, O. Kazuhisa, U. Akira // EUROTRIB–89 : Proc. Sth. Int. Congr. Tribol., (Espoo, June 14, 1989). – 1989. – Vol. 3. – P. 138–143.

304. Sunder A. Effets clasto plastiques processus dinsure abrasive a trios cups [Text] / A. Sunder, P. Kapsa, T. Mathia // Metaux. – 1979/ – 5, №50. – P. 351–360.

305. Зикеев В. В. Влияние степени шероховатости теплозащитных покрытий поверхностей сопловых лопаток на КПД ступени турбины [Текст] / В. В. Зикеев // Энерг. машиностроение. – 1983. – Вып. 36. – С. 65–70.

306. Назаренко П. В. Исследование износостойкости газотермических покрытий из плакированных карбидов в гидроабразивной среде [Текст] / П. В. Назаренко, И. Е. Полищук, А. Е. Ненастьяна // Защит. покрытия на металлах. – 1992. – Вып. 26. – С. 43–45.

307. Singer I. L. Cjmplosition and sliding contact behavlor of oxidired titanfum – implanted 52100 steel [Text] / I. L. Singer, R. A. Jeffries // Mater. Sci. and Eng. A. – 1989. – 115. – P. 279–284.

308. Various modes of the birth and growth process of wear particles predicted through the measurement of the gap between sliding surfaces [Text] / Mishina Hiroshi, Makita Hiroyuki, Sasoda Tadashi, Norose Susumu : Proc. 22nd Congr. Mater. Res., (Kyoto, 1978). – Kyoto/ – 1979. – P. 210–215.

309. Carnelro-Esteves A. Roughness frequency analysts and particle depth [Text] / A. Carnelro-Esteves, J. Seabra, D. Berthe // Interface Dyn. : Proc, 14 the Leeds – Lyon Symp. Tribol., (Lyon, 8th – 11 the Sept., 1987). – Amsterdam. – 1988. – P. 209–213.

310. Hisakado Terumasa. Contact mechanism between sliding surfaces. 6 th report. Analyses of effects of transferred particles and abrasive grain size on abrasive wear [Text] / Terumasa Hisakado // Дзюнкацу, J. Jap. Soc. Lubr. Eng. – 1986. – 31, №7. – P. 469–476.

311. Iwabuchi Akira. The effect of oxide particles supplied the interface before slihing on the severe-mild wear transition [Text] / Akira Iwabuchi, Kiyoshi Hori, Hiroshi Kubosawa / Wear. – 1988. – 128, №2. – P. 123–137.

312. Зикеев В. В. Влияние степени шероховатости теплозащитных покрытий поверхностей сопловых лопаток на КПД ступени турбины [Текст] / В. В. Зикеев // Энерг. машиностроение. – 1983. – Вып. 36. – С. 65–70.

313. Поляков Н. В. Исследование влияния рельефа масляных канавок на фрикционные свойства при остаточных торможениях [Текст] / Н. В. Поляков, А. В. Чичинадзе, М. Д. Гольдин. – (В кн.: Теоретические и прикладные задачи трения, износа и смазки машин). – М. : Наука, 1982. – С. 69–77.

314. Williams J. A. Mechanisms of abrasive wear in lubricated contacts [Text] / J. A. Williams, A. M. Huncica // Wear. – 1992. – 152, №1. – P. 57–74.

315. Кондаков Л. А. Уплотнения и уплотнительная техника [Текст] / Л. А. Кондаков, А. И. Голубев, В. Б. Овандер [и др.] ; под общ. ред. А. И. Голубева, Л. А. Кондакова : Справочник. – М. : Машиностроение, 1986. – 464 с.

316. Фертман В. Е. Магнитные жидкости [Текст] / В. Е. Фертман : Справочное пособие. – Минск : Высшая школа, 1988. – 184 с.

317. Болотов А. Н. Магнитопорошковый метод герметизации абразивных сред [Текст] / А. Н. Болотов, С. Н. Григорьев, И. В. Горлов // Трение и износ. – 1989. – Т. 7, №6. – С. 1075–1078.

318. Хабенский М. Я. Электромагнитные порошковые муфты [Текст] / М. Я. Хабенский. – М. : Машиностроение, 1968. – 129 с.
319. Федорченко И. М. Композиционные спеченные антифрикционные материалы [Текст] / И. М. Федорченко, Л. И. Пушна. – К. : Наукова думка, 1980. – 403 с.
320. Бурумкусов Ф. Х. Микрогеометрия и несущая способность поверхности, образованной электроискровой наплавкой [Текст] / Ф. Х. Бурумкусов, И. А. Пушкин, С. Н. Фролов // Технология машиностроения. – 2001. – №4. – С. 29–34.
321. Dillich S. A. Effect of titanium implantation on the friction and surface chemistry of a Co-Cr-W-C alloy [Text] / S. A. Dillich, I. L. Singer // Thin Solid Films. – 1983. – 108, №2. – P. 119–127.
322. Singer I. L. Laser processes [Text] / I. L. Singer // Met. And Matr. Technol. – 1983. – 15, №7. – P. 308–310.
323. Можаяев В. А. Приспособление для непрерывного удаления частиц износа [Текст] / В. А. Можаяев, Е. В. Зиновьев // Заводская лаборатория. – 1969. – 35, №9. – С. 1128–1129.
324. Garrison Warren. Abrasive wear resistance: the effects of ploughing and the removal of ploughed material [Text] / Warren Garrison // Wear. – 1987. – 114, №2. – P. 239–247.
325. Абдуевский В. С. Трибология и машиностроение [Текст] / В. С. Абдуевский, М. А. Броновец // Трение и износ. – 1990 (11). – №1. – С. 7–19.
326. Словарь-справочник по трению, износу и смазке деталей машин [Текст] / В. Д. Зозуля, Е. Л. Шведков, Д. Я. Ровинский, Э. Д. Браун. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – К. : Наукова думка, 1990. – 264 с.
327. Гайдучок В. М. Роль смазочного действия в процессах самоорганизации трибосистем [Текст] / В. М. Гайдучок // Трение и износ. – 1993 (14). – №1. – С. 210–215.
328. Gershman J. S. Thin films and self-organization during friction under the current collection conditions [Text] / J. S. Gershman, N. A. Dushe // Surface and Coat. Technol. – 2004. – Vol. 186, №3. – P. 405–411.

329. Бородай А. В. О фрикционном взаимодействии, самоорганизации систем и их основных механизмах [Текст] / А. В. Бородай // Изв. вузов. Сев.-Кавк. регион. техн. и спец. вып. пробл. трибоэлектрохим. – 2005. – С. 84–89.

330. Алексеев Н. В. Экспериментальное исследование «пленочного голодания» при трении твердых тел [Текст] / Н. В. Алексеев, Н. А. Буше, И. И. Карасик // Проблемы трения и изнашивания. – 1982. – Вып. 21. – С. 64–73.

331. Ахматов А. С. Молекулярная физика граничного трения [Текст] / А. С. Ахматов. – М. : Гос. изд-во физ.-мат. л-ры, 1963. – 472 с.

332. Крагельский И. В. О природе заедания при сухом и граничном трении [Текст] / И. В. Крагельский, Н. М. Алексеев, Л. Е. Фисун // Трение и износ. – 1980. – Т. 1, № 2, – С. 197–208.

333. Келле В. В. Расчетная оценка условий «пленочного голодания» в узлах трения при адсорбционном и хемосорбционном механизме восстановления пленок [Текст] / В. В. Келле, И. В. Крагельский, Н. В. Гитис // Проблемы трения и изнашивания. – 1982. – Вып. 21. – С. 3–10.

334. Возможность применения метода акустической эмиссии для оптимизации микрорельефа поверхностей трения [Текст] / И. В. Крагельский, В. М. Щавелин, Н. В. Гитис [и др.] // Трение и износ. – 1984 (4). – №5. – С. 773–778.

335. Фукс Г. И. Адсорбция и смазочная способность масел [Текст] / Г. И. Фукс // Трение и износ. – 1983 (4). – № 3. – С. 398–414.

336. Матвеевский Р. М. Противозадирная стойкость смазочных сред при трении в режиме граничной смазки [Текст] / Р. М. Матвеевский, И. А. Буяновский, О. В. Лазовская. – К. : Наука, 1978. – 192 с.

337. Комбалов В. С. К вопросу нормирования протяженности фактического контакта и шага микроканалов поверхностей с частично-регулярным микрорельефом (ЧРМР) [Текст] / В. С. Комбалов, М. В. Зайцев // Трение и износ. – 1992. – Т. 13, №1. – С. 110–115.

338. Гитис Н. В. О роли микрогеометрии в развитии атермического заедания при граничной смазке [Текст] / Н. В. Гитис // Машиноведение. – 1982. – №1. – С. 86–91.

339. Костецкий Б. И. Качество поверхности и трение в машинах [Текст] / Б. И. Костецкий, Н. Ф. Колесниченко. – К. : Техника, 1969. – 216 с.

340. Костецкий Б. И. Механохимические процессы при граничном трении [Текст] / Б. И. Костецкий, М. Э. Натансон, Л. И. Бершадский. – М.: Наука, 1972. – 170 с.

341. Костецкий Б. И. О роли вторичных структур в формировании механизмов трения, смазочного действия и изнашивания [Текст] / Б. И. Костецкий // Трение и износ. – 1980 (1). – №4. – С. 622–637.

342. Костецкий Б. И. Износостойкость и антифрикционность деталей машин [Текст] / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский. – К. : Техника, 1965. – 205 с.

343. Бершадский Л. И. Масштабно-энергетические эффекты структурной приспособляемости при трении и износе материалов [Текст] / Л. И. Бершадский, А. В. Закалов, Б. И. Костецкий // ДАН УССР, Сер.А. – 1985. – №3. – С. 81–88.

344. Bowden F. P. Friction and Lubrication of Solids [Text] / F. P. Bowden, D. Tabor : Part I. – Oxford: Oxford University Press, 2001. – 424 p,

345. Тейбор Д. Трение как диссипативный процесс [Текст] / Д. Тейбор // Трение и износ . – 1994 (15). – №2. – С. 296–315.

346. Ребиндер П. А. Поверхностные явления в твердых телах в процессе их деформации и разрушения [Текст] / П. А. Ребиндер, Е. Д. Щукин // Успехи физических наук. – 1972. – Т. 108. – Вып. 1. – С. 3–42.

347. Ребиндер П. А. Влияние активных смазочных сред на деформирование сопряженных поверхностей трения [Текст] / П. А. Ребиндер – (В кн. : О природе трения твердых тел). – Минск: Наука и техника, 1971. – С. 8–18.

348. Матвеевский Р. М. Температурная стойкость граничных смазочных слоев и твердых смазочных покрытий при трении материалов и сплавов [Текст] / Р. М. Матвеевский. – М. : Наука, 1971. – 210 с.

349. Матвеевский Р. М. Развитие теории граничной смазки [Текст] / Р. М. Матвеевский // Трение и износ. – 1990 (11). – №6. – С. 1103–1111.

350. Виноградов Г. В. Механизм противоизносного и антифрикционного действия смазочных сред при тяжелых режимах граничного трения [Текст] / Г. В. Виноградов, Ю. Я. Подольский. – Минск : Наука и техника, 1971. – С. 210–213.

351. Райко М. В. Расчет деталей и узлов машин [Текст] / М. В. Райко. – К. : Техніка, 1966. – 500 с.

352. Дроздов Ю. Н. Трение и износ в экстремальных условиях [Текст] / Ю. Н. Дроздов, В. Г. Павлов, В. Н. Пучков : Справочник. – М. : Машиностроение, 1986. – 224 с.

353. Шнейдер Ю. Г. Холодная бесштамповая обработка металлов давлением [Текст] / Ю. Г. Шнейдер. – Л. : Машиностроение, 1967. – 352 с.

354. Зимон А. Д. Адгезия жидкости и смачивание [Текст] / А. Д. Зимон. – М. : Химия, 1974. – 216 с.

355. Сухой С. А. Исследование закономерностей сухого и граничного трения шероховатых поверхностей металлов [Текст] / С. А. Сухой // Трение и износ в машинах. – М.; Л. – 1950. – Т. VI. – С. 105–124.

356. Дерягин Б. В. О влиянии микрогеометрии поверхности твердого тела на смачивание [Текст] / Б. В. Дерягин // Трение и износ в машинах. – 1947. – Т. 1. – С. 74–76.

357. Рыжов Э. В. Влияние технологических методов обработки деталей на изменение характеристик качества их поверхностей в процессе приработки [Текст] / Э. В. Рыжов, В. И. Аверченков // Вестник машиностроения. – 1976. – №7. – С. 56–58.

358. Комбалов В. С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ [Текст] / В. С. Комбалов. – М. : Наука, 1974. – 112 с.

359. Гусяков Д. С. Влияние скорости скольжения на коэффициент трения металлов [Текст] / Д. С. Гусяков, Г. П. Гусякова // Эффект безызносности и триботехнол. – 2003. – №1. – С. 33–38.

360. Суслов А. Г. Экономическая система технологического обеспечения долговечности поверхностей трения изделия [Текст] / А. Г. Суслов, И. В. Говоров, А. Н. Щербаков // Тяжелое машиностроение. – 2004. – №5. – С. 16–18.

361. Дроздов Ю. Н. Учет микрогеометрии контакта в расчетах на трение и задиртяжелонагруженных тел [Текст] / Ю. Н. Дроздов // Трение, изнашивание и качество поверхности. – 1973. – С. 73–84.

362. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение комплексного параметра для оценки свойств поверхностей трения [Текст] / Э. В. Рыжов, А. Г. Суслов, А. П. Улашкин // Вестник машиностроения. – 1981. – №9. – С. 52–53.

363. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов [Текст] / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.

364. Молодык Н. В. Восстановление деталей машин [Текст] / Н. В. Молодык, А. С. Зенкин. – М. : Машиностроение, 1989. – 480 с.

365. Полпиллов Л. Я. Электрофизическая и электрохимическая обработка материалов [Текст] / Л. Я. Полпиллов. – М. : Машиностроение, 1982. – 400 с.

366. Бердник В. В. Шлифование токопроводящими кругами с наложением электрического поля [Текст] / В. В. Бердник. – К. : Высшая школа, 1984. – 124 с.

367. Отделка и упрочнение поверхностей деталей машин выглаживанием сверхтвердыми материалами [Текст] : Обзоры по межотраслевой тематике. – М., 1971. – 52 с.

368. Громаковский Д. Г. Повышение износостойкости узлов трения упрочняющим деформационным формоизменением контактирующих поверхностей [Текст] / Д. Г. Громаковский // Вестник машиностроения. – 1983. – №5. – С. 24–26.

369. Маталин А. А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин [Текст] / А. А. Маталин. – К. : Техника, 1971. – 144 с.

370. Папшев Д. Д. Эффективность методов отделочно-упрочняющей обработки [Текст] / Д. Д. Папшев // Вестник машиностроения. – 1983. – №7. – С. 42–44.

372. Гасанов Ю. Н. Износ поверхностей деталей, обработанных при различных сочетаниях технологических операций [Текст] / Ю. Н. Гасанов // Вестник машиностроения. – 2001. – №4. – С. 50–52.

373. Киричок П. О. Отделочно-упрочняющая обработка поверхности [Текст] / П. О. Киричок, О. А. Гавриш // Термомеханічна поверхнева очисно-зміцнювальна обробка деталей : Наукові вісті НТУУ КПІ. – 2003. – №2. – С. 64–69.

374. Tubielewicz Krzysztof. Influence of wear during friction of chosen properties of a steel surface after burnishing process [Text] / Krzysztof Tubielewicz, Andrzej Zaborski, Wladyslaw Skoneczny // Tribologia. – 2003. – V. 22, №2. – P. 13–19.

375. Кузьменко А. Г. Дослідження ефективності профілю змащувальної канавки [Текст] / А. Г. Кузьменко, О. П. Бабак, О. А. Пасічник // Проблеми трибології. – 2007. – №3. – С. 3–5.

376. Фальц К. Рациональные смазочные канавки в подшипниках [Текст] / К. Фальц. – М. – Л. : Госиздат, 1929. – 61 с.

377. Авдонькин Ф. Н. Повышение срока службы автомобильных двигателей [Текст] / Ф. Н. Авдонькин. – Саратов: Приволжское книжное изд-во, 1969. – 208 с.

378. Шнейдер Ю. Г. Регуляризация микрорельефа поверхностей деталей [Текст] / Ю. Г. Шнейдер. – Л. : ЛДНТП, 1986. – 24 с.

379. Шнейдер Ю. Г. Нормирование, технологическое обеспечение и контроль микрогеометрии поверхности с регулярным рельефом [Текст] / Ю. Г. Шнейдер // В сб. Технологические методы повышения качества поверхности деталей машин. – Л. : ЛГУ, 1978. – С. 79–87.

380. Шнейдер Ю. Г. Образование регулярного микрорельефа на деталях и их эксплуатационные свойства [Текст] / Ю. Г. Шнейдер. – М. : Машиностроение, 1972. – 150 с.

