

М. В. КІНДРАЧУК, В. Є. МАРЧУК,
О. І. ДУХОТА, О. В. РАДІОНЕНКО

**ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ
ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕТАЛЕЙ
ТРИБОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ
ДИСКРЕТНИМИ ПОВЕРХНЯМИ**

Монографія

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Національний авіаційний університет

М. В. Кіндрачук, В. Є. Марчук,
О. І. Духота, О. В. Радіоненко

**ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ
ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕТАЛЕЙ
ТРИБОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ
ДИСКРЕТНИМИ ПОВЕРХНЯМИ**

Монографія

Київ 2020

Рецензенти: *О. В. Диха* — д-р техн. наук, проф., зав. кафедри триботехнології, автомобілів та матеріалознавства Хмельницького національного університету;

Л. Й. Іщенко — д-р техн. наук, проф., лауреат Державної премії України в галузі науки і техніки, професор кафедри різальних верстатів Національного університету «Запорізька політехніка»;

В. А. Тітов — д-р техн. наук, проф., Заслужений діяч науки і техніки України, лауреат Державної премії України в галузі науки і техніки, завідувач кафедри технології виробництва літальних апаратів Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського».

Матеріали подані в авторській редакції.

Рекомендовано до друку вченою радою Національного авіаційного університету (протокол № 6 від 26.06.2019 р.).

Технологічне забезпечення зносостійкості деталей трибо-механічних систем дискретними поверхнями : монографія / М. В. Кіндрачук, В. Є. Марчук, О. І. Духота, О. В. Радіоненко. — К. : НАУ, 2020. — 204 с.

ISBN 978-966-932-139-8

У монографії наведено результати досліджень з питань технологічного забезпечення зносостійкості деталей трибомеханічних систем формуванням дискретно-текстурованих мастилоємних поверхонь та комбінованих методів створення дискретних поверхонь з використанням газотермічного напилювання, хіміко-термічної і лазерної обробки за умов зношування при фретинг-корозії та граничного тертя.

Для інженерно-технічних працівників, науковців, аспірантів і студентів технічних вищих навчальних закладів, які займаються питаннями триботехнічного забезпечення надійності і довговічності трибомеханічних систем об'єктів авіаційної техніки та загального машинобудування.

УДК 669.018.256(02)

ISBN 978-966-932-139-8

© М. В. Кіндрачук, В. Є. Марчук,
О. І. Духота, О. В. Радіоненко, 2020
© НАУ, 2020

УМОВНІ СКОРОЧЕННЯ

АД — авіаційний двигун
 АТ — авіаційна техніка
 ГТД — газотурбінний двигун
 ГТН — газотермічне напилювання
 ДД — дискретна ділянка
 ПТА — імпульсно-плазмове термоциклічне азотування
 МАО — магнітно-абразивне оброблення
 НДС — напружено-деформований стан
 ППД — поверхнево-пластичне деформування
 ПС — повітряне судно
 ТЛП — текстурована лункова поверхня
 ТЦО — термоциклічне оброблення
 УЗПД — ультразвукове пластичне деформування
 ХТО — хіміко-термічне оброблення
 ЧПУ — числове програмне управління
 ЧРМ — частково регулярний мікрорельєф



ВСТУП

Проблема забезпечення високого рівня зносостійкості і довговічності деталей трибомеханічних систем машин і механізмів належить до найбільш пріоритетних завдань сучасного машинобудування. Важливим напрямом вирішення цієї проблеми є подальший розвиток наукових та технологічних основ створення ефективних методів модифікування і зміцнення функціональних поверхонь елементів рухомих вузлів і з'єднань, що піддаються інтенсивному зношуванню. Необхідність підвищення зносостійкості і терміну безвідмовного функціонування деталей і вузлів трибомеханічних систем постійно виникає у зв'язку з проектуванням і освоєнням випуску машин і механізмів з більш високою потужністю і строками служби, підвищенням вимог до їх надійності. Це зумовлено важкими умовами їх експлуатації, які характеризуються одночасно дією високих статичних і динамічних навантажень, обмеженою можливістю організувати ефективне мащення, наявністю підвищеного температурного впливу, абразивної дії робочого середовища та продуктів зношування тощо. На сьогодні серед інноваційних технологій створення зносостійких поверхонь найбільшого поширення набули методи дискретного зміцнення поверхневого шару і формування дискретно-мозаїчної структури поверхні. Методи дискретного текстурування поверхонь формуванням системи регулярно розташованих мікрозаглиблень, дискретного зміцнення та нанесення на поверхню деталей дискретних захисних покриттів дають змогу суттєво підвищити ефективність мащення поверхонь у трибоконтаті та працездатність трибосполучень за такими параметрами, як несуча здатність, зносостійкість, когезійно-адгезійна міцність покриттів.