381. Витенбер Ю. Р. Исследование безвибрационного накатывания смазочных микроканалов [Текст] / Ю. Р. Витенбер, Г. И. Курганов // В сб. Технологические методы повышения качества поверхности деталей машин. – Л. : ЛГУ, 1978. – С. 87–98.

382. Верещагин А. Ю. Вибронакатывание внутренних цилиндрических поверхностей малого диаметра [Текст] / А. Ю. Верещагин, Ю. П. Кузьмин // Современные технологии : сб. науч. статей СПбГИТМО (ТУ). – 2002. – С. 292 – 296.

383. Zhang H. Lubricant on surfaces with groove-shaped textures. Effects of molecular weight and end-group functionality [Text] / H. Zhang, Y. Mitsuya, M. Yamada // J. Tribol. Trans. ASME. – 2003. – Vol. 125, №2. – P. 350–357.

384. Горохов В. А. Регуляризация микрорельефов поверхностей изделий машиностроения [Текст] / В. А. Горохов // Машиностр. пр-во. Сер. Прогрессивные технологии, процессы в машиностроении : Обзор информ. ВНИИТЭМР. – 1991. – Вып. 4. – 60 с.

385. Паршев С. Н. Формирование регулярного микрорельефа на поверхности стальных изделий комбинированной обработкой [Текст] / С. Н. Паршев, Н. Ю. Полозенко // Вестник машиностроения. – 2004. – №11. – С. 47–49.

386. Pettersson U. Influence of surface texture on boundary lubricated sliding contacts: NORDTRIB Symposium on Tribology [Text] / U. Pettersson, S. Jacobson // Tribol. Int. – 2003. – 37. – №11. – С. 857–864.

387. Поляков А. А. Исследование антифрикционных свойств хрома, осажденного по накатанной поверхности [Текст] / А. А. Поляков // Износ и износостойкость. Антифрикционные материалы : Труды 3-й Всесоюз. конф. по трению и износу в машинах / АН СССР. – М., 1960. – Т. 1. – С. 263–269.

388. Снеговский Ф. П. Механизм действия системы микроканалов при граничной смазке [Текст] / Ф. П. Снеговский, И. В. Виниченко // Проблемы трения и изнашивания. – 1971. – Вып. 18. – С. 86–89.

389. Крагельский И. В. В. Оценка склонности к «пленочному голоданию» пластичных смазочных материалов [Текст] / И. В. Крагельский, Н. В. Гитис // Трение и износ. – 1983(4). – №1. – С. 12–17.

390. Заболоцкий А. Г. Применение регулярного микрорельефа для повышения противозадирной стойкости сопряжения с реверсивными перемещениями деталей [Текст] / А. Г. Заболоцкий, В. В. Рябенко, В. Н. Шпинев // Вестник машиностроения. – 1983. – №8. – С. 27–29.

391. Синяков Г. И. Рабочий узел машины для исследования граничного трения [Текст] / Г. И. Синяков, А. А. Рыбиков // Проблемы трения и изнашивания. – 1980. – №18. – С. 67–72.

392. Виниченко И. В. Исследование смазки узлов трения с микроканалами [Текст] : автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах / И. В. Виниченко. – Ростов-на-Дону, 1981. – 24 с.

393. Бессонов Н. М. Подшипник скольжения с регулярным микрорельефом в условиях граничного трения [Текст] / Н. М. Бессонов, Т. В. Веретенникова. – М. : Ин-т пробл. машиноведения, 1992. – №77. – 27 с. (Препринт / РАН, Ин-т пробл. машиноведения).

394. Евдокимов Ю. А. Влияние микро- и макротопографии контактирующих поверхностей на процессы трения с граничной смазкой [Текст] / Ю. А. Евдокимов, В. М. Приходько // Вестник машиностроения. – 1984. – №3. – С. 10–11.

395. Одинцов Л. Г. Образование специального микрорельефа поверхности для повышения качества масляной пленки и износостойкости деталей [Текст] / Л. Г. Одинцов // Повышение эксплуатационных свойств деталей поверхностным пластическим деформированием. – 1971. – Вып. 2. – С. 65–68.

396. Pressure profiles measured within lubricated contacts in presence of dented surfaces [Text] / S. Coulon, I. Jubault, A.A. Lubrecht, etc // Comparison with numerical models : International Tribology Conference, (Tribol. Int., 2004). – 2004. – 37, №2. – С. 111–117.

397. Yang P. Quantitative comparisons between measured and solved EHL dimples in point contacts [Text] / P. Yang, M. Kaneta, S. Masuda // Trans. ASME. J. Tribol. – 2003. – 125, №1. – С. 210–214.

398. Kaneta M. Formation mechanism of steady multidimples in thermal EHL point contacts [Text] / M. Kaneta, P. Yang // Trans. ASME. J. Tribol. – 2003. – 125, №2. – С. 241–251.

399. Santos I. F. Compensation of cross-coupling stiffness and increase of direct damping in multirecess journal bearings using active hybrid lubrication [Text] / I. F. Santos, F. Y. Watanabe // Trans. ASME. – 2004. – 126, №1. – С. 146–155.

400. Витенбер Ю. Р. Изыскание технологических методов повышения долговечности высокоскоростной пары трения бегунок-кольцо [Текст] / Ю. Р. Витенбер, Г. И. Курганов // Технологические методы повышения качества поверхности деталей машин. – 1978. – С. 115–127.

401. Баринов С. В. Повышение износостойкости деталей их слоением [Текст] / С. В. Баринов, Б. П. Загородских, А. А. Симдянкин // Трение и износ. – 2001 (22). – №6. – С. 703–706.

402. Симдянкин А. А. Исследование износостойкости деталей слоеной конструкции [Текст] / А. А. Симдянкин, Ю. В. Кривопапов // Трение и износ. – 2000 (21). – №4. – С. 433–437.

403. Баринов С. В. Исследование износостойкости деталей с неоднородной поверхностью трения [Текст] / С. В. Баринов, Б. П. Загородских, А. А. Симдянкин // Трение и износ. – 2003 (24). – №5. – С. 568–572.

404. Горкуша А. Е. Влияние смазочных канавок в рабочей зоне на режимные параметры подшипника скольжения [Текст] / А. Е. Горкуша, Ф. П. Снеговский : междуна. сб. научн. трудов / Донецк: ДонГТУ. – 2000. – Вып. 11. – С. 183–185.

405. Горкуша А. Е. Режимные параметры и тепловой баланс подшипника скольжения с канавкой в несущем слое [Текст] / А. Е. Горкуша, В. Г. Стеблянок, В. В. Шеремет // Проблеми трибології. – 2006. – №1. – С. 3–10.

406. Експериментальні дослідження руху мастильного матеріалу із застосуванням комп'ютерних технологій візуалізації та реєстрації [Текст] / А. Г. Кузьменко, О. П. Бабак, О. А. Пасічник, А. Б. Даньков // Проблеми трибології. – 2007. – №1. – С. 135–139.

407. Кузьменко А. Г. Дослідження динаміки мастильної краплі на плоскій поверхні [Текст] / А. Г. Кузьменко, О. П. Бабак, О. А. Пасічник // Проблеми трибології. – 2007. – №2. – С. 91–94.

408. Gaul D. J. The effect of fretting and environment on fatigue crack, initiation and early propagation in a quenched and tempered 4130 steel [Text] / D. J. Gaul, J. Duguet // Metallurgical Transaction, A. – 1980. – Vol. 11A. – P. 1555–1561.

409. Waterhouse R. B. Fretting Corrosion [Text] / R. B. Waterhouse // Pergamon Press. – 1972. – Vol. 10. – P. 272.

410. Армбрустер М. Фреттинг-коррозия: возникновение и пути борьбы с ней [Текст] / М. Армбрустер // Трение, износ и смазочные материалы : Труды Междунар. конф., (Москва, Ташкент). – 1985. – Том 1. – С. 229–234.

411. Шевеля В. В. Фреттинг-усталость металлов [Текст] / В. В. Шевеля, Г. С. Калда. – Хмельницкий : Поділля, 1998. – 299 с.

412. Усталость и хрупкость металлических материалов [Текст] / В.С. Иванова, С.Е. Гуревич, И.М. Копьев [и др.]. – М. : Metallurgizdat, 1968. – 216 с.

413. Иганявский А. А. Роль контактного взаимодействия берегов усталостной трещины в формировании сферических частиц при фреттинге [Текст] / А. А. Иганявский // Трение и износ. – 1985. – Т.6, №4. – С. 613–618.

414. Степанов В. Н. Некоторые вопросы методики исследования циклической прочности металлов в условиях фреттинг-коррозии [Текст] / В. Н. Степанов // Прочность металлов при циклических нагрузках. – М. : Наука, 1967. – С. 181–183.

415. Голего Н. Л. Фреттинг-коррозия металлов [Текст] / Н. Л. Голего, А. Я. Алябьев, В. В. Шевеля. – К. : Техніка, 1974. – 272 с.

416. Queruel M. Usure et frottement: l'Insa etude lespetits debattements [Text] / M. Queruel // Galvano-Organo-Train Surface. – 1988. – 57, №13. – P. 33.

417. Eckert J., Richter H. Reibkorrosion an einem Abtriebsflansch. Fretting Corrosion on an Output Shaft Flang [Text] / J. Eckert, H. Richter // Prakt. Metallurg. – 1984. – V.21, №3. – S. 140–143.

418. Heinz R. Schwingungsverschleiss – Ercheinungsformen, Prafmethode und Abnulfemassnahmen [Text] / R. Heinz // Mat.-Wiss. u. Werkstofftech. – 1989. – 20, №1. – S. 14–20.

419. Hoeppner D. W. Fretting fatigue considerations in engineering design [Text] / D. W. Hoeppner, F. L. Gates // Wear. – 1981. – Vol. 70, №2. – P. 155–164.

420. Ковалевский В. В. Малоамплитудный фреттинг-износ и фреттинг-усталость металлов и сплавов [Текст] : автореф. дис. на соискание ученой степени д-ра техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / В. В. Ковалевский. – Брянск, 1985. – 34 с.

421. Neukirchner J. Tribokorrosion und Wege zu ihrer Verhinderung [Text] / J. Neukirchner // Maschinenbautechnik. – 1980. – V. 29, №7. – S. 313–316.

422. Уотерхауз Р. Б. Фреттинг-коррозия [Текст] / Р. Б. Уотерхауз. – Л. : Машиностроение, 1976. – 272 с.

423. Филимонов Г. Н. Фреттинг в соединениях судовых деталей [Текст] / Г. Н. Филимонов, Л. Т. Балацкий. – Л. : Судостроение, 1973. – 296 с.

424. Усталостное разрушение сталей и дисков колес автомобилей и рекомендации по их расчетам на прочность. Влияние различных факторов на характеристики сопротивления усталости сталей и колес [Текст] / В. Т. Трощенко, Г. В. Цыбанев, В. В. Зорин [и др.] – К.: Ин-т пробл. прочн., 1988. – 45 с.

425. Schijve J. Significance of fatigue cracks in micro-range and macro-range, fatigue crack propagation [Text] / J. Schijve // ASTM. Spec Techn. Publ. – 1967. – №5. – P. 415.

426. Шевеля В. В. Механизм разрушения металлов при фреттинг-усталости [Текст] / В. В. Шевеля, Г. С. Калда // Проблемы трибології. – 2000. – №2. – С. 72–76.

427. Waterhouse R. B. The effect of clamping stress distribution on the fretting fatigue of alpha brass and Al-Mg-Zn-alloy [Text] / R. B. Waterhouse // ASLE Transactions. – 1968. – Vol. 11, №1. – p. 401.

428. Yan P. The effect of number of cycles on the critical transition boundary between fretting fatigue and fretting wear [Text] / P. Yan // Wear. – 1993. – Vol. 160, №2. – P. 279–289.

429. Fenner A. J. A study of the onset of fatigue damage due to fretting [Text] / A. J. Fenner, J. E. Field // North East Coast Inst. of Eng. and Shipbuilders. – 1960. – Vol. 76, №4. – P. 183.

430. Hoepfner D. W. The Effect of Prior Fatigue Cycles on the Charpy V - Notch Impact Behavior of Annealed 4140 Steel [Text] / D. W. Hoepfner, W. S. Hyler // Mater. Res. Stand. – 1966. – №6. – P. 1–3.

431. Poon C. Deffect of environment on the mechanism of fretting fatigue [Text] / C. Poon // Wear. – 1979. – Vol.52. – P. 175–191.

432. Edwards P. R. The application of fracture mechanics to predicting fretting fatigue [Text] / P. R. Edwards // Fretting Fatigue. – London. – 1981. – P. 67–97.

433. Fretting fatigue analysis using fracture mechanica [Text] / T. Hattors, M. Nakamura, H. Sakata, T. Watanabe // Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. – 1987. – A53, №492. – P. 1500–1506.

434. Вибрации в технике [Текст] : Справочник в 6-ти томах. – Т. 6: «Защита от вибрации и ударов». – [2-е изд., испр. и доп.] ; под ред. К. В. Фролов. – М.: Машиностроение, 1995. – 456 с.

435. О механическом факторе при фреттинг-коррозии [Текст] / Н. Л. Голего, В. П. Оноприенко, М. Н. Рожков, Л. А. Гайдаренко // Трение и износ. – 1983. – Том IV, №4. – С. 581–585.

436. Шевеля В. В. Изучение неупругих явлений при фреттинг-усталости металлов [Текст] / В. В. Шевеля, Г. С. Калда // Проблемы трибологии. – 1998. – №4. – С. 3–5.

437. Waterhouse R. B. Theories of fretting processes [Text] / R. B. Waterhouse // Fretting Fatigue. – London. – 1981. – P. 203–219.

438. Yeung C. The effect of grain flow orientation on the fretting fatigue characteristics of forged AMS6415 steel [Text] / C. Yeung, D. W. Hoepfner // Wear. – 1985. – 104, №3. – P. 189–201.

439. Калда Г. С. Использование метода внутреннего трения для изучения субструктурных изменений металлов при фреттинг-усталости [Текст] / Г. С. Калда, В. В. Шевеля, К. С. Соколан // Проблемы трибологии. – 1999. – №2. – С. 7–10.

440. Gassner E. On the influence of fretting corrosion on the fatigue life of notched specimens of an Al-Cu-Mg₂ alloy [Text] / E. Gassner // Fatigue Aircraft Struct. – Oxford-L-N-Y-Paris: Pergamon Press. – 1963. – P. 87–95.

441. Веллер В. А. Исследование влияния фреттинг-коррозии на усталостную прочность осей подвижного состава [Текст] / В. А. Веллер // Труды ВНИТИ. – М.: Коломна. – 1960. – Вып. 6. – С. 3–17.

442. Is fatigue surface roughness a sufficient condition for the generation of crack closure? [Text] / M. E. Fitzpatrick, D. Brattacharjee, A. M. Cree, C. R. S. Daykin // Scripton Materialia. – 1996. – Vol.35, №11. – P. 1335–1340.

443. Иванова В. С. О связи рельефа излома, формирующегося при росте усталостной трещины в алюминиевых сплавах, с механизмом разрушения [Текст] / В. С. Иванова, А. А. Шанявский // Проблемы прочности. – 1979. – № 6. – С. 6–11.

444. Кинетика роста сквозных усталостных трещин в элементах самолетных конструкций [Текст] / А. А. Шанявский, А. В. Карасев, С. Д. Попов, К. А. Ванцович. – В кн. : Наука и техника гражданской авиации. Сер. Летательные аппараты и двигатели. – М. : ЦНТИГА, 1982. – № 2. – С. 19–22.

445. Иванова В. С. Количественная оценка длительности стабильного роста магистральной усталостной трещины методами фрактографии [Текст] / В. С. Иванова, А. А. Шанявский. – В кн. : Циклическая вязкость разрешения металлов и сплавов. – М. : Наука, 1981. – С. 168–193.

446. Шанявский А. А. Соответствие закономерности усталостного разрушения образцов и деталей из авиационных алюминиевых сплавов [Текст] / А. А. Шанявский, О. В. Леонова. – В кн.: Наука и техника гражданской авиации. Сер. Летательные аппараты и двигатели. – М.: ЦНТИГА, 1979. – № 1. – С. 25–30.

447. Hurriks P. The occurrence of spherical particles in fretting wear [Text] / P. Hurriks // Wear. – 1974. – Vol. 27, №3. – P. 319–328.

448. Smith M. C. The formation of spherical wear debris in mode II fatigue cracks [Text] / M. C. Smith, R. A. Smith // Wear. – 1982. – Vol. 76, №1. – P. 105–128.

449. Suresh S. Crack growth retardation due to micro roughness a mechanism for overloads effects in fatigue [Text] / S. Suresh // Scripta metallurgica. – 1982. – Vol. 16, №8. – P. 995–999.

450. Tomkins B. Roles of mechanics in corrosion fatigue [Text] / B. Tomkins // Metal Science. – 1979. – Vol. 13, №3. – P. 387–395.

451. Кудрявцев И. В. Сопротивление усталости в зоне контакта [Текст] / И. В. Кудрявцев, Н. М. Савина, Л. Н. Бурмистрова. – В кн. : Коррозионная усталость металлов. – Львов: Каменяр. – 1964. – С. 137–154.

452. Федоров А. В. Основные факторы, влияющие на усталостную долговечность, роль усталостных процессов на изнашивание при скольжении [Текст] / А. В. Федоров, И. Г. Пальцев // Научно-техн. и пробл. их внедрения на машиностр. и металлург. предпр. : тезисы докл. Междунар. научн.-техн. симп. / Комсомольск-на-Амуре. – 1994. – С. 15–16.

453. Forrest G. The fatigue properties of aluminium alloys [Text] / G. Forrest // Chapter in Metal Fatigue. Chapman and Hall. – 1959. – P. 189.

454. Макаров А. Д. Исследование тесноты связей между характеристиками качества поверхностного слоя и коррозионной стойкостью деталей после их механической обработки [Текст] / А. Д. Макаров, В. И. Дерябин // Труды Уфимского авиационного ин-та. – 1975. – Вып. 77. – С. 141–143.

455. Effect of contact pad geometry on fretting fatigue behavior [Text] / T. Satch, J. Mutch, T. Nishida, K. Nagata // Trans. Jap. Soc. Vlech. Eng. A. – 1995. – 61. – №587. – P. 40–47.

456. Sebel E. The influence of surface e roughness on the fatigue strength of steels and non-ferrous alloys [Text] / E. Sebel, M. Gaier // Z. Ver. Dtsch. Ing. – 1957. – №98. – P. 109.

457. Thum A. Reibkorrosion an zweieng angepassten Bauteilen u id llirc Auswirkung auf Ermsdungsschiden [Text] / A. Thum, F. Wunderlich // Zeitschnft fur Metallkunde. – 1935. – Bd. 27. – №12. – S. 277.

458. Waterhouse R. B. Residual stress and surface roughness in fretting fatigue [Text] / R. B. Waterhouse, A. J. Trowsdale // Int. Conf. Front. Tribol. J. Phys. D. : Appl. Phys. – 1992. – Vol. 25, №1. – P. 236–239.

459. Bergman C. A. Wear of Materials [Text] / C. A. Bergman, R. C. Cobb, R. B. Waterhouse // New York ASME. – 1987. – P. 7–33.

460. Labeledz J. Metal treatments against wear, fretting and fatigue [Text] / J. Labeledz. – Oxford: Pergamon, 1988. – P. 87–98.

461. Leadbeater G. Advances in fracture research [Text] / G. Leadbeater, B. Noble, R. B. Waterhouse. – Oxford Pergamon, 1984. – P. 2125–2132.

462. Kreither L. Die Auswirkung der Reibbeanspruchung auf die Dauerhaltbarkeit von Maschinenteilen [Text] / L. Kreither, H. W. Muller // Konstruktion. – 1976. – Vol. 28, №6. – S. 209–216.

463. Miyagawo H. Propagation of fatigue cracks in high strength steel roping wire and the influence of fretting [Text] / H. Miyagawo, M. Takeuchi, R. B. Waterhouse // EUROTRIB-89 : Proc 5th mt – Coigr. Tnbol. – 1989. – Vol. 5. – P. 265–271.

464. Nowell D. Tribology - friction, lubrication and wear - 50 years on [Text] / D. Nowell, D. A. Hills, J. J. Connor. – London: Institute of Mechanical Engineers. – 1987. – P. 965–973.

465. Shmidt G. K. Metallphysikahshe Grundlagen der Werkstoffermudung [Text] / G. K. Shmidt // Vorth Problemsein Werkstoffermudung. – Dresden. – 1976. – S. 22–35.

466. Билл Р. С. Связь между фреттинг-износом и фреттинг-усталостью [Текст] / Р. С. Билл // Проблемы трения. – 1983. – Т. 105, №2. – С. 74–84.

467. Mutoh Y. Effect of relative slip amplitude and contact pressure on fretting fatigue strength [Text] / Y. Mutoh, T. Nishida, I. Sakamoto // J. Soc. Mater. Sci. Jap. – 1988. – 87, №417. – P. 649–655.

468. Malkin S. Courtney TH Surface effects during fretting fatigue of Ti-6Al-4V [Text] / S. Malkin, D. P. Majors // Wear. – 1972. – Vol . 22 – P. 235–244.

469. Билонога Ю. Л. Влияние шероховатости контактирующих поверхностей на фреттинг-усталостную долговечность соединений из стали 65Г [Текст] / Ю. Л. Билонога // Физико-химическая механика материалов. – 1985. – №3. – С. 95–97.

470. Билонога Ю. Л. Роль коньактного давления в процессе фреттинг усталости [Текст] / Ю. Л. Билонога, Н. Я. Яремченко, М. В. Клым // Физико-химическая механика материалов. – 1986. – Вып. 22, №5. – С. 108–109.

471. Фреттинг-коррозия цементованой стали 18Х2Н4ВА [Текст] / М. Г. Вейцман, Л. Н. Колтунова, И. С. Коган, А. В. Скосарев // Вестник машиностроения. – 1979. – №8. – С. 64–66.

472. Hushend G. Effect of slip amplitude of fretting [Text] / G. Hushend, G. Haichend, Z. Huijlu // Wear. – 1991. – 148, №1. – P. 15–23.

473. Hushend G. The effect of hardness on the fretting fatigue of alloy steels [Text] / . Hushend, G. Haichend, Z. Huijlu // Fatigue and Fract. Eng. Mater. and Struct. – 1991. – 14, №7. – P. 789–796.

474. Феннер А. Д. Контактная коррозия и ее влияние на усталостные поломки [Текст] / А. Д. Феннер, К. Г. Райт, Дж. И. Манн // В кн. : Усталость металлов ; пер. с англ. ; под ред. Г. В. Ужика. – М., ИЛ. – 1961. – С. 156–168.

475. Weismann P. Reibkorrosion – ein besonderes Verschleissproblem [Text] / P. Weismann // Antriebstechnik. – 1982. – Vol. 21, №1–2. – S. 44–48.

476. Adibnazan S. A fretting fatigue normal pressure threshold concept [Text] / S. Adibnazan, D. Hoepfner // Wear. – 1993. – Vol. 160, №1. – P. 33–35.

477. Fenner A. J. Fatigue under fretting conditions [Text] / A. J. Fenner, J. E. Field // Rev. Met. – 1958. – Vol. 55, №5. – P. 475–485.

478. Kisu H. The effects of applied loads and atmosphere on the fretting fatigue [Text] / H. Kisu, A. Ura : Proc. 5 Congr. Tribol. – 1989. – Vol. 3 – P. 48–53.

479. Nakazawa K. A new information in fretting fatigue failure in metallic structural materials [Text] / K. Nakazawa, M. Sumita, N. Maruyama // ASTM. – 1997. – P. 266–273.

480. Nakazawa K. Effect of contact pressure on fretting fatigue of high strength steel and titanium alloy [Text] / K. Nakazawa, M. Sumita, N. Maruyama // ASTM. – 1992. – P. 25–115.

481. Gotoh Y. A study on the mechanism of fretting fatigue in metals [Text] / Y. Gotoh, H. Ohuchida // Res. Repts Kogakuin Univ. – 1987. – №62. – P. 41–51.

482. Kisu H. The effect of applied loads and atmosphere on the fretting fatigue [Text] / H. Kisu, A. Ura : Proc. 5th Int. Congr. Tribol. – Espoo. – 1989. – Vol. 3. – P. 48–53.

483. Hills D. A. An analysis fretting fatigue cracks during loading phase [Text] / D. A. Hills, M. Comninou // Int. J. Solids and Struct. – 1985. – 21, №7. – P. 721–730.

484. Kantimathi A. The effect of periodic high loads on fretting fatigue [Text] / A. Kantimathi, J. A. Alic // Trans. ASME. J. Eng. Mater. and Technol. – 1981. – 103, №3. – P. 223–228.

485. Goto S. Fretting and fretting intrigue of titanium alloys under conditions of high normal load [Text] / S. Goto, R. B. Waterhouse // Titanium 80. Sci. and Technol : Proc. 4 Int. Conf. (Kyoto, New York, 1980). – 1980. – Vol. 3. – P. 1837–1847.

486. Mc. Math R. An experimental study of fretting wear in gear tooth flexible candelings [Text] / Mc. R. Math // Transactions. – 1961. – Vol. 4, №2. – P. 197–205.

487. Mutoh Y. Fretting fatigue behavior of leaf springs under random loading [Text] / Y. Mutoh, K. Tanaka, K. Takeda // Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. – 1987. – A53, №487. – P. 421–427.

488. Mutoh Y. Fretting fatigue in SUP9 spring steel under random loading [Text] / Y. Mutoh, K. Tanaka, M. Kondon // JSME Int. J. Ser. – 1989. – 32, №2. – P. 274–281.

489. Fernando U. S. The development of friction force in fretting contacts [Text] / U. S. Fernando, K. Webster, R. B. Waterhouse // International Tribology Conference : (Jokoham, 1995). – 1995. – P. 134–148.

490. Петухов А. Н. Усталостная прочность материалов и элементов конструкции ГТД в условиях контактной коррозии трения [Текст] / А. Н. Петухов // Проблемы прочности. – 1972. – №2. – С. 99–103.

491. Петухов А. Н. Методы повышения усталостной прочности деталей в условиях фреттинг-коррозии [Текст] / А. Н. Петухов, Б. Ф. Балашов // Вестник машиностроения – 1974. – №6. – С. 17–19.

492. Field J. E. Effect of direction of fretting on the fretting fatigue strength of L65 aluminium alloy [Text] / J. E. Field // N.E.L. Report. - Glasgow: Nat. Eng. Lab. – 1965. – №120. – P. 65–71.

493. Gee A. W. J. The wear of sintered aluminium powder under conditions of vibrational contact [Text] / A. W. J. Gee, C. P. L. Commissaris, J. H. Zaat // Wear. – 1964. – №7. – P. 535–550.

494. Field J. E. The fretting fatigue strength of a 100 ton/in² En30B steel [Text] / J. E. Field, D. M. Waters // N.E.L Report. – 1968. – №340. – P. 95–105.

495. Ахматов А.С. Предупреждение фреттинг-коррозии совмещенных подшипниковых опор турбохолодильников [Текст] / А.С. Ахматов // Авиационная промышленность. – 1969. – №4. – С. 15–17.

496. Сеницын В. В. Влияние состава пластических смазок и присутствия в них дисульфида молибдена на фреттинг-коррозию подшипников качения [Текст] / В. В. Сеницын // Труды института ВНИИП. – М.: Изд-во ВНИИП. – 1971. - №1. – С. 43–48.

497. Juniti S. Fretting wear of stainless steel [Text] / S. Juniti, S. Muneo, J. Sakae // *Wear*. – 1981. – Vol. 69, №2. – P. 167–177.

498. Kalin M. Fretting wear of silicon nitride against bearing steel contacts in lubricated and dry conditions [Text] / M. Kalin, J. Vizintin, S. Novak // *Tribologia*. – 1996. – 15, №4. – P. 42–60.

499. Neukirchner J. Probleme der Tribokorrosions verhinderung [Text] / J. Neukirchner, D. Wacker // *Schmierungstechnik*. – 1980. – V. 11, №5. – S. 154–156.

500. Phillips C. E. Fretting corrosion and fatigue failure [Text] / C. E. Phillips // *Technick Ukeblad*. – 1958. – Vol. 105, №13. – P. 281–286.

501. Scarlett N. A. Greases to prevent fretting corrosion [Text] / N. A. Scarlett // *Engineering*. – 1960. – Vol. 424. – P. 255–259.

502. On the behaviour of oil lubricated fretting contact [Text] / M. Shima, H. Suetake, I.R. McColl, etc // *Wear*. – 1997. – 210. – P. 304–310.

503. Zhou Z.R. Lubrication in Fretting – a review [Text] / Z.R. Zhou, L. Vincent // *Wear*. – 1999. – 225–229. – P. 962–967.

504. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов [Текст] : Справочное пособие в трех томах ; под общей редакцией чл. корр. АН СССР А. Т. Туманова. – М. : Машиностроение, 1974. – Т. 2. – 229 с.

505. Waterhouse R. B. The effect of electrodeposited metals on the fatigue behavior of mild steel under conditions of fretting corrosion [Text] / R. B. Waterhouse, P. A. Brook, G. M. C. Lee // *Wear*. – 1962. – №5. – P. 235–244.

506. Хейвуд Р. Б. Проектирование с учетом усталости [Текст] / Р. Б. Хейвуд. – М. : Машиностроение, 1969. – 222 с.

507. Вахтель В. Ю. Повышение усталостной прочности деталей, работающих в условиях контактной коррозии трения [Текст] / В. Ю. Вахтель // *Вестник машиностроения*. – 1969. – №2. – С. 33–39.

508. Coyle M. B. Fatigue strength of turbine shafts with shrunk – on discs [Text] / M. B. Coyle, S. J. Watson // *Proc. Instn. Mech. Engrs*. – 1963. – Pt.1, №178. – P. 147.

509. Heywood R. B. Designing against fatigue [Text] / R. B. Heywood // *Chapman and Hall*. – London. – 1962. – P. 67.

510. Measures to counter fatigue failures in railway axles [Text] / W. W. Maxwell, B. R. Dudley, A. B. Cleary, etc // Proc. Instn. Mech. Engrs. – 1967. – Vol. 182, №1. – P. 89.

511. Bartel A. Passungsrostabzw. Reinoxidation – besondere Verschleissprobleme [Text] / A. Bartel – Der Machinenschaden Helf $\frac{3}{4}$, 1964. – P. 208.

512. White D.J. [Text] // Proc. Instn. Mech. Engrs. – 1968. – Vol. 182, Pt.L. – P. 615.

513. Hartman A. [Text] // Nat. Lucht. – en Ruimte vaartlaboratorium. Report No TNM2147. – Amsterdam. – 1965. – P. 543.

514. Филимонов Г. Н. Фреттинг в соединениях судовых деталей [Текст] / Г. Н. Филимонов, Л. Т. Балацкий. – Л. : Судостроение, 1973. – 296 с.

515. Rolfer R. T. Fretting corrosion [Text] / R. T. Rolfer // Allen Engineering Review. – 1953. – Vol. 30. – P. 13–16.

516. Шевеля В. В. Развитие фреттинг-коррозии в условиях граничного трения [Текст] / В. В. Шевеля, В. А. Кирилков, В. П. Федыня // Проблемы трибології. – 2007. – №2. – С. 102–108.

517. Ревков Г. А. Мероприятия по устранению фреттинг-коррозии в вариаторах [Текст] / Г. А. Ревков // Новое в тяжелом машиностроении. – 1957. – №1. – С. 15–21.

518. Алябьев А. Я. Методы защиты деталей от фреттинг-коррозии [Текст] / А. Я. Алябьев // Надежность и долговечность авиационных газотурбинных двигателей. – К.: КИИГА, 1971. – С. 32–37.

519. Gueric Yvesle. Le grenailage re tarde le fretting [Text] / Yvesle Gueric // Conf. Grenailage precontainte. – Senlis, 1989. – P. 165–176.

520. Xianglin D. The effect of quench hardening on the fretting wear of medium carbon steel [Text] / D. Xianglin // Wear. – 1988. – 123, №4. – P. 77–85.

521. Waterhouse R. B. Fretting-corrosion [Text] / R. B. Waterhouse. – Imprint Oxford, New York, Pergamon Press, 1972. – 253 p.

522. Schwingungsverschleissfestigkeu von plasmanitrier tern 34CrAlMo_5 [Text] / K. T. Rie, Th. Lampe, E. Broszeit, B.O. Schweighofer // Werstoffteehn. – 1986. – 17, №10. – S. 370–388.

523. Waterhouse R. B. Residual stress and fretting, crack initiation and propagation [Text] / R. B. Waterhouse // Adv Surface Treat. – 1987. – Vol. 4. – P. 511–525.

524. Yunshu D. The fretting behaviour of a nitrided steel 38CrMoAl [Text] / D. Yunshu, Z. Baoyu // *Wear.* – 1988. – 125, №2. – P. 193–204.

525. Костогрыз С. Г. Механика вибрационного трения в номинально неподвижном фрикционном контакте [Текст] : автореф. дис. На соискание ученой степени докт. техн. наук : спец. 05.2.04 «Трение и износ в машинах» / С. Г. Костогрыз. – Хмельницкий, 1995. – 39 с.

526. Влияние углерода на сопротивление разрушению конструкционной стали [Текст] / В. Г. Лазько, В. Е. Лазько, Б. М. Овсянников, Н. М. Фонштейн // *Проблемы прочности.* – 1979. – №5. – С. 64–68.

527. Waterhouse R. B. Fretting [Text] / R. B. Waterhouse // *Treatise Mater. Sci. And Technol.* – 1979. – Vol. 13. – P. 259–286.

528. Wharton M. H. The fretting fatigue behaviour of mild steel with electrodeposited nickel and Ni-Co alloys with controlled internal stresses [Text] / M. H. Wharton // *Wear.* – 1981. – 68, №1. – P. 71–84.