Монографія складається з трьох розділів. Перший розділ присвячено проблематиці забезпечення зносостійкості деталей авіаційних трибомеханічних систем, наведено результати статистичного аналізу дефектів деталей авіаційних трибомеханічних систем, за яким, як провідний вид

зношування, визначено зношування при фретинг-корозії. Розглянуто конструктивно-технологічні заходи боротьби зі зношуванням при фретинг-корозії та перспективи розвитку методів формування зносостійких поверхонь дискретної структури, наведено результати досліджень із розроблення технологічних заходів підвищення довговічності трибомеханічних систем методами формування дискретно-текстуrowаних поверхонь комбінованими методами оброблення. Другий розділ містить результати досліджень зносостійкості в умовах фретинг-корозії і фретинг-втоми конструкційних сплавів з дискретно-текстуrowаними лунковими поверхнями, сформованими методами ударно-пластичного деформування та електроіскрового легування. Третій розділ присвячено питанням тертя та зношування функціональних поверхонь у трибосистемах з частково регулярним мікрорельєфом в умовах граничного тертя. Розглянуто механізм мащення поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом за граничного тертя. Подано експериментальні результати дослідження впливу геометричних параметрів поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом на триботехнічні характеристики трибосистем.

Розділ 1

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗНОСОСТІКОСТІ ДЕТАЛЕЙ АВІАЦІЙНИХ ТРИБОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ

1.1. Аналіз експлуатаційних дефектів деталей авіаційних трибомеханічних систем

У загальній проблемі забезпечення надійності машин питанням надійності АТ надається особливе значення. Багаторічний досвід експлуатації та аналіз результатів оцінювання технічного стану АТ за останні роки [1–4] свідчать, що серед великої різноманітності дефектів деталей ПС і АД значне місце посідають дефекти трибологічного походження. Такі дефекти притаманні більшості деталей, які під час ремонту підлягають заміні або відновленню, а також складають один з основних видів дефектів, які спричиняють виникнення несправностей і відмов АТ у процесі експлуатації.

Велика різноманітність матеріалів пар тертя, різний характер і рівень діючих контактних та об'ємних навантажень, температур, фізико-хімічних властивостей робочих середовищ та інших умов роботи деталей трибомеханічних систем ПС і АД призводять до різних трибологічних процесів, що відповідають за механізм їх поверхневого руйнування, характер і інтенсивність зношування. З метою визначення провідного виду зношування, що зумовлює втрату працездатності деталей АТ, було проведено аналіз відсоткового розподілу дефектних деталей за кінематичною ознакою їх відносного переміщення у sprzęженні.

Аналіз проводився на підставі даних дефектації деталей вузлів тертя трьох типів літаків, трьох типів гелікоптерів і двох типів авіаційних ГТД. Для аналізу відбирались деталі, на яких у процесі дефектації під час ремонту постійно фіксувався знос або інші характерні для вузлів тертя експлуатаційні пошкодження. Результати аналізу наведено в табл. 1.1.

Із виділених за характером відносного руху видів тертя, в умовах яких зношуються деталі, для всіх типів АТ переважає тертя ковзання при відносному циклічному мікропереміщенні. Такому виду тертя відповідає зношування, спричинене фретинг-корозією [5; 6].

Особливістю фретинг-корозії є те, що цей вид поверхневого руйнування ініціює не тільки інтенсивне зношування металів, але й істотно знижує їх утомну міцність [7–9].

Таблиця 1.1

Розподіл деталей вузлів тертя авіаційної техніки за характером відносного руху, що спричиняє зношування

Характер відносного руху поверхонь	Частка пошкоджених деталей, %			Провідні види зношування
	літаки	гелікоптери	ГТД	
Відносне циклічне мікропереміщення (фретинг)	64,1	51,2	87,8	Фретинг-корозія
Ковзання при обертовому русі	11,4	14,2	8,5	Механо-окиснювальне зношування, абразивне зношування, зношування при схоплюванні
Ковзання при зворотно-обертовому русі	10,3	21,4	2,5	
Кочення	10,3	21,4	2,5	Утомне зношування з викришуванням і відшаруванням
Інші	10,3	1,6	1,2	

Як видно з даних, наведених у табл. 1.2, з урахуванням загальної кількості деталей одного найменування, які пошкоджуються фретинг-корозією, більш ніж 2/3 припадає на деталі, що працюють в умовах фретинг-втоми. Загалом, урахувавши велику кількість у конструкціях ПС і АД вузлів і з'єднань, деталі яких одночасно зазнають тертя від малих вібраційних переміщень і дії циклічних навантажень, можна констатувати, що пошкодження фретинг-корозією є потенційно небезпечним з огляду фретинг-втомного руйнування.

Таблиця 1.2

Розподіл деталей вузлів тертя одного з типів авіаційних ГТД за видом експлуатаційних дефектів, що ініційовані фретинг-корозією

Номер з/п	Вид експлуатаційного дефекту	Частка деталей, що пошкоджуються, %	
		Частка за номенклатурою	Частка за кількістю деталей одного найменування
1	Фретинг-знос	45,2	31,5
2	Фретинг-втома	33,8	68,1
3	Інші дефекти від контактної взаємодії	21,0	0,4

Таким чином, результати виконаного аналізу свідчать про актуальність і винятково важливе значення завдання підвищення довговічності деталей трибомеханічних систем у вирішенні загальної проблеми забезпечення надійності і збільшення міжремонтних та загальнотехнічних ресурсів АТ. Особливо актуальним це завдання є для вібраційно- і циклічно-навантажених деталей номінально-нерухомих вузлів і з'єднань, довговічність яких обмежується недостатньою зносостійкістю функціональних поверхонь за умов розвитку процесів фретинг-корозії. Складний і важкопередбачуваний характер цього виду фрикційно-контактного руйнування матеріалів і об'єктивно існуюча на сьогодні тенденція до проектування машин за принципом високої живучості та рівноресурсності з мінімально безпечним запасом міцності ставить проблему забезпечення фретингостійкості елементів конструкції в ряд першочергових і найбільш важливих завдань розвитку трибології як для авіаційного, так і загального машинобудування [1; 10–12].

1.2. Стан досліджень із проблематики зношування металів при фретинг-корозії

Дослідженню фретинг-корозії присвячено велику кількість праць, опублікованих у багатьох періодичних наукових виданнях, у матеріалах науково-технічних конференцій та ряді монографій.

Значний внесок у вирішення проблем, пов'язаних із фретинг-корозією, зробили А. Я. Аляб'єв, Б. І. Балацький, М. Л. Голего, Д. Г. Громаковський, О. П. Дацишин, В. С. Іванова, Л. Й. Івченко, Г. С. Калда, В. В. Ковалевський, І. В. Кудрявцев, В. М. Лозовський, І. А. Одінг, А. М. Петухов, В. І. Похмурський, Л. О. Сосновський, В. М. Степанов, Г. А. Томлінсон, Р. Б. Уотерхауз, Г. М. Філімонов, Г. В. Цибаньов, Ю. І. Шалапко, В. В. Шевеля та ін. У роботах цих авторів висунуто низку гіпотез щодо природи фретинг-корозії, її впливу на втомну міцність металів, встановлено закономірності фретинг-корозійного зношування і фретинг-втомного руйнування для різного класу металів і конструкційних сплавів, а також досліджено і запропоновано різноманітні методи боротьби із фретинг-корозією та підвищення фретинг-втомної міцності деталей. Разом із цим, незважаючи на велику кількість і цінність виконаних досліджень, і натепер достатньо цілковитого розуміння щодо механізмів керування процесами фретинг-корозійного зношування, з огляду на велику різноманітність діючих чинників, немає.