529. Некоторые принципы разработки фреттингостойкости смазки [Текст] / В. И. Похмурский, Ю. Л. Билонога, Я. М. Сирак, Н. В. Герман // *ФХММ.* – 1985/ – 21, №6. – С. 85–86.

530. Билонога Ю. Л. Влияние наводораживания поверхности на фреттинг-усталость металла [Текст] / Ю. Л. Билонога, Я. М. Сирак // *ФХММ.* – 1981. – 23, №4. – С. 108–110.

531. Повышение фреттингостойкости деталей грузовых автомобилей [Текст] // *Долговечность трущихся деталей машин ; под ред. Д.Н. Гаркунова.* – М. : Машиностроение, 1987. – 264 с.

532. Jones W. J. D. The fretting fatigue behaviour of mild steel with electrodeposited nickel alloys [Text] / W. J. D. Jones, G. M. C. Lee // *Wear.* – 1983. – Vol. 71. – P. 233–240.

533. Ковалевский В. В. Технологические методы управления фреттинг-процессами [Текст] / В. В. Ковалевский, С. Г. Костогрыз. – К.: Знание, 1989. – 18 с.

534. Goldelier B. C. A literature review of palliatives for fretting fatigue [Text] / B. C. Goldelier, T. C. Olivers // *Wear.* – 1979. – 56. – P. 177–190.

535. Ильинский И. И. Оптимальные и граничные условия фреттингостойкости детонационных покрытий на основе карбида вольфрама [Текст] / И. И. Ильинский, А. И. Духота, В. В. Сергеев // Трение и износ. – 1986. – Т. 2, №5. – С. 850–856.

536. Nishioka K. Fundamental investigation of letting fatigue [Text] / K. Nishioka, K. Niikawa // Bull. Japan. Soc. Mech. Eng. Pt.2, – 1969. – 12(50). – 180. – P. 397.

537. Фреттингостойкость композиционных фторопластовых покрытий [Текст] / Ю. А. Евдокимов, К. К. Мороз, Т. В. [и др.] // Трение и износ. – 1981. – 12, №4. – С. 610–616.

538. Серебряков В. И. Повышение долговечности при фреттинг-усталости технологическим методом [Текст] / В. И. Серебряков // Поверхностный слой, магн.-экспл. свойства деталей машин : Тез. докл. Семинара. – Москва. – 1990. – С. 81.

539. Waterhouse R. B. Fretting fatigue [Text] / R. B. Waterhouse // Int. Mater. Rev. – 1992. – 37, №2. – P. 77–97.

540. Tavlор D. E. Fretting fatigue in high temperature oxidizing gases [Text] / D. E. Tavlор // Fretting Fatigue. – London. – 1981. – P. 177–232.

541. Neukircher J. Problem der Tribokorrosionsverhinderung [Text] / J. Neukircher, D. Wacker // Schmierungstechnik. – 1980. – 11, №5. – S. 154–156.

542. Juniti S. Fretting wear of stainless steel [Text] / S. Juniti, S. Muneo, Y. Sakae // Wear. – 1981. – 69, №2. – P. 167–177.

543. Gordelier S. C. A literature review of palliatives for fretting fatigue [Text] / S. C. Gordelier, T. C. Chivers // Wear. – 1979, 56. – №1. – P. 177–190.

544. Шарыпов А. З., Башкатов И. Г. К вопросу фреттингостойкости узлов ГТД газотермическим напылением [Текст] : тез. докл. 28 науч.-техн. конф. Перм. гос. техн. ун-та по результатам НИР. – Пермь. – 1995. – С. 60–61.

545. Ахтизарова С. Л. Оптимизация эксперимента в химии и химической технологии [Текст] / С. Л. Ахтизарова, В. В. Кафаров. – М. : Высш. школа, 1978. – 318 с.

546. Винер Н. Кибернетика или управление и связь в животном и машине [Текст] / Н. Винер. – М. : Советское радио, 1958. – 214 с.

547. Винарский М. С. Планирование эксперимента в технологических исследованиях [Текст] / М. С. Винарский, М. В. Лурье. – К. : Техніка, 1975. – 168 с.
548. Налимов В. В. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов [Текст] / В. В. Налимов, Н. А. Чернова. – М. : Наука, 1965. – 430 с.
549. Барабашук В. И. Планирование эксперимента в технике [Текст] / В. И. Барабашук, Б. П. Креденцер, В. И. Мирошниченко. – К. : Техніка, 1984. – 200 с.
550. Толбатов Ю. А. Математична статистика та задачі оптимізації в алгоритмах і програмах [Текст] / Ю. А. Толбатов. – К. : Вища школа, 1994. – 399 с.
551. Налимов В. В. Теория эксперимента [Текст] / В. В. Налимов. – М.: Наука, 1971. – 207 с.
552. Лапач С. Н. Статистические методы в фармакологии и маркетинге фармацевтического рынка [Текст] / С. Н. Лапач, М. Ф. Пасечник, А. В. Чубенко. – К.: ЗАТ «Укрспецмонтажпроект», 1999. – 312 с.
553. Радченко С. Г. Математическое моделирование технологических процессов в машиностроении [Текст] / С. Г. Радченко. – К. : ЗАО «Укрспецмонтажпроект», 1998. – 274 с.
554. Радченко С. Г., Лапач С. Н. Методология создания новой техники и технологий [Текст] / С. Г. Радченко, С. Н. Лапач // Технологические системы. – 2003. – №1. – С. 41–44.
555. Радченко С. Г. Математичне моделювання та оптимізація технологічних систем [Текст] / С. Г. Радченко : Навчальний посібник. – К. : ІВЦ “Політехніка”, 2001. – 88 с.
556. Адлер Ю. П. Введение в планирование эксперимента [Текст] / Ю. П. Адлер. – М. : Металлургия, 1969. – 158 с.
557. Ермаков С. М. Математическая теория планирования эксперимента [Текст] / С. М. Ермаков, В. З. Бродский, А. А. Жиглявский. – М. : Наука, 1983. – 392 с.
558. Соболев И. М. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями [Текст] / И. М. Соболев, Р. Б. Статников. – М. : Наука, 1981. – 111 с.

559. Лапач С. Н. Пакет прикладных программ ПРИАМ [Текст] / С. Н. Лапач, С. Г. Радченко, Н. И. Литвинчук // Информационный листок о научно-техническом достижении № 88–007. – К. : УкрНИИНТИ, 1988. – 4 с.

560. Каталог. Программные продукты Украины. Планирование, регрессия и анализ модели ПРИАМ [Текст] / НТУ КПИ ; под ред. С. Н. Лапач, С. Г. Радченко, П. Н. Бабич. – К. : СП «Текпор», 1993. – С. 24–27.

561. Иванов Г. А. Статистические методы восстановления истинной зависимости по экспериментальным данным [Текст] / Г. А. Иванов, А. Ф. Турбан. – К. : Знание, 1986. – 22 с.

562. Тихомиров В. Б. Планирование и анализ эксперимента (при проведении исследований в легкой и текстильной промышленности) [Текст] / В. Б. Тихомиров. – М. : Лег. индустрия, 1974. – 262 с.

563. Лапач С. Н. Статистические методы в медикобиологических исследованиях с использованием Excel [Текст] / С. Н. Лапач, А. В. Чубенко, П. Н. Бабич. – К. : МОРИОН, 2000. – 320 с.

564. Большев Л. Н. Таблицы математической статистики [Текст] / Л. Н. Большев, Н. В. Смирнов. – [3–е изд.]. – М. : Наука, 1983. – 416 с.

565. Подиновский В. Д. Парето-оптимальные решения многокритериальных задач [Текст] / В. Д. Подиновский, В. Д. Ногин. – М. : Наука, 1982. – 256 с.

566. Жиглявский А. А. Методы поиска глобального экстремума [Текст] / А. А. Жиглявский, А. Г. Жилинскас. – М. : Наука, 1991. – 248 с.

567. Дегтярев Ю. И. Методы оптимизации [Текст] / Ю. И. Дегтярев. – М. : Советское радио, 1980. – 272 с.

568. Радченко С. Г. Математичне моделювання та оптимізація технологічних систем [Текст] / С. Г. Радченко : Навч.-метод. посіб. – К. : ІВЦ “Політехніка”, 2001. – 88 с.

569. Шмырев В. Ф. Метод оптимизации массовых характеристик воздушных распределительных сетей бортовых энергетических систем [Текст] / В. Ф. Шмырев, В. Я. Кондращенко, С. Г. Радченко // Зб. наук. праць / Ін-т проблем моделювання в енергетиці. – 1998. – Вип. 4. – С. 28–38.

570. Гуд Г. Х. Системотехника [Текст] / Г. Х. Гуд, Р. Э. Маком. – М. : Советское радио, 1962. – 383 с.
571. Шимкович Д. Г. Расчет конструкций MSC/NASTRAN for Windows [Текст] / Д. Г. Шимкович. – М. : ДМК Пресс, 2001. – 448 с.
572. Басов К.А. ANSYS в примерах задачах. [Текст] // Под общ. Ред. Д.Г. Красковского. – М. : КомпьютерПресс, 2002. – 224 с.: ил.
573. Осадчий Н.В. Конечно-элементное моделирование фланцевого соединения с контактирующими круговыми фланцами. Сопоставление результатов конечно-элементного расчета с результатами экспериментального исследования [Текст] / Н.В. Осадчий // Инженерный журнал. – 2003. – С.33 – 40.
574. Лыков А. В. Теория теплопроводности [Текст] / А. В. Лыков. – М. : Высш. школа. – 1967. – 599 с.
575. Бате К. Численные методы анализа и метод конечных элементов [Текст] / К. Бате, Е. Вилсон. – М. : Стройиздат, 1982. – 447 с.
576. Сахаров А. С. Метод конечных элементов в механике твердых тел [Текст] / А. С. Сахаров, И. Альтенбах. – К. : Вища школа, 1982. – 480 с.
577. Зенкевич О. Конечные элементы и аппроксимация [Текст] / О. Зенкевич, К. Морган. – М. : Мир, 1986. – 318 с.
578. ANSYS. Basic Analysis Procedures Guide. Rel.5.7 Ed. P.Koehnke [Text] / ANSYS Inc. Houston. – 2001.
579. Жарин А. Л. Кинетические и физико-химические процессы в тонких поверхностных слоях металлов и сплавов при трении скольжения [Текст] : автореф. дис. на соискание ученой. степени докт. техн. наук : спец. 05.02.04 «Трение и износ в машинах» / Жарин А. Л. – Минск, 1994. – 38 с.
580. Пат. 13762 Україна, МПК (06) F01L 1/20, F01L 1/46. Пристрій для утворення на плоскій поверхні тертя рельєфу заглибин, що утримують мастильні матеріали / Марчук В. Є., Шульга І. Ф., Шульга О. І., Плюсін О. Є.; заявник та патентовласник Національна академія оборони України. – № u200509981; заявл. 24.10.2005; опубл. 17.04.2006, Бюл. №4.

581. Пат. 5682 Україна, 7 C25D13/02, C25D13/12, C25D13/20, B23H9/00, B23H9/04, B23H9/10. Спосіб електроерозійної легування поверхонь деталей із струмопровідного матеріалу / Марчук В. Є., Шульга І. Ф., Ляшенко Б. А., Рудковський А. В., Лабунець В. Ф., Кравець В. В.; заявник та патентовласник Національна академія оборони України. – №20040806392 ; опубл. 15.03.2005, Бюл. №3.

582. Пат. 5681 Україна, 7 B23H7/34, B23H9/00, C23C12/00. Спосіб електроіскрової обробки поверхонь струмопровідних деталей графітовими електродами / Марчук В. Є., Шульга І. Ф., Ляшенко Б. А., Рудковський А. В., Лабунець В. Ф., Кравець В. В. ; заявник та патентовласник Національна академія оборони України. – №20040806390 ; опубл. 15.03.2005. Бюл. №3.

583. Рутковский А. В. О достоинствах технологии вакуумного азотирования [Текст] / А. В. Рутковский, Б. А. Ляшенко // Оборудование и инструмент. – 2005. – № 12. – С.20–21.

584. Пат. 44643 Україна, F01L 1/20 C23C 8/02. Спосіб отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталей / Марчук В. Є., Шульга І. Ф., Ляшенко Б.А., Цибаньов Г.В., Рутковський А.В., Калініченко В.В. ; заявник та патентовласник Національний авіаційний університет. – № u200904236 ; заявл. 29.04.2009; опубл. 12.10.2009, Бюл. №19.

585. А.с. 1035903 СССР, МКИ С 23 С 14/04. Способ нанесения износостойких несплошных покрытий в вакууме / О.В. Цыгулев, Н.В. Матвеев, Б.А. Ляшенко (СССР). – № 33045818/22-02 ; заявл. 02.11.85 ; опубл. 17.04.87, Бюл. № 5.

586. Хасуй А. Механика напыления [Текст] / А. Хасуй. – М. : Машиностроение, 1975. – 288 с.

587. Туманов А. Т. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов [Текст] / А. Т. Туманов. – М. : Машиностроение, 1974. – 320 с.

588. Циклическая прочность рабочих лопаток ГТД из никелевых сплавов [Текст] / В. Т. Трощенко, Б. А. Грязнов, И.С. Малашенко [та ін.] // Пробл. прочности. – 2007. – № 2. – С. 5–14.

589. Fretting fatigue in 0,55C spring steel and 0,45C carbon steel [Text] / K. Tanaka, Y. Mutoh, S. Sakoda, G. Leadbeater // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. – 1985. – Vol. 8, №2. – P. 129–142.

590. Материалы антифрикционные порошковые. Метод определения триботехнических характеристик [Текст] : ГОСТ 26614-85. - М. : Изд-во стандартов, 1985. – 9 с.

591. Богомолова Н. А. Практическая металлография [Текст] / Н. А. Богомолова. – [3-е изд., перераб. и доп.] – М. : Высш. шк., 1987. – 240 с.

592. Гоулдстейн Дж. Растровая электронная микроскопия и рентгеновский анализ [Текст] / Дж. Гоулдстейн, Д. Ньюбери, П. Эчлин ; пер. с англ. : в 2-х книгах. Кн. 1. – М. : Мир, 1984. – 303 с.

593. Гоулдстейн Дж. Растровая электронная микроскопия и рентгеновский анализ [Текст] / Дж. Гоулдстейн, Д. Ньюбери, П. Эчлин ; пер. с англ. : в 2-х книгах. Кн. 2. – М. : Мир, 1984. – 348 с.

594. Сорокин Г. М. Трибология сталей и сплавов [Текст] / Г. М. Сорокин. – М. : Недра, 2000. – 280 с.

595. Когаев В. П. Прочность и износостойкость деталей машин [Текст] / В. П. Когаев, Ю. Н. Дроздов. – М. : Высшая школа, 1991. – 320 с.

596. Марчук В. Є. Моделювання напружено-деформованого стану дискретної поверхні [Текст] / В. Є. Марчук, Б. А. Ляшенко, В. І. Калініченко // Проблеми тертя та зношування : наук.-техн. зб. / Нац. авіац. ун-т. – 2008. – Вип. 49. – Том 2. – С. 25–30.

597. Оценка поврежденности поверхностного слоя материалов при циклическом нагружении методами наноиндентирования и наносклерометрии [Текст] / С. Р. Игнатович, И. М. Закиев, Д. И. Борисов, В. И. Закиев // Проблемы прочности. – 2006. – №4. – С. 132–139.

598. Марчук В.Є. Сучасні технології інтегрованої логістичної підтримки на після виробничих стадіях життєвого циклу наукомісткої продукції [Текст] / В.Є. Марчук // Інноваційна логістика: концепції, моделі, механізми: монографія / за наук. ред.. М.Ю. Григорак та Л.В. Савченко. – К.: Логос, 2015. – С. 96–117.

599. Застосування САЕ-систем для дослідження конфігурації дискретних покриттів [Текст] / В. Є. Марчук, Б. А. Ляшенко, В. І. Калініченко, Ю. О. Градиський // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». – 2010. – Вып. 48. – С. 140–145.

600. Марчук В. Є. Чисельне моделювання напружено-деформованого стану дискретних покриттів [Текст] / В. Є. Марчук // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: Вид-во Нац. авіац. ун-ту “НАУ-друк”, 2010. – Вип. 54. – С. 47–51.

601. Радько О. В. Формування триботехнічних властивостей сталевих деталей авіаційної техніки імпульсним газотермоциклічним іонним азотуванням [Текст] : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.04 «Тертя та зношування в машинах» / О. В. Радько. – Київ, 2008. – 20 с.

602. Дискретні покриття для підвищення зносостійкості деталей машин і механізмів [Текст] / Б. А. Ляшенко, В. Є. Марчук, В. І. Калініченко, Ю. О. Градиський // Вісник Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка. – 2010. – Вип. 94. – С. 324–335.

603. Дискретні покриття для підвищення зносостійкості деталей машин і механізмів [Текст] / Б. А. Ляшенко, В. Є. Марчук, В. І. Калініченко, Ю. О. Градиський // Технічне забезпечення інноваційних технологій АПК : матеріали 8-ої Міжнар. наук.-метод. конф., (Харків, 17–19 березня 2010 р.). – 2010. – С. 324–335.