Уперше на особливий вид зношування металів, що виникав унаслідок відносних мікропереміщень деталей, було звернуто увагу і описано Е. М. Іденом, В. Н. Роудом і Е. Л. Каннінгхеном у 1911 р. [13; 15]. Сам термін «фретинг-корозія» уперше використано у 1927 р. Г. А. Томлінсоном [14] для визначення пошкодження поверхні сталевих деталей в

умовах вібраційних малих переміщень, що супроводжувалось утворенням продуктів зношування з характерним для оксидів заліза червоно-коричневим кольором. Перша ґрунтовна робота, присвячена фретинг-корозії, опублікована Г. А. Томлінсоном, Г. Ж. Гафом і П. З. Торпом у 1939 р. [15].

Натепер загально визнаним вважається той факт, що причиною фретинг-корозії є специфічний характер фрикційної взаємодії металевих поверхонь, який супроводжується деформацією і окисненням. У більш широкому значенні під фретинг-корозією розуміють явище руйнування контактних поверхонь металів під навантаженням унаслідок коливальних відносних переміщень із малою амплітудою в умовах дії корозійного (окиснювального) середовища. При цьому розрізняються поняття зношування в умовах фретинг-корозії і зношування в умовах фретингу.

Зношування в умовах фретингу — це аналогічний фретинг-корозії за характером фрикційно-контактної взаємодії спряжених поверхонь вид зношування, але на відміну від фретинг-корозії не супроводжується окиснювально-корозійними процесами. Такому виду зношування піддаються неметалеві матеріали, або метали і металеві сплави під час роботи у вакуумі чи атмосфері інертних газів.

Термін «фретинг» або «фретинг-процес» часто застосовують для відображення характеру контактної взаємодії поверхонь, у результаті якої розвивається зношування фретингом або фретинг-корозією, а термін «фретинг-пошкодження» — для характеристики дефектів, що виникають на поверхні деталі як наслідок таких видів зношування.

Існуючі уявлення щодо природи фретинг-корозії здебільшого ґрунтуються на корозійно-механічному підході до механізму руйнування поверхні металів. Разом із цим, щодо ролі механічного і хімічного (корозійного) факторів у розвитку фретинг-корозії існують різні підходи.

У ранніх працях (1939 р. — Г. Томлінсон, 1953 р. — Фенг А.-Мінг, 1954 р. — Д. Годфрі, 1957 р. — Дж. Холлідей) провідна роль у розвитку фретинг-корозії відводилась механічному фактору. Механізм зношування при цьому розглядається як послідовність таких процесів:

— відокремлення дрібних частинок вільного металу через руйнування адгезійних зв'язків, що утворились під час тертя та внаслідок руйнування мікрровиступів шорсткості поверхні при їх механічній взаємодії;

— окиснення відокремлених частинок металу;

— абразивне стирання поверхонь оксидними продуктами зношування під час їх переміщення в зоні контакту.

Одночасно, а також у більш пізніх працях, розвивались теорії, у яких провідна роль у розвитку процесу фретинг-корозії відводилась хімічному фактору (1954 р. — Х. Уліг, 1961 р. — Р. Уотерхауз). Взаємодія металу з навколишнім середовищем призводить до окиснення й утворення оксидних плівок. Роль механічного фактора в цьому випадку зводиться до

активації взаємодії металу з киснем, руйнування і видалення продуктів окиснення з поверхні металу.

Важлива роль у розгляді механізму фретинг-корозії відводиться втомним процесам [5; 6; 16–18]. Вважається, що втомному руйнуванню поверхні металів від фретинг-корозії значною мірою сприяє коливальний циклічний характер тертя. Висувались також теорії фретинг-корозії, в основу яких покладено явища дифузійної взаємодії контактних металів і електроерозії [16; 17]. Проте ці теорії не набули подальшого розвитку.

Найбільш повне уявлення щодо механізму фретинг-корозії дає теорія, що ґрунтується на стадійності процесів нагромадження і розвитку дефектів поверхневих шарів металу [5]. Комплексний аналіз дозволив авторам цієї теорії виділити три основні стадії розвитку процесу фретинг-корозії.

На першій стадії відбувається пластичне деформування мікронерівностей шорсткості поверхонь. У місцях фактичного контакту почергово протікають процеси деформаційного зміцнення матеріалів спряжених поверхонь і циклічна текучість підповерхневих шарів. Одночасно руйнуються первинні оксидні плівки, утворюються контакти ювенільних поверхонь і виникають вузли схоплення. Унаслідок руйнування мікровиступів і вузлів схоплення виникають первинні продукти зношування у вигляді дрібних частинок відокремленого металу, які надалі окиснюються.