604. Марчук В.Є. Дослідження зносостійкості електроіскрових покриттів в умовах фретинг-зношування [Текст] / В.Є. Марчук, О.І. Духота, Н.О. Науменко // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: НАУ, 2011. – Вип. 56. – С. 84–93.

605. Дискретні покриття для відновлення деталей машин і механізмів [Текст] / Б. А. Ляшенко, В. Є. Марчук, В. І. Калініченко, Л. С. Капішон // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте : материалы 10-го Юбил. Междун. науч.-техн. семинара, (Свалява, 22-26 февраля 2010 г.). – Киев: АТМ Украина, 2010. – С. 156–158.

606. Підвищення надійності трибосполучень деталей авіаційної техніки модифікованими дискретними покриттями [Текст] / Г. В. Цибаньов, В. Є. Марчук, В. І. Калініченко, Ю. О. Градиський // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – 2010. – Вып. 4 (64). – С. 126–132.

607. Марчук В. Є. Механізм зношування дискретних поверхонь в умовах абразивного зношування [Текст] / В. Є. Марчук // Проблеми тертя та зношування : наук.-техн. зб. – К. : НАУ, 2010. – Вип. 52. – С. 112–119.

608. Марчук В. Є. Вплив зернистості абразиву на зносостійкість дискретних поверхонь [Текст] / В. Є. Марчук // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: Вид-во Нац. авіац. ун-ту “НАУ-друк”, 2010. – Вип. 53. – С. 139–146.

609. Марчук В. Є. Зносостійкість дискретних поверхонь в умовах гідроабразивного зношування [Текст] / В. Є. Марчук // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: НАУ, 2011. – Вип. 55. – С. 182–188.

610. Випробування на зносостійкість луночних покриттів, зміцнених іонно-плазмовим термоциклічним азотуванням, в умовах гідроабразивного зношування [Текст] / Б.А. Ляшенко, В.Є. Марчук, В.І. Калініченко // матеріали 11-го Міжнар. наук.-техн. семінару «Сучасні проблеми виробництва і ремонту в промисловості і на транспорті» (Свалява, 21-25 лютого 2011 р.). – 2011. – С. – 170–172.

611. Фретингостійкість дискретних поверхонь в умовах граничного тертя [Текст] / В.Є. Марчук, О.І. Духота, Ю.О. Градиський, О.М. Єнін // Вісник Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка. – Харків: Вид-во Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка, 2010. – Вип. 100. – С. 147–152.

612. Фретингостійкість дискретних поверхонь в умовах граничного тертя [Текст] / В.Є. Марчук, О.І. Духота, Ю.О. Градиський, О.М. Єнін : матеріали Міжнар. наук.-метод. конф., (Харків, 13–14 травня 2010 р.). – 2010. – С. 147–152.

613. Жеглов О. С. Фреттинг-коррозия металлов при больших относительных перемещениях и ее амплитудная граница [Текст] / О. С. Жеглов // Трение и износ. – 1983. – Т. IV, №5. – С. 828–836.

614. Ляшенко Б. А. Зносостійкість дискретних поверхонь в умовах фретингу [Текст] / Б. А. Ляшенко, В. Є. Марчук, В. В. Жигинас // матеріали Міжнар. наук.-метод. конф. «Сучасні проблеми трибології» (Київ, 19–21 травня 2010 р.). – К.: ІВЦ АЛКОН НАН України, 2010. – С. 148.

615. Марчук В. Є. Зносостійкість дискретних поверхонь в умовах фретинг-зношування [Текст] / В. Є. Марчук // Вісник НАУ. – К.: Вид-во нац. авіац. ун-ту “НАУ-друк”, 2010. – Вип. 2 (43). – С. 40–45.

616. Цыбанев Г. В. Управление свойствами поверхностей трения при приработке дискретных покрытий в условиях фреттинга [Текст] / Г. В. Цыбанев, В. Е. Марчук, В. И. Калиниченко // Проблемы трибологии. – 2011. – №1. – С. 52–57.

617. Марчук В.Е. Напружено-деформований стан текстурованих поверхонь трибологічних систем [Текст] / В.Е. Марчук // Проблеми тертя та зношування.– 2014.–№ 3 (64). – С. 89–93.

618. Слободян Б.С. Моделювання контактної взаємодії періодично текстурованих тіл з урахуванням фрикційного проковзування [Текст] / Б.С. Слободян, Б.А. Ляшенко, Н.І. Маланчук, В.Є. Марчук, Р.М. Мартиняк // Математичні методи та фізико-механічні поля. – 2014. – 57, №2. – С. 88-96.

619. Локальне проковзування пружних тіл за наявності газу в між контактному зазорі [Текст] / Б.С. Слободян, Н.І. Маланчук, Р.М. Мартиняк, Б.А. Ляшенко, В.Є. Марчук // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2014. – №2. – С. 91–96.

620. Marchuk V.E. Engineering methods development of contact surfaces tribological systems [Текст] / V.E. Marchuk // Вісник Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка. – Вип. 147. /«Деревооброблювальні технології та системотехніка лісового комплексу» та «Транспортні технології». – Х: ФОП Томенко Ю.І., 2014. – С. 106–110.

621. Marchuk V. System analysis of the properties of discrete and oriented structure surfaces [Текст] / V. Marchuk, M. Kindrachuk, A. Kryzhanovskyi // Aviation. – 2014. – Vol. 18(4). – P. 161–165. SCOPUS.

622. Марчук В. Є. Вплив параметрів дискретно-лункових поверхонь контакту на фретингостійкість конструкційної сталі в умовах граничного мащення [Текст] / В.

Є. Марчук, А.П. Кудрін, О.І. Духота // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: НАУ, 2012. – Вип. 58. – С. 58–64.

623. Дискретные покрытия в условиях фреттинг-усталости и фреттинг-изнашивания [Текст] / Г.В. Цыбанев, Б.А. Ляшенко, В.Е. Марчук // матеріали IV Міжнар. наук.-техн. конф. «Проблеми динаміки і міцності в турбомашиннобудуванні» (Київ, 31 травня-02 червня 2011 р.). – К.: Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України, 2011. – С. 257–258.

624. Фреттинг-втома деталей авіаційної техніки [Текст] / Г.В. Цибаньов, В. Є. Марчук, О. М. Герасимчук, В. В. Жигінас // Проблеми тертя та зношування: Наук.-техн. зб. – К.: НАУ, 2008. – Вип. 49. – Том 2. – С. 176–190.

625. Tsybanov G. V. Fretting-resistance of aircraft tribological assembly details in the conditions of alternating loads [Текст] / G. V. Tsybanov, V. E. Marchuk, V. V. Zhiginas // Aviation in the XXI-st century, Safety in aviation and space technology : of the third world congress, (Ukraine, Kyiv, 22–24 september 2008.). – 2008. – Vol. 1. – P. 14.14–14.17.

626. Марчук В.Е. Повышение точности измерения параметров фреттинга путем цифровой обработки сигналов [Текст] / В. Е. Марчук, Ю. П. Кураш, Ю. Г. Цыбанев // матеріали Міжнар. наук.-метод. конф. «Сучасні проблеми трибології» (Київ, 19–21 травня 2010 р.). – К.: ІВЦ АЛКОН НАН України, 2010. – С. 151.

627. Цыбанев Г.В. Фреттинг-усталость поверхностей с дискретными покрытиями [Текст] / Г.В. Цыбанев, В.Е. Марчук, О.Н. Герасимчук // Проблемы трибологии. – 2009. – №1. – С. 97–104.

628. Фреттинг-утома сталі 30ХГСА з дискретно-орієнтованою лунковою поверхнею [Текст] / [Г. В. Цибаньов, В. Є. Марчук, О.І. Духота, Ю. О. Градиський] // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – 2012. – Вып. 3 (71). – С. 124–127.

629. Marchuk V.E. Fretting-fatigue coatings of discrete-oriented structure [Текст] / V.E. Marchuk // Вісник Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка. – Вип. 139.

/Проблеми надійності машин та засобів механізації сільськогосподарського виробництва. – Х: «ФОП», 2013. – С. 19–24.

630. Moreau M. Les types de dégradations des surfaces métalliques en microfrottement alterne (fretting) [Text] / M. Moreau // Mater. et techn. – 1985. – 73, №8–9. – P. 137–138.

631. Марчук В.Е. Дискретные покрытия деталей авиационной техники в условиях фреттинг-усталости [Текст] / В.Е. Марчук // Вестник военной академии республики Беларусь. – 2013. – №4 (41). – С. 122–128.

632. Марчук В. Є. Системність та комплексний характер наукових досліджень поверхонь дискретної структури [Текст] / В. Є. Марчук, Ю. О. Градиський // Деревооброблювальні технології та системотехніка лісового комплексу. Транспортні технології : сб. наук. пр. / Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка. – 2015. – Вып. 160. – С. 115–122.

633. Дослідження зносостійкості луночних покриттів в умовах граничного тертя [Текст] / В. Є. Марчук, О. В. Радько, Б. А. Ляшенко, Ю. О. Градиський // Вісник Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка. – Вип. 107. / Механізація сільськогосподарського виробництва. – Х: Харків: Вид-во Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка, 2011. – Т. 2. – С. 170–176.

634. Дослідження зносостійкості луночних покриттів в умовах граничного тертя [Текст] / В.Є. Марчук, О.В. Радько, Б.А. Ляшенко, Ю.О. Градиський // матеріали Міжнар. наук.-практ. конф. «Технічний прогрес в АПК» (Харків, 24–25 березня 2011 р.) /. – Х.: Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка, 2011. – С. 170–176.

635. Морозов В.И. Влияние магнитного поля на физические свойства углеводородных гидкостей [Текст] / В.И. Морозов, С.Т. Усатенко, О.В. Савчук. – ХТТМ.– 1977.– №10.– С.52–54.

636. Кармазин В.В. Магнитные, электрические и специальные методы обогащения [Текст] / В.В. Кармазин, В.И. Кармазин. – М. : Изд. МГТУ, 2005.

637. Чарыков В.И. Электромагнитный сепаратор УМС-3М: от математической модели до конструкции [Текст] / В.И. Чарыков, С.А. Соколов, А.И. Яковлев // Вестник КрасГАУ.– 2014.– №10.– С. 173–177.

638. Богородицкий Н.П. Теория диэлектриков [Текст] / Н.П. Богородицкий, Ю. М. Волокобинский, А. А. Воробьев, Б. М. Тареев. – М. : Энергия, 1965. – 341 с.

639. Третьяков И.Г. Влияние примесей дизельного топлива и бензина на диэлектрические потери топлива РТ [Текст] / И.Г. Третьяков, В.И. Морозов // Исследование процессов подготовки, применения и контроль качества ГСМ и спецжидкостей : зб. наук. праць. – Київ, 1988. - С. 40-43.

640. Корндорф С.Ф. Исследование возможности определения всплесков температуры в зоне трения, используя нормальный закон распределения значений температуры [Текст] / С.Ф. Корндорф, Е.В. Кузнецова // Физика, химия и механика трибосистем. Межвуз. сб. науч. тр.; Под ред. В.Н. Латышева. – Иваново : Иван.гос.ун-т, 2005. – Вып. 4. – С. 56–60.

641. Дослідження впливу іонного азотування на структуру і властивості дискретних поверхонь в умовах трибоконтакту [Текст] / Г. В. Цибаньов, В. Є. Марчук, В. І. Калініченко, О.В. Радько // Проблеми трибології. – 2011. – №4. – С. 33–39.

642. Процеси тертя та зношування у трибосистемах з дискретно-орієнтованою структурою. Повідомлення 1. Магнітні явища при терті поверхонь з дискретно-орієнтованою структурою [Текст] / В.Є. Марчук, В.І. Морозов, О.І. Духота, І.В. Морозова] // Проблеми трибології. – 2012. – №4. – С. 53–57.

643. Електрофізичний вплив на властивості паливно-мастильних матеріалів [Текст] / В.І. Морозов, В. Є. Марчук, І.В. Морозова, В.В. Фіненко, В.І. Калініченко // Технічний сервіс агропромислового, лісового та транспортного комплексів / Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка. – 2016. – №5. – С. 192–200.

644. Електрофізичний вплив на протонну систему вуглеводних рідин [Текст] / В.І. Морозов, В. Є. Марчук, І.В. Морозова, В.В. Фіненко, Ю. О. Градиський // Технічний сервіс агропромислового, лісового та транспортного комплексів / Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка. – 2016. – №3. – С. 206–215.

645. Kindrachuk M. The friction mechanism between surfaces with regular micro grooves under boundary lubrication [Текст] / M. Kindrachuk, O. Radionenko, A. Kryzhanovskyi, V. Marchuk // Aviation. – 2014. – Vol. 18(2). – P. 64–71. SCOPUS.

646. Марчук В.Є. Процеси зношування у трибосистемах з дискретно-текстурованою поверхнею [Текст] / В.Є. Марчук, Б.А. Ляшенко, О.І. Духота, В.І. Морозов, І.С. Будьоний // Матеріали XI Міжнародної науково-технічної конференції «АВІА–2013» (Київ, 21–23 травня 2013 р.). – Т.3. – К. : НАУ, 2013. – С. 15.45–15.48.

647. Marchuk V.E. Engineering methods development of contact surfaces tribological systems [Текст] / V.E. Marchuk // матеріали Міжнар. наук. сесії «Інноваційні проекти в галузі технічного сервісу машин» (Харків, 20–21 березня 2014 р.). – Х. : Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка, 2014. – С. 106–110.

648. Електрофізичний вплив на протонну систему вуглеводних рідин [Текст] / В.І. Морозов, В. Є. Марчук, І.В. Морозова, В.В. Фіненко, Ю. О. Градиський // матеріали Міжнар. наук.-практ. конф. «Деревооброблювальні технології та системотехніка лісового комплексу» (Харків, 26-27 листопада 2015 р.).– Х. : Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка, 2015.– С. 142–153.

649. Пат. 81367 Україна, С23F 4/00, В03С 1/005, В01J 19/12. Спосіб покращення триботехнічних властивостей пар тертя / В. Є. Марчук, В. І. Морозов, Б. А. Ляшенко, І. В. Морозова ; заявник та патентовласник Національний авіаційний університет. – № u201300893 ; заявл. 25.01.2013; опубл. 25.06.2013, Бюл. №12.

650. Вихрові потоки рідини у дискретних ділянках трибосполучень [Текст] / Г. В. Цибаньов, В. Є. Марчук, Ю. П. Кураш, Ю. О. Градиський // Вісник Харківського НТУСГ ім. Петра Василенка. – Вип. 109. / Проблеми технічної експлуатації машин. – Х: «Апостроф», 2011. – С. 55–64.

651. Вихрові потоки рідини у дискретних ділянках трибосполучень [Текст] / Г.В. Цибаньов, В.Є. Марчук, Ю.П. Кураш, Ю.О. Градиський // матеріали ІХ Міжнар. наук.-метод. конф. «Інженерно-технічне забезпечення інноваційних технологій сервісу машин» (Харків, 24–25 березня 2011 р.). – Х.: Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка, 2011. – С. 55–64.

652. Пат. 7750 Україна, В23Н1/00, В23Н7/04. Спосіб обробки деталей електродом-інструментом для шліфування / В. Є. Марчук, І. Ф. Шульга, Т. Ю. Куровська ; заявник та патентовласник Національна академія оборони України. – № 20041008121 ; заявл. 07.10.2004; опубл. 15.07.2005, Бюл. №7.

653. Методика (Основные положения) определения экономической эффективности использования в народном хозяйстве новой техники, изобретений и рационализаторских предложений. – М. : Экономика, 1981. – 23 с.

654. Методы экономической оценки. ГОСТ 23728-88 – ГОСТ 23730-88. – М. : Издательство стандартов. – 26 с.

655. Могузов В. И. Металлорежущие станки. Краткий справочник [Текст] / В. И. Могузов. – М. : Экономиздат, 1961. – 816 с.

656. Бердник В. В. Шлифование токопроводящими кругами с наложением электрического поля [Текст] / В. В. Бердник. – К. : «Вища школа», 1984. – 124 с.

657. Власов Н. С. Методика экономической оценки сельскохозяйственной техники [Текст] / Н.С. Власов. – М. : «Колос», 1968. – 223 с.

658. Методика определения экономической эффективности НОТ. – М. : НИИ труда, 1975. – 144 с.

659. Пат. 13763 Україна, МПК (2006) В23Р 9/00. Спосіб підвищення зносостійкості допоміжних накладок корінних листів та опорних сухарів ресор автомобіля / В. Є. Марчук, І. Ф. Шульга, О. І. Шульга, В. Ф. Лабунець, В. В. Жигінас ; заявник та патентовласник Національна академія оборони України. – №u200509982 ; заявл. 24.10.2005 ; опубл. 17.04.2006, Бюл. №4.

660. Марчук В. Є. Зносостійкість текстурованих лункових поверхонь з дискретно-орієнтованою структурою в умовах граничного мащення [Текст] / В. Є. Марчук, О.І. Духота, В.І. Морозов // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К. : НАУ, 2012. – Вип. 57. – С. 128–138.

661. Марчук В. Є. Магнітні процеси дискретних ділянок трибосистеми в умовах граничного мащення [Текст] / В. Є. Марчук, В.І. Морозов, І.В. Морозова // матеріали Міжнар. наук.-техн. конф. «Проблеми трибології. Теорія та практика раціонального використання традиційних і альтернативних паливно-мастильних матеріалів» (Київ, 6-10 жовтня 2014 р.). – Київ: НАУ, 2014. – С. 99–104.

662. Зуев В.С. Электромагнитные сепараторы: теория, конструкция [Текст] / В.С. Зуев, В.И. Чарыков. – Курган: Зауралье, 2002. – 178 с.

663. Slobodyan B.S. Local sliding of elastic bodies in the presence of gas in the intercontact gap [Text] / B.S. Slobodyan, N. I. Malanchuk, R. M. Martynyak, B.A. Lyashenko, V.E. Marchuk // Springer Science+Business Media New York. – 2014. – Vol. 50. – P. 261–268.

ДОДАТКИ

- А.** Основні параметри автоматизованої системи контролю та управління (АСКУ) технологічним процесом ІПТА
- Б.** Основні технічні дані установки ВПА-1
- В.** Хімічний склад поверхні тертя покриття ВК8+М
- Д.** Алгоритм підвищення триботехнічних характеристик сталевих деталей ТСП ТЛП, зміцнених методом ІПТА
- Ж.** Розрахунок економічних показників електроабразивного шліфування деталей при прямій та зворотній полярності струму
- З.** Акти реалізації результатів наукових досліджень

Основні параметри автоматизованої системи контролю та управління (АСКУ) технологічним процесом ІПТА

1. Система вимірювання та регулювання температури.

а) пірометр часткового випромінювання типу "Смотрич 1 – 1 – 03":

- діапазон вимірювання температури, °С 300...700;
- межа припустимого значення похибки, % 1%;
- час встановлення показань, с 0, 025;
- потужність, що споживається, Вт..... 25.

б) прилад вимірюючий та регулюючий типу РТЭ – 4.1 -12 – 220:

- межа припустимої приведеної погрішності, %..... 0,25;
- максимальний струм комутації, А 2;
- кількість аналогових входів, шт. 1;
- кількість дискретних виходів, шт. 2;
- потужність, що споживається, Вт..... 5.

2. Система електроживлення:

- діапазон задавання вихідної напруги, В 0...1000;
- дискретність задавання напруги, В 1;
- похибка вимірювання напруги, % 1;

3. Система вакуумування:

- тип реєструючого пристрою – РВЭ - 4.1 (з манометричним перетворювачем ПМТ – 6.3);
- діапазон вимірювання тиску, Па 10^{-1} ... 10^5 ;
- максимальний струм комутації вихідних сигналів, А 2;
- максимальна напруга комутації, В 250;
- кількість вихідних дискретних сигналів, шт. 2.

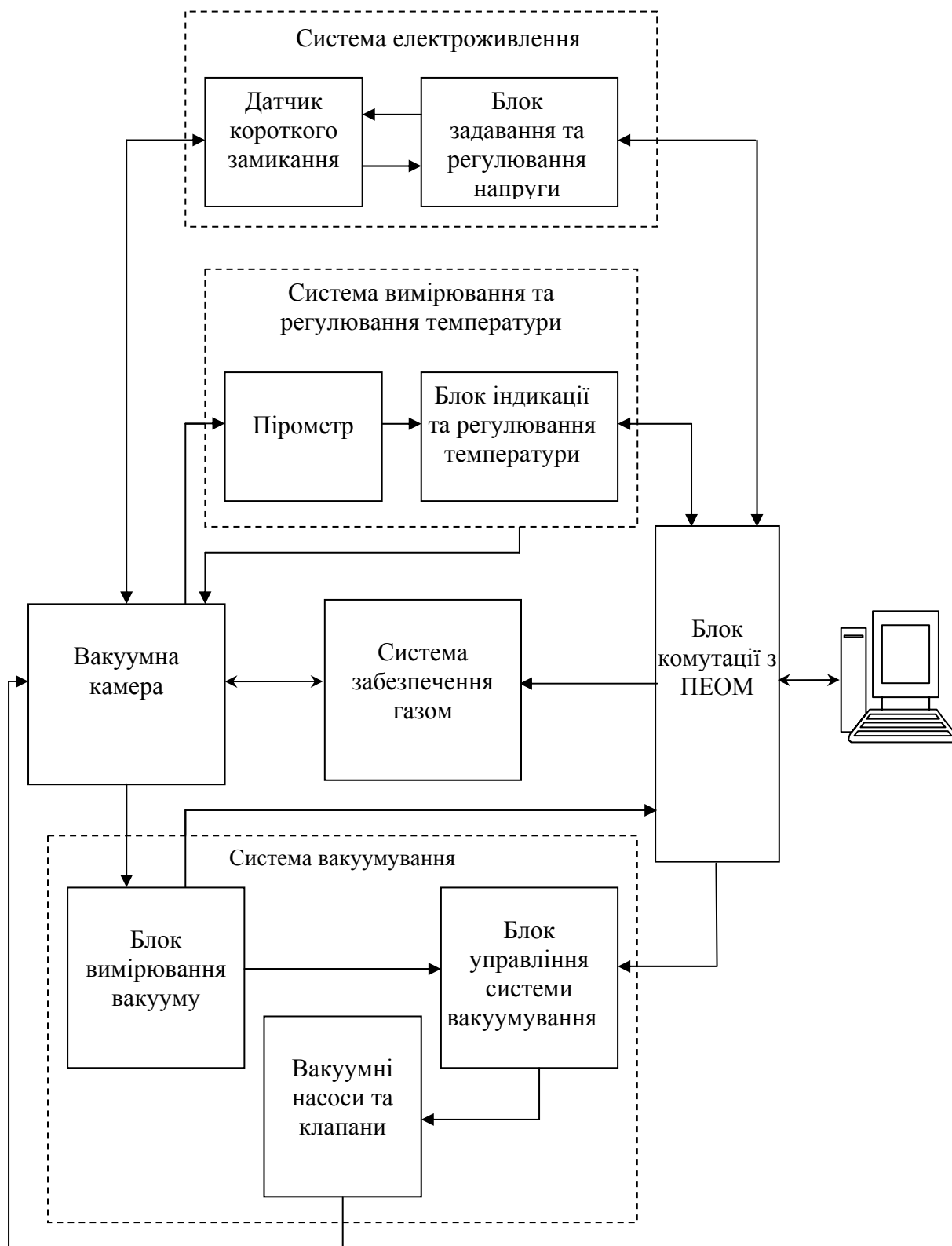


Рис. А.1. Функціональна схема автоматизованої системи контролю та управління технологічним процесом ІПТА

Основні технічні дані установки ВПА-1

Найменування основних параметрів і характеристик	Значення параметрів і характеристик
Розміри робочої камери: діаметр висота, мм	600 1200
Розміри деталей, що обробляються: діаметр, мм довжина, мм	до 500 до 700
Максимальна маса садки, кг	400
Тривалість циклу зміцнення деталі, год.	0,5 ... 24
Температура азотування, °С	300...900
Товщина азотованого шару, мм	до 0,8
Максимальна витрата робочого газу, л/год.	30
Споживча потужність, кВт	20
Напруга мережі, В	220
Витрата води для охолодження, м ³	2
Маса установки, кг	650
Площа, яку займає установка, м ²	6

Хімічний склад поверхні тертя покриття ВК8+М

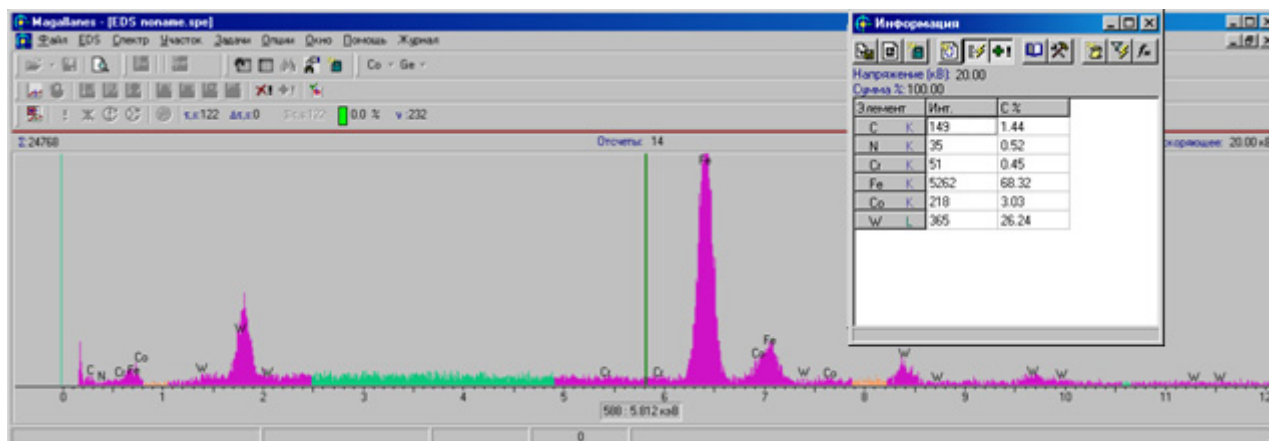


Рисунок В.1. Кількісний склад елементів всієї поверхні тертя електроіскрового покриття ВК8+М (див. табл. 6.1, Т1)

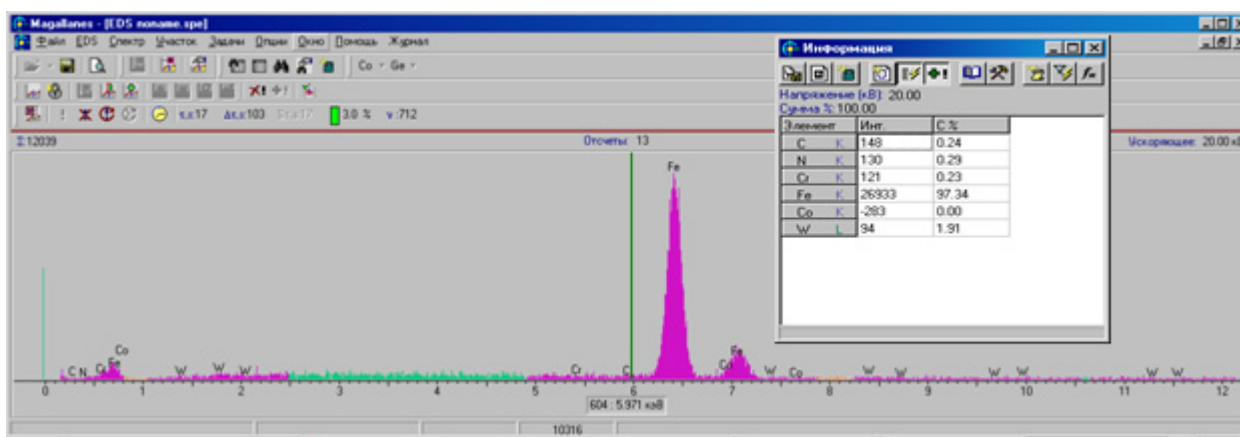


Рис. В.2. Кількісний склад елементів у зоні поверхні тертя, яка знаходиться в середині мікрозаглибин електроіскрового покриття ВК8+М (див. табл. 6.1, Т2)

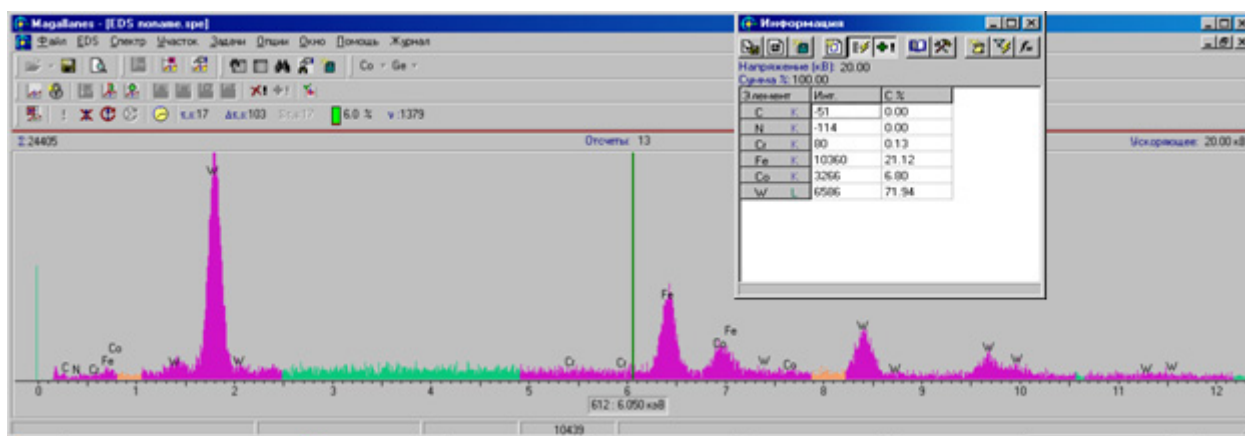


Рис. В.3. Кількісний склад елементів у білій зоні поверхні тертя електроіскрового покриття ВК8+М (див. табл. 6.1, Т3)

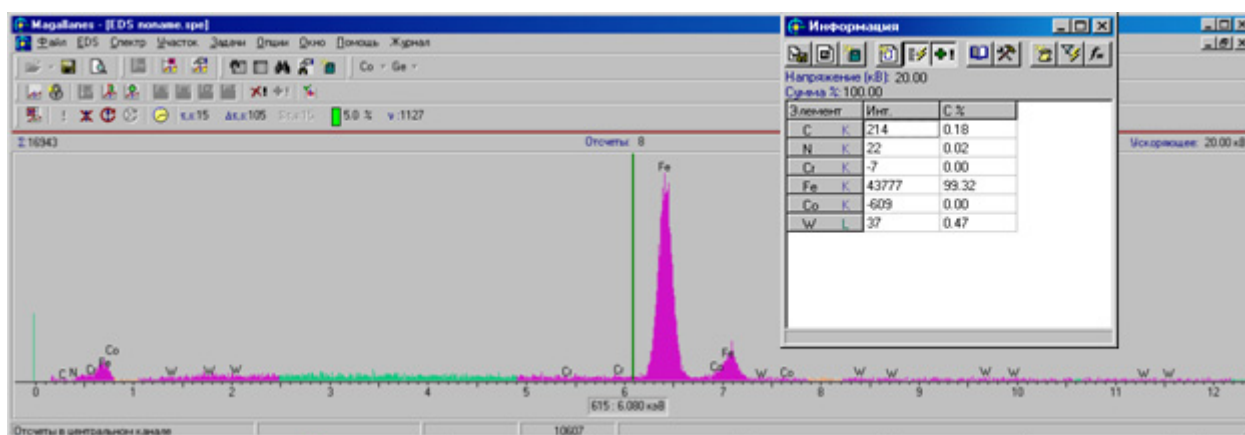


Рис. В.4. Кількісний склад елементів у чорній зоні поверхні тертя електроіскрового покриття ВК8+М (див. табл. 6.1, Т4)