На другій стадії швидкості утворення і видалення із зони контакту продуктів зношування урівноважуються. У зоні тертя формується стійкий прошарок з окиснених порошкоподібних продуктів зношування, які розділяють спряжені поверхні. Одночасно прошарок продуктів зношування виконує роль корозійно-активного середовища унаслідок адсорбції на оксидах кисню і вологи. Зміцнені на першій стадії поверхневі шари сприймають більш помірні циклічні зусилля. У приповерхневих шарах продовжують нагромаджуватися втомні пошкодження з одночасним підвищенням хімічної активності металу. Інтенсивність зношування на цьому етапі відносно невелика і відбувається здебільшого за рахунок руйнування оксидних плівок, що утворюються на активних поверхнях металу, та абразивної дії окиснених продуктів зношування, які, як правило, мають значно вищу твердість ніж вихідний метал.

Третя стадія характеризується підвищенням інтенсивності зношування. Поверхневі шари металу, які тривалий час сприймали циклічне контактне навантаження з одночасним розвитком окиснювальних і корозійних процесів, остаточно руйнуються і відбувається їх прогресуюче відокремлення.

Наведений механізм описує розвиток фретинг-корозії в умовах тертя без мастильного матеріалу за невеликих амплітуд відносного переміщення, помірних питомих контактних навантажень і невисоких температур. За таких

умов провідними процесами поверхневого руйнування металів при фретинг-корозії є окиснювально-втомні і корозійно-втомні процеси. За високих контактних навантажень, великих амплітуд відносного переміщення і підвищених температур переважний розвиток в умовах фретинг-корозії можуть набути процеси адгезійної взаємодії і схоплення, а в разі великої твердості продуктів фретинг-корозії — абразивне зношування.

Аналізуючи різні уявлення щодо механізму фретинг-корозії, необхідно зазначити, що натепер жодна з існуючих теорій не може достатньою мірою описати всю різноманітність процесів і явищ, що відбуваються при фретинг-корозії, та закономірності її розвитку. Разом із цим, залежно від умов зовнішнього силового впливу, властивостей матеріалів контактних пар, виду та властивостей речовини навколишнього середовища, переважна роль у розвитку фретинг-корозії буде належати одному із провідних процесів, який і буде визначати характер та інтенсивність поверхневого руйнування.

Параметрами зовнішнього силового впливу є амплітуда відносного переміщення контактних поверхонь, питоме контактне навантаження, частота коливань, тривалість фрикційного навантаження. На основі узагальнення результатів досліджень, поданих у працях [5; 6], можна визначити характерні закономірності впливу параметрів зовнішнього силового навантаження на розвиток фретинг-корозії.

Величина зносу в умовах фретинг-корозії зростає зі збільшенням тривалості віброконтактного навантаження (кількості циклів фретингу), але інтенсивність зношування на різних стадіях процесу може бути непостійною. Найвища інтенсивність зношування, зазвичай, відзначається в початковий період фретингу. Надалі внаслідок окиснення поверхні металу і нагромадження в зоні контакту продуктів зношування інтенсивність зношування знижується. Якщо утворюються тверді продукти зношування і переважний розвиток набувають абразивні процеси, залежність величини зносу від кількості циклів фретингу може набувати іншого характеру.

Підвищення амплітуди відносного переміщення контактних поверхонь також викликає зростання величини зносу. За невеликих амплітуд величина зносу, зазвичай, збільшується пропорційно амплітуді, але у певному діапазоні амплітуд інтенсивність зношування може різко збільшитися і залежність величини зносу від амплітуди набуває параболічного або експоненціального характеру.

Досі не існує будь-якого чіткого обґрунтування нижньої і верхньої амплітудних меж фретинг-корозії. Надшвидке зростання зносу спостерігається у випадках, коли амплітуда відносного переміщення перевищує величину пружних деформацій мікровиступів шорсткості поверхонь, а також коли швидкість виходу продуктів зношування із зони контакту

перевищує швидкість їх утворення. В останньому випадку важливу роль відіграє схема контактування спряжених поверхонь.

За умови постійної амплітуди відносних переміщень, величина зносу, як правило, збільшується пропорційно нормальному контактному навантаженню. Проте такий характер залежності спостерігається у разі збільшення навантаження до деякої критичної величини, вище від якої настає стабілізація, а згодом і зниження величини зносу. Така закономірність пояснюється зміною механізму зношування. Якщо питомі контактні навантаження перевищують для даної пари матеріалів деяку критичну величину, то доступ кисню в зону контакту утруднюється. Унаслідок цього переважного розвитку набувають процеси схоплення, які супроводжуються взаємним перенесенням матеріалів між контактними поверхнями. Характер руйнування поверхонь при цьому змінюється від більш-менш рівномірного зношування до утворення глибоких локальних пошкоджень і наростів перенесеного металу.

Вплив частоти коливань на розвиток фретинг-корозії зумовлюється передусім зміною тривалості окиснювальних і корозійних процесів при дії на поверхню металу активних компонентів навколишнього середовища, а також температурними ефектами фрикційного нагріву. Із підвищенням частоти коливань у діапазоні від одиниць до тисяч циклів за хвилину величина зносу знижується до деякого мінімального значення, а потім стабілізується і навіть може збільшуватись.

Зниження зносу з підвищенням частоти коливань пояснюється зменшенням часу окиснення металу і, як наслідок, зменшенням товщини поверхневих оксидних плівок. Тонкі оксидні плівки в умовах тертя стійкіше протистоять зношуванню [19], а також у разі руйнування їх внесок у загальну величину зносу буде меншим.

Хімічний фактор за зростання частоти коливань конкурує з температурним. Збільшення величини зносу за високих частот може зумовлюватись фрикційним нагрівом і зниженням міцності поверхневих шарів металу внаслідок підвищення в зоні контакту температури. Певний вплив на частотну залежність величини зносу від фретинг-корозії може справляти також зміна втомної міцності металів. Зниження частоти циклічного навантаження, як відомо, знижує опір металів втомі [17].

Складний характер зміни мають температурні залежності фретинг-зносу [1; 6; 20]. Так, у праці [6] показано, що для металів, схильних до окрихчування, знос за від'ємних температур вищий ніж за нормальних. В області підвищених температур величина зносу з підвищенням температури до певного критичного значення, як правило, спочатку знижується, а потім може різко збільшитись навіть для високожароміцних сплавів [20].

Зниження величин зносу з підвищенням температури пов'язують з утворенням на контактних поверхнях міцно зчепленої з металом оксидної

плівки, яка виконує роль твердого мастила і екранує поверхню металу від глибокого руйнування. Захисні функції оксидної плівки зберігаються доти, доки матеріал основи внаслідок підвищення температури не втрапить міцність і несучу відносно до оксидної плівки здатність. У разі руйнування оксидної плівки інтенсифікуються процеси схоплення, що супроводжуються глибоким руйнуванням контактних поверхонь. Як параметр для характеристики несучої здатності оксидної плівки запропоновано використовувати відношення її твердості до твердості основного металу [20]: що більше відношення твердості оксиду до твердості металевої основи, то швидше руйнується оксидна плівка і вищим буде знос.

Описані закономірності поверхневого руйнування і зношування при фретинг-корозії у загальному випадку характерні для більшості металевих матеріалів. Проте, залежно від їх складу, структури, механічних і фізико-хімічних властивостей, різні матеріали можуть мати свої особливості і чинити різний опір зношуванню.

Необхідною умовою розвитку фретинг-корозії є наявність відносного циклічного мікропереміщення між спряженими поверхнями деталей. При цьому слід розрізняти два принципово різні випадки виникнення такого характеру контактної взаємодії. Перший пов'язаний з виникненням циклічних мікропереміщень незалежно від дії на деталь об'ємних циклічних навантажень, другий — з дією на деталі циклічних об'ємних навантажень. У другому випадку фретинг-корозія ініціює не тільки зношування контактних поверхонь, але і більш швидке втомне руйнування деталей.

Авторами багатьох досліджень [5–7; 21–25] встановлено, що залежно від амплітудно-силових параметрів фретингу, природи матеріалів контактної пари та їх технологічної спадковості, наданої різними методами оброблення, межа втомної міцності під дією фретинг-корозії може зменшитись більш ніж на половину, а втомна довговічність знижується в сотні разів. Ураховуючи цю обставину, питання фретинг-втоми в загальній проблемі забезпечення міцності і довговічності конструкцій виділяють в окремий самостійний напрям досліджень.