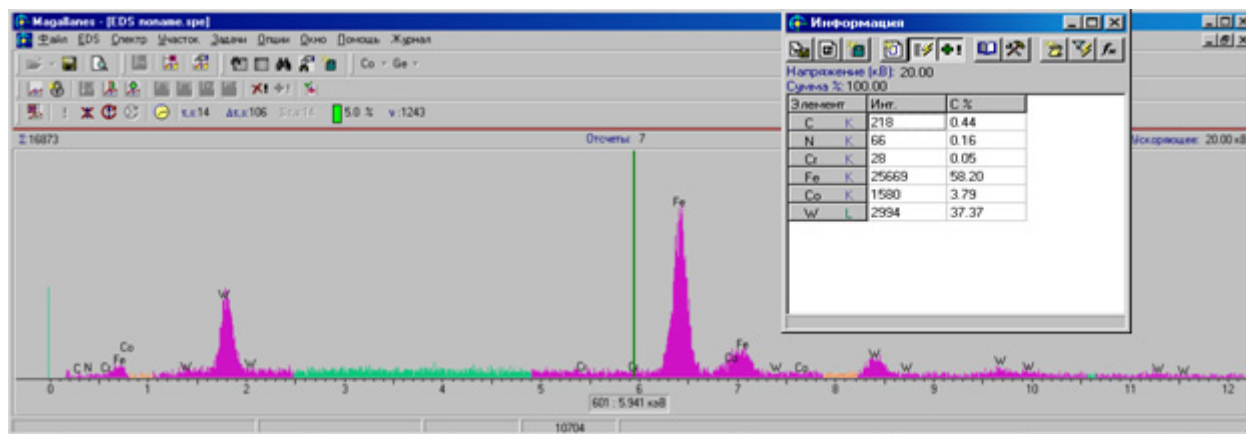
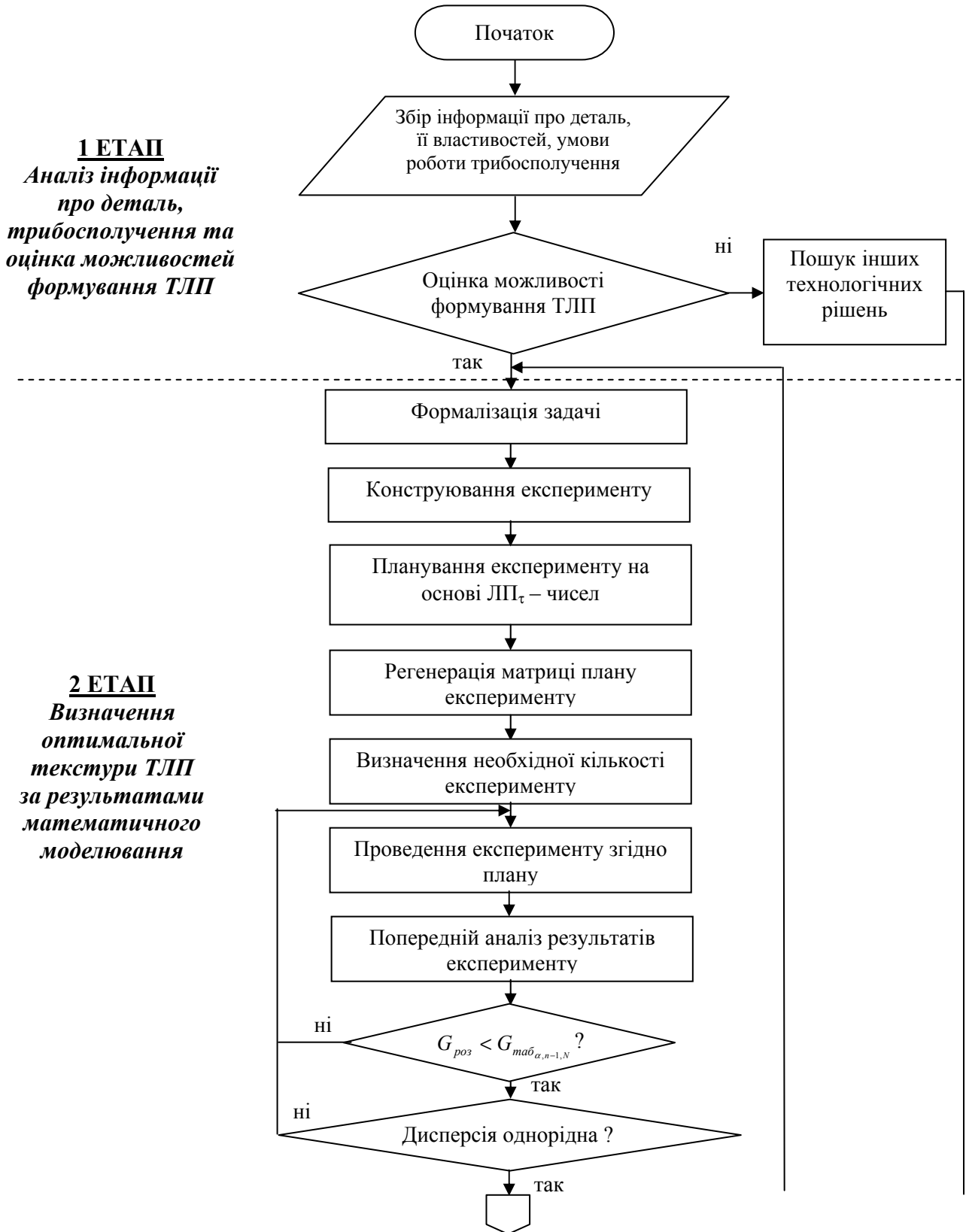
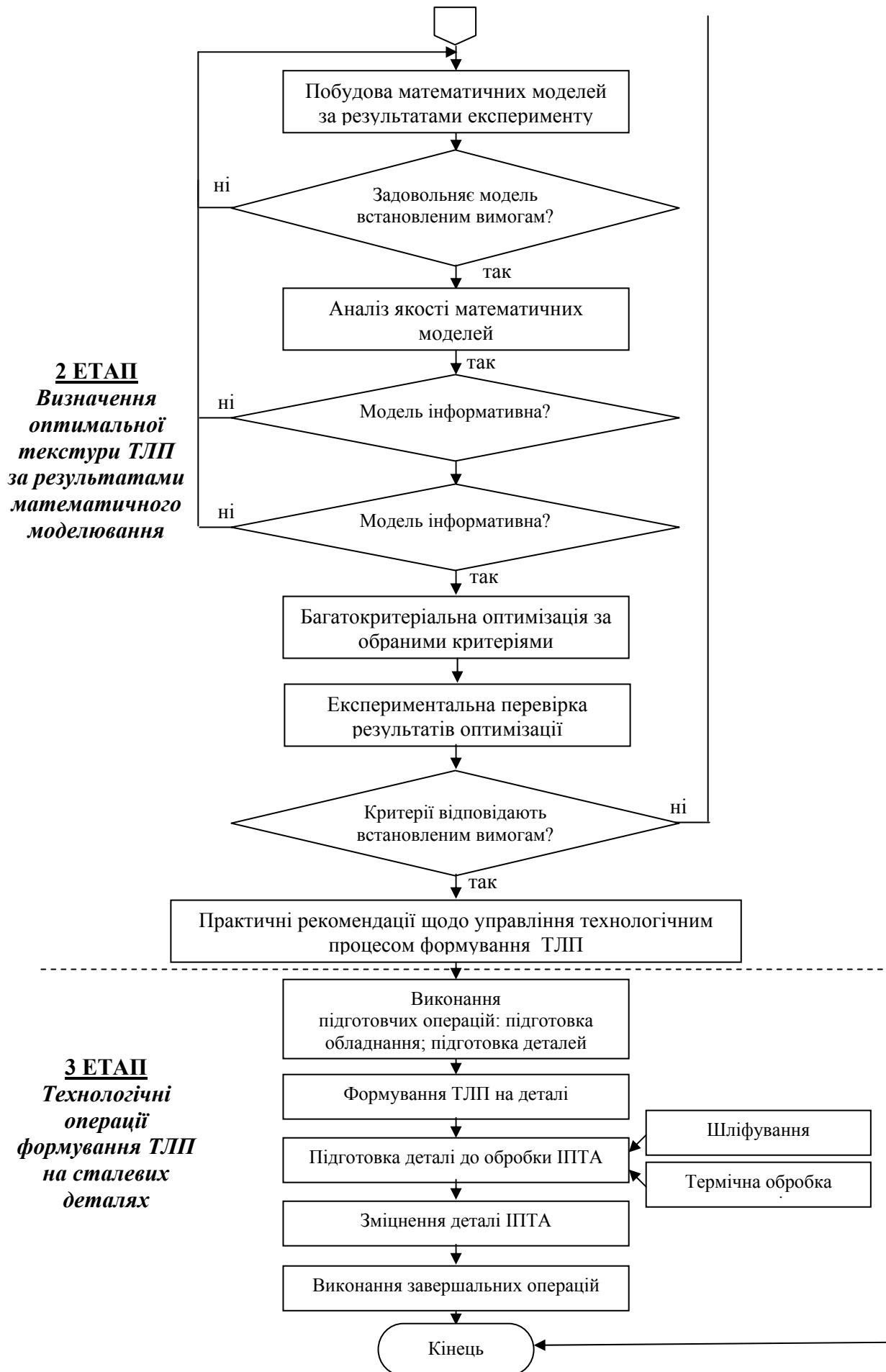


Рис. В.5. Кількісний склад елементів у сірій зоні поверхні тертя електроіскрового покриття ВК8+М (див. табл. 6.2, Т5)

**Блок-схема алгоритму комбінованого технологічного процесу формування
ТЛП, зміцнених методом ШТА, на сталевих деталях техніки спеціального
призначення**





Розрахунок економічних показників електроабразивного шліфування деталей при прямій та зворотній полярності струму

В основу економічного обґрунтування ефективності нового процесу покладена методика (основні положення) визначення економічної ефективності використання у народному господарстві нової техніки, винаходів та раціоналізаторських пропозицій [653] та методики економічної оцінки згідно ГОСТ 23729-88 [654].

За базове обладнання (устаткування) прийнято модернізований під електроабразивне шліфування універсальний шліцешліфувальний верстат моделі 3451А. Всі показники, що відносяться до базового обладнання, мають індекс “ δ ”.

За нове обладнання прийнято базове доповнене засобами переключення шліфувального круга і деталі з прямої полярності на зворотну в момент, коли процес шліфування не відбувається [651]. Всі показники, що відносяться до нового обладнання, мають індекс “ n ”.

При виборі вихідних даних для розрахунків використовувались джерела інформації [653-658].

Для прикладу розглянемо обробку деталей із сталі 30ХГСА на станку 3451А, який переобладнано для електроабразивного шліфування. Технологічні параметри обробки прийняті наступними:

напруга струму $U=12$ В;

повздовжня подача деталі $V_{пр}=3,0$ м/хв.;

електроліт – 25% $NaCl$;

висота виступу зерна шліфувального круга – 0,025 мм;

зв'язка шліфувального круга – СЭШ-2;

зернистість шліфувального круга – 32;

марка зерна шліфувального круга – ЭБ;

глибина попереднього (чорнового) шліфування – 0,05 мм;

глибина чистового шліфування – 0,01 мм.

При новому технологічному процесі чистове шліфування усіх деталей здійснюється при прямій полярності струму (анодом є деталь). Попереднє (чорнове) шліфування деталей здійснюється також при прямій полярності струму, а частина деталей шліфується при зворотній полярності струму (анодом є ріжучий інструмент). При зворотній полярності, за рахунок анодного розчинення, зерна шліфувального круга постійно оголюються (регенеруються) і самозаточуються, що значно полегшує умови різання.

При базовому технологічному процесі після обробки однієї деталі обладнання переключається на зворотну полярність для самоочищення ріжучого інструменту від “засалювання” без виконання операції шліфування. Тому загальна тривалість циклу обробки однієї деталі збільшувалося на величину часу самоочищення.

Тривалість технологічного циклу при обробці однієї деталі за процесом:

$$\text{базовим } t_{m\bar{o}} = t_m + t_o = 10 + 3 = 13 \text{ хв.};$$

$$\text{новим } t_{mn} = t_m = 10 \text{ хв.},$$

де t_m – тривалість установки деталі на верстат, шліфування чорнове та чистове, замір розмірів, знімання деталі з верстату, хв.;

t_o – тривалість самоочищення ріжучого інструменту без виконання операції шліфування, хв.

Ступінь зниження затрат праці при новому процесі складає

$$C_t = \frac{t_{m\bar{o}} - t_{mn}}{t_{m\bar{o}}} \cdot 100 = \frac{13 - 10}{13} 100 = 23\%.$$

Змінна продуктивність робітника (обладнання) за процесом:

$$\text{базовим } W_{\bar{o}} = \frac{T_{zm} - T_{nz\phi}}{t_{m\bar{o}}} = \frac{420 - 30}{13} = 30 \text{ шт.};$$

$$\text{НОВИМ} \quad W_n = \frac{T_{зм} - T_{пзф}}{t_n} = \frac{420 - 30}{10} = 39 \text{шт.},$$

де $T_{зм}$ – тривалість зміни, хв.;

$T_{пзф}$ – підготовчо-заключний час, на відпочинок та фізіологічні потреби робітника, хв.

Ступінь підвищення продуктивності праці при новому процесі

$$C_W = \frac{W_n - W_б}{W_n} 100 = \frac{39 - 30}{39} 100 = 23\%.$$

Річний наробіток нового обладнання складає

$$B_z = D_p W_n K_{зм} = 310 \cdot 39 \cdot 1 = 12090 \text{шт.},$$

де D_p – кількість робочих днів за рік;

$K_{зм}$ – коефіцієнт змінності (прийнято одну зміну).

Витрата на заробітну плату робітника за зміну буде складати

$$З = \tau \cdot T_{зм} \cdot K_д = 4,16 \cdot 7 \cdot 1,4 = 40,768 \text{грн.},$$

де τ - годинна тарифна ставка оплати праці робітника для 4-го розряду, грн.;

$K_д$ – коефіцієнт, що враховує доплати по розрахунку за продукцію, премії, надбавки за розряд та стаж роботи, кваліфікацію, оплату відпусток та нарахувань по соціальному страхуванню.

Затрати на зарплату на одну деталь при процесах

$$\text{базовому} \quad З'_б = \frac{З}{W_б} = \frac{40,768}{30} = 1,358 \text{грн./шт.};$$

новому
$$z'_n = \frac{z}{W_n} = \frac{40,768}{39} = 1,045 \text{ грн./шт.}$$

Економія на зарплаті на одну деталь при новому процесі буде складати

$$z' = z'_o - z'_n = 1,358 - 1,045 = 0,313 \text{ грн./шт.}$$

Економія на зарплаті при річному наробітку нового обладнання

$$z_{PE} = B_z \cdot z' = 12090 \cdot 0,313 = 3784,17 \text{ грн.}$$

Вартість затрат на рухову електроенергію для обробки однієї деталі при процесах

базовому
$$\Gamma'_o = (N_{ob} K_N K_m t_{m\bar{o}}) \zeta = \left(8,275 \cdot 0,6 \cdot 0,5 \frac{13}{60} \right) 0,145 = 0,078 \text{ грн.};$$

новому
$$\Gamma'_n = (N_{ob} K_N K_m t_{mn}) \zeta = \left(8,275 \cdot 0,6 \cdot 0,5 \frac{10}{60} \right) 0,145 = 0,060 \text{ грн.}$$

Економія на вартості електроенергії на одну деталь при новому процесі

$$\Gamma' = \Gamma'_o - \Gamma'_n = 0,078 - 0,060 = 0,018 \text{ грн.}$$

Економія на вартості електроенергії при річному наробітку нового обладнання

$$\Gamma_{pe} = B_\Gamma \Gamma' = 12090 \cdot 0,018 = 217,62 \text{ грн.}$$

Оптова ціна базового обладнання (верстата) $\zeta_{o\bar{o}} = 26200 \text{ грн.}$

Балансова вартість базового обладнання

$$B_{\bar{o}} = C_{\bar{o}} \delta = 26200 \cdot 1,14 = 29868 \text{ грн.},$$

де δ - коефіцієнт переводу оптової ціни в балансову, що враховує затрати на доставку, розвантаження і установку обладнання (прийнято 14%).

Затрати на дообладнання електричної системи базового варіанту верстата для роботи на новому процесі $K_n = 700 \text{ грн.}$

Річні затрати на амортизаційні відрахування нового дообладнання

$$P_{\text{вк}} = K_n (r_{\text{в}} + r_{\text{к}}) = 700(0,065 + 0,037) = 71,4 \text{ грн.},$$

де $r_{\text{в}}$ – коефіцієнт, який враховує відрахування на повне відновлення (реновацію) дообладнання (прийнято 6,5% від балансової вартості капіталовкладень);

$r_{\text{к}}$ – коефіцієнт, який враховує відрахування на капітальний ремонт нового дообладнання (прийнято 3,7%).

Затрати на технічне обслуговування та поточний ремонт нового дообладнання буде складати

$$P_m = K_n r_m = 700 \cdot 0,085 = 59,5 \text{ грн.}$$

Затрати на інструмент та електроліт прийнято однаковими для базового і нового технологічних процесів, тому при розрахунках економічного ефекту не враховується.

Річний економічний ефект розраховано при роботі в одну зміну. При збільшенні кількості змін роботи відповідно збільшиться і економічний ефект.

Затрати на дообладнання окупаються менш ніж за 3-и місяці:

$$O = \frac{(700 + 71,4 + 59,5)12}{3784,14} = 2,63 \text{ місяці.}$$

ЗАТВЕРДЖУЮ

Головний інженер авіації Повітряних Сил –
начальник управління головного інженера
авіації апарату начальника авіації
командування ПС ЗС України
полковник

М.С. СМАЖЕЛЮК

2005 р.

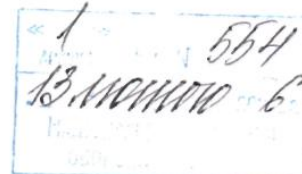


АКТ

про реалізацію результатів наукових досліджень
кандидата технічних наук, доцента Марчука Володимира Єфремовича

Підстава: розпорядження Головного інженера авіації Повітряних Сил
Збройних Сил України від “ 28 ” 12 2005 року.

Комісія у складі:

голови комісії: п-к Шебордєв О.М.членів комісії: п-к Уманський О.Б.п-к Малішевський О.В.п-п-к Шієн О.Т.

у період з “ 20 ” 12 2005 року до “ 28 ” 12 2005 року розглянула матеріали заключного звіту з науково-дослідної роботи “Шляхи відновлення важконавантажених деталей авіаційної техніки військового призначення” (шифр “Пріорітет-ПС”), що вони містять наукові положення, які розроблені особисто Марчуком В.Є., реалізовані для розробки практичних рекомендацій та пропозицій необхідних при створенні промислової технології відновлення важконавантажених деталей планера літальних апаратів військового призначення, яку доцільно використовувати під час проведення капітального ремонту літальних апаратів в Державних авіаційно-ремонтних підприємствах Міністерства оборони України, а саме:

для поліпшення якості поверхневого шару при виготовленні та ремонту деталей та вузлів авіаційної техніки запропоновано комбінований спосіб шліфування, який підтверджується отриманим деклараційним патентом №20041008121 від 15.07.2005. При обробці складних поверхонь досягається значний ефект, так як електрод-інструмент зношується незначно (біля 0,2 % від знятого припуску), що дозволяє отримати високі показники точності, а продуктивність збільшується в 1,5–1,7 рази. Найбільш високу продуктивність

отримують при шліфуванні в'язких матеріалів, які схильні до засалювання шліфованих кругів;

для підвищення зносостійкості поверхонь тертя деталей в умовах абразивного зношування було розроблено спосіб механічного утворення заглибин для утримування абразивних частинок. Завдяки використанню технологічного процесу механічного формування заглибин на поверхнях тертя вдалося підвищити зносостійкість деталей більш ніж на 50%;

проведені комплексні експериментальні дослідження фізико-механічних та триботехнічних характеристик конструктивних елементів з заглибинами на поверхні тертя, а також мікроструктурні дослідження поверхневого шару.

Голова комісії
полковник



О.М. ШЕКОРДЗЕВ

Члени комісії
полковник
полковник
підполковник



О.Б. ЧУМАНЬКІЙ
О.В. МАЛІЩЕВСЬКИЙ
О.І. ШІЛОВ

ЗАТВЕРДЖУЮ
 Командир військової частини А4314
 підполковник С.П. ЗОЗУЛЯ
 «09» 12 2009 р.

09 12 9
 693

А К Т

про реалізацію наукових досліджень
 МАРЧУКА Володимира Сфремовича

Комісія у складі:

голови комісії заступника командира з технічної частини – начальника технічної частини майора Щеглова А.І.

членів комісії старшого інженера технічної частини капітана Богословського В.В.

командира ремонтної роти СО та ЕГТ капітана Кучапін О.О.

розглянули результати наукових досліджень кандидата технічних наук Марчука В.С. щодо можливості підвищення триботехнічних характеристик сталевих деталей шляхом нанесення на робочі поверхні дискретних покриттів у вигляді сітки заглибин оптимальної геометрії. Результати досліджень відображені в патенті України на корисну модель №44643 («Спосіб отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталевих деталей». – 12.10.2009, бюл.№12).

На підставі даних, що отримані при науково-технічних та експериментальних досліджень, які були проведені в Національному авіаційному університеті і Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка Національної академії наук України, комісія встановила, що запропоновані нові технологічні рішення щодо підвищення триботехнічних характеристик сталевих деталей шляхом нанесення на робочі поверхні дискретних покриттів буде використано під час ремонту і модернізації авіаційної наземної техніки, і в частоті для підвищення довговічності допоміжних накладок корінних листів та опорних сухарів ресор автомобілів. Технологія ремонту ресор та ефективність запропонованих рішень підтверджується патентом на корисну модель №13763 («Спосіб підвищення зносостійкості допоміжних накладок корінних листів та опорних сухарів ресор автомобіля». – 17.04.2006, бюл.№4).

Голова комісії: заступник командира з технічної частини –
 начальник технічної частини
 майор А.І.Щеглов

Члени комісії: старший інженер технічної частини
 капітан В.В.Богословський
 командир ремонтної роти СО та ЕГТ
 капітан О.О.Кучапін

ЗАТВЕРДЖУЮ

Директор Інституту проблем
міцності ім. Г.С.Писаренка НАН України
академік НАН України



В.Т.Грощенко

12 2010

А К Т

про реалізацію наукових досліджень
МАРЧУКА Володимира Сфремовича

Згідно з листом Національного авіаційного університету (НАУ) Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України включив до складу виконавців відділу втоми і термовтоми матеріалів допента НАУ к.т.н. Марчука В.С. для участі у виконанні науково-дослідної роботи за темою №1.3.4.710 "Дослідження критеріїв граничного стану матеріалів при циклічному навантаженні з урахуванням впливу поверхні та контактної взаємодії", в якій досліджуються, зокрема, проблеми впливу тертя і ковзання контактуючих поверхонь на циклічну довговічність конструкційних матеріалів та методи її підвищення за рахунок модифікації поверхні різними методами обробки та покриття.

В процесі виконання цих досліджень розроблено та запропоновано спосіб отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталевих деталей (Пат. Україна, F01L 1/20 C23C 8/02. Спосіб отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталевих деталей. Марчук В. С., Шульга І. Ф., Ляшенко Б.А., Цибаньов Г.В., Рутковський А.В., Калініченко В.В. (Україна); НАУ. – №44643; Заявл. 29.04.2009; Опубл. 12.10.2009. Бюл. №19), як один із засобів підвищення циклічної довговічності сталей в умовах фретингу.

Комісія у складі:

голови комісії д.т.н., проф. Б.О. Грязнова

членів комісії д.т.н., пр.н.с. Л.А. Хамаза

к.т.н., ст.н.с. О.П.Гонкало

встановила, що наукові положення, які розроблені особисто Марчуком В.С. та реалізовані у розробленому комплексі технологічно-експериментальних методів дослідження фретинг-втоми та умов формування поверхні тертя з метою забезпечення оптимальних технологічних процесів нанесення дискретних поверхонь із мінімальними затратами часу та засобів їх реалізації, викладено у заключному звіті з НДР №1.3.4.710 "Дослідження критеріїв граничного стану матеріалів при циклічному навантаженні з урахуванням впливу поверхні та контактної взаємодії", № держреєстрації РК0106U000710.

Голова комісії

Члени комісії

Л.А. Хамаза

О.П. Гонкало

ЗАТВЕРДЖУЮ

Директор Інституту проблем
міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України
академік НАН України

В.Т. Трощенко

« 19 » 01 2011 р.

А К Тпро реалізацію наукових досліджень
МАРЧУКА Володимира Сфремовича

Згідно з угоди про науково-технічне співробітництво між Національним авіаційним університетом та Інститутом проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України систематично проводяться науково-дослідні роботи, які регламентовані нормативними документами науково-дослідної роботи №1.3.4.761 “Розробка критеріїв оптимізації поверхневого зміцнення деталей машин та інструменту, конструктивних схем суцільних та дискретних покриттів, методів керування технологічними процесами”, в якій досліджувались, зокрема проблеми напружено-деформованого стану дискретних покриттів та методи підвищення їх зносостійкості в екстремальних умовах експлуатації.

Комісія у складі:

голови комісії д.т.н., проф. Ляшенка Б.А.членів комісії к.т.н. Рутковського А.В.к.т.н. Калініченка В.І.

встановила, що наукові положення, які розроблені особисто Марчуком В.С., реалізовані у розробленому підході формування дискретних покриттів і аналізу їх напружено-деформованого стану, що призначено для оптимізації технологічних процесів їх нанесення із мінімальними витратами і викладено у заключному звіті НДР №1.3.4.761 “Розробка критеріїв оптимізації поверхневого зміцнення деталей машин та інструменту, конструктивних схем суцільних та дискретних покриттів, методів керування технологічними процесами”, № держреєстрації 0107U000627.

Голова комісії д.т.н., проф. Ляшенко Б.А.Члени комісії к.т.н. Рутковський А.В.к.т.н. Калініченко В.І.



04-02, Sharjah Airport International Free Zone (SAIF Zone)
 P.O. Box 8231, Sharjah, United Arab Emirates
 t: +971 65570713 f: +971 65570714
 aal@aal.ae www.aal.ae



«ЗАТВЕРДЖУЮ»
 Генеральний директор AAL Group Ltd



О.Г.Фідельський

« 09 » 2011 р.

А К Т
 про реалізацію наукових досліджень
МАРЧУКА Володимира Єфремовича

Комісія у складі:

голови комісії

Технічного директора

Куш В.Л.

Членів комісії

Заступника технічного директора - Головного інженера

Борисова Д.Г.

Начальника технічного відділу

Макаренко В.В.

Начальника лабораторії технічної діагностики та
 неруйнівних методів контролю авіаційних конструкцій

Дробінко О.М.

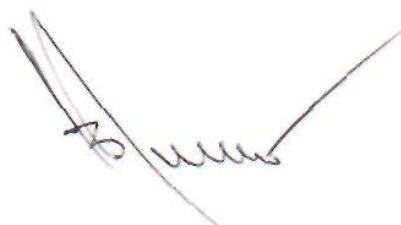
розглянули результати наукових досліджень кандидата технічних наук, доцента Марчука В.Є., які стосуються підвищення триботехнічних характеристик, втомленої міцності сталевих деталей шляхом нанесення на робочі поверхні багатофункціональних градієнтних дискретних покриттів у вигляді сітки лунок оптимальної геометрії, зміцнених іонно-плазмовим термоциклічним азотуванням.

На підставі даних, що отримані при проведенні комплексних науково-технічних та експериментальних досліджень в Національному авіаційному

університеті, Національному технічному університеті України («Київський політехнічний інститут») і Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка Національної академії наук України, комісія встановила, що запропоновані нові технологічні рішення щодо підвищення триботехнічних характеристик, втомленої міцності сталевих деталей шляхом нанесення на робочі поверхні дискретних покриттів буде використано під час ремонту елементів конструкції авіаційної техніки, і для підвищення довговічності силових рухомих з'єднань гелікоптерів типу Мі-8МТВ-1, Мі-171 та Мі-8Т, деталей згідно додатку №1. Економічний ефект від впровадження запропонованих технологічних рішень очікується за рахунок підвищення довговічності і ресурсів елементів конструкції гелікоптера та зниження собівартості ремонту. Технологія ремонту силових рухомих з'єднань та ефективність запропонованих рішень підтверджується патентами України №13762 («Пристрій для утворення на плоскій поверхні тертя рельєфу заглибин, що утримують мастильні матеріали / Марчук В. Є., Шульга І. Ф., Шульга О. І., Плюсін О. Є., опубл. 17.04.2006, Бюл. №4) і №44643 («Спосіб отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталевих деталей» / Марчук В. Є., Шульга І. Ф., Ляшенко Б.А., Цибаньов Г.В., Рутковський А.В., Калініченко В.В. – опубл. 12.10.2009, бюл.№19).

Голова комісії

Технічний директор



Куш В.Л.

Члени комісії

Заступник технічного директора-Головний інженер

Борисов Д.Г.

Начальник технічного відділу

Макаренко В.В.

Начальника лабораторії технічної діагностики та
неруйнівних методів контролю авіаційних
конструкцій




Дробінко О.М.

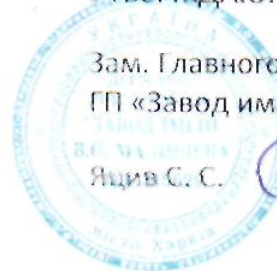
Перечень деталей вертолетов типа Ми-8МТВ-1, Ми-171 и Ми-8Т

№ п/п	Обозначение	Наименование	Кол-во	Примечание
Вертолет типа Ми-8МТВ-1				
1. Узел навески передней ноги шасси				
1.4	8А-4200-02	Болт	1	
1.5	8А-4200-03	Болт	4	
1.6	8А-4200-14	Болт	1	
2. Узел навески главной ноги шасси				
2.4.1	8МГ-4000-01	Болт	2	
2.5.1	8МГ-4000-04	Болт	2	
2.6.1	8МГ-4000-05	Болт	2	
2.7.1	8МГ-4000-06	Болт	2	
2.8.1	8МГ-4000-11	Болт	2	
2.9.1	8МГ-4000-12	Болт	4	
2.10.1	8МГ-4000-13	Болт	2	
2.11.1	8МГ-4000-20	Болт	2	
3. Узлы навески полвесных топливных баков (левого, правого)				
3.1 Верхний узел по шпангоуту №7А				
3.1.1	(2) 10-42 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.2 Верхний узел по шпангоуту № 8				
3.2.1	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.3 Верхний узел по шпангоуту № 10				
3.3.1	(2) 10-42 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.4 Верхний узел по шпангоуту № 11				
3.4.1	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.5 Нижний узел по шпангоуту №7А				
3.5.1	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.6 Нижний узел по шпангоуту № 8				
3.6.1	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.7 Нижний узел по шпангоуту № 10				
3.7.1	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.8 Нижний узел по шпангоуту № 11				
3.8.1	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
Вертолет Ми-171				
1. Узел навески передней ноги шасси				
1.4	8А-4200-02	Болт	1	
1.5	8А-4200-03	Болт	4	
1.6	8А-4200-14	Болт	1	
2. Узел навески главной ноги шасси				
2.4	8А-4000-01	Болт	2	
2.4.1	8АМГ-4000-01	Болт	2	
2.5	8А-4000-04	Болт	2	
2.5.1	8АМГ-4000-04	Болт	2	
2.6	8А-4000-05	Болт	2	
2.6.1	8АМГ-4000-05	Болт	2	

№ п/п	Обозначение	Наименование	Кол-во	Примечание
2.7	8АМТ-4000-06	Болт	2	
2.7.1	8АМТ-4000-06	Болт	2	
2.8	8А-4000-11	Болт	2	
2.8.1	8АМТ-4000-11	Болт	2	
2.9	8А-4000-12	Болт	4	
2.9.1	8АМТ-4000-12	Болт	4	
2.10	8А-4000-13	Болт	2	
2.10.1	8АМТ-4000-13	Болт	2	
2.11	8А-4000-20	Болт	2	
2.11.1	8АМТ-4000-20	Болт	2	
3. Узлы навески подвесных топливных баков (левого,				
3.1 Верхний узел по шпангоуту №7А				
3.1.2	(2) 10-42 Кд ОСТ 31120-80	Болт	2	
3.2 Верхний узел по шпангоуту №8				
3.2.2	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.3 Верхний узел по шпангоуту №10				
3.3.2	(2) 10-42 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.4 Верхний узел по шпангоуту № 11				
3.4.2	(2)10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.5 Нижний узел по шпангоуту №7А				
3.5.2	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.6 Нижний узел по шпангоуту №8				
3.6.2	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.7 Нижний узел по шпангоуту № 10				
3.7.2	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
3.8 Нижний узел по шпангоуту №11				
3.8.2	(2) 10-72 Кд ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
Вертолет Ми-8Т				
1.	8А-4200-02	Болт	1	
2.	8А-4200-14	Болт	1	
3.	8А-4200-03	Болт	1	
4.	8А-4200-03	Болт	1	
5.	8А-4200-03	Болт	1	
6.	8А-4200-03	Болт	1	
7.	8А-4000-20	Болт	1	
8.	8А-4000-04	Болт	1	
9.	8А-4000-13	Болт	1	
10.	8А-4000-12	Болт	1	
11.	8А-4000-11	Болт	1	
12.	8А-4000-01	Болт	1	
13.	8А-4000-05	Болт	1	
14.	8А-4000-06	Болт	1	
15.	8А-4000-20	Болт	1	
16.	8А-4000-04	Болт	1	
17.	8А-4000-13	Болт	1	
18.	8А-4000-12	Болт	1	
19.	8А-4000-11	Болт	1	
20.	8А-4000-01	Болт	1	
21.	8А-4000-05	Болт	1	

№ п/п	Обозначение	Наименование	Кол-во	Примечание
22.	8А-4000-06	Болт	1	
23.	10-42 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
24.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
25.	10-42 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
26.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
27.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
28.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
29.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
30.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
31.	10-42 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
32.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
33.	10-42 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
34.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
35.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
36.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
37.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	
38.	10-72 КД ОСТ 1 31120-80	Болт	2	

УТВЕРЖДАЮ:



Зам. Главного инженера
 ГП «Завод им. В. А. Малышева»
 Яцив С. С.

АКТ

опытно-промышленного опробования результатов диссертационной работы
 Марчука В. Е. «Науково-методологічні основи створення зносостійких
 текстурованих лункових поверхонь з дискретно-орієнтованою структурою»

Комиссия в составе:

председатель комиссии:

Начальник Центральной лаборатории

Сатановский Е. А.

члены комиссии:

Главный технолог

Гожа И. Н.

Главный металлург

Ивашов Н. И.

составили настоящий акт в том, что с целью улучшения работоспособности узла трения «поршневой палец – втулка шатуна» энергоагрегата ЭА-10 произведе упрочнение рабочей поверхности поршневого пальца методом создан дискретно-ориентированной структуры, предложенным в диссертационной работе. По образующей пальца наносили лунки $\varnothing 0,8$ мм, расстояние между лунками в ряде 2 мм, расстояние между рядами 2,5 мм. Ионно-плазменное азотирование осуществляли в специальной установке.

Результаты испытаний опытного узла показали повышение работоспособности за счет уменьшения склонности к схватыванию предотвращения проворотов втулки.

Результаты работы рекомендованы для внедрения в производство.

Председатель комиссии:

Начальник Центральной лаборатории,
 канд. техн. наук, старший науч. сотр.

Е. А. Сатановский

Членов комиссии:

Главный технолог

И. Н. Гожа

Главный металлург

Н. И. Ивашов