За даними авторів праці [21] налічується понад 50 різних параметрів, які можуть істотно впливати на фретинг-знос і фретинг-втому. Під час проведення досліджень з оцінювання ступеня зниження циклічної міцності внаслідок фретинг-втоми задаються такі основні параметри, як величина контактного тиску, амплітуда відносного переміщення, кількість циклів фретингу.

Вплив фретинг-корозії на втомну міцність металів визначається, переважно, двома факторами [5; 6]. По-перше, утворенням у поверхневому шарі субмікро- та мікротріщин, розвинення яких під дією об'ємного циклічного навантаження врешті викликає остаточне втомне руйнування. По-друге, в місцях розвитку фретинг-корозії в результаті зносу і утворення

локальних пошкоджень поверхонь створюється додаткова концентрація напружень. Більш високу чутливість до фретинг-корозійного пошкодження сплавів з більшою початковою міцністю [22; 23] в цьому випадку можна пояснити більшою їх чутливістю до концентрації напружень, а також збільшенням швидкості поширення фретингових тріщин зі збільшенням рівня діючого циклічного навантаження.

1.3. Огляд конструктивно-технологічних заходів боротьби з фретинг-корозією

Фретинг-корозія, як вид зношування, відрізняється різноманітністю форм прояву як за механізмом і характером руйнування поверхонь, так і за наслідками та ступенем її впливу на надійність трибомеханічних систем. Систематизація результатів досліджень, присвячених проблемі боротьби з фретинг-корозією, свідчить [5; 6], що пошук ефективних заходів підвищення фретингової зносостійкості може проводитись за такими напрямками:

— конструктивними методами з метою попередження відносного вібраційного переміщення контактних поверхонь, або зменшення його амплітуди до безпечної величини;

— підбиранням найбільш сприятливого поєднання матеріалів контактної пари;

— застосуванням ефективних мастильних матеріалів і способів мащення;

— технологічними методами шляхом поверхневого модифікування, нанесення захисних покриттів.

Найбільш загальними конструктивними методами боротьби з фретинг-корозією є створення надійної напруженої посадки для з'єднань із натягом, збільшення зусиль затягування різьбових з'єднань, створення щільних штифтових, шпонкових та клепанних з'єднань, вибір раціональних конструктивних схем деталей і вузлів. Перша група методів дозволяє збільшити сили тертя в спряженнях та, як результат, знизити відносні переміщення контактних поверхонь. Вибором раціональної схеми конструкції можна досягти суттєвого зниження пошкодження від фретинг-корозії за рахунок оптимізації силових і кінематичних режимів роботи деталей, забезпечення зниження контактних мікропереміщень і місцевих концентраторів напружень. Рекомендується конструювати спряження так, щоб місця концентрації напружень на деталях не збігалися з місцями можливого виникнення фретинг-пошкодження.

У монографії Г. Н. Філімонова і Л. Т. Балацького [24] як ефективні конструктивні заходи запобігання фретинг-корозії і підвищення фретинг-втомної довговічності пропонується зміна форми охоплюючої деталі і посадочного місця шляхом скруглення гострих краївки, конусного розточування посадочного отвору з торців втулки, використання розванта-

жуючих виточок в охоплюючій деталі, зменшення товщини стінки у торців охоплюючої деталі. Останнє дає можливість до 20 % зменшити концентрацію напружень у зоні фретингу.

Для підвищення стійкості до фретингового зношування шліцьових з'єднань автор [27] рекомендує робити заглиблення в середній частині зуба для зменшення номінальної площі контакту, а для зниження концентрації напружень у зоні пресових з'єднань осі залізничних вагонів з буксою пропонується проточувати спеціальні канавки [28].

Необхідно зазначити, що для запобігання фретинг-корозії конструктивні методи не завжди можуть бути реалізовані або мати достатню ефективність. Так, К. Е. Філліпс [29] вважає, що недоцільно йти шляхом усунення відносного переміщення спряжених поверхонь, оскільки навіть деформації в області пружності можуть бути достатніми для виникнення фретинг-корозії. Крім того, усунення вібропереміщень деталей пов'язано зі збільшенням їх жорсткості, що викличе не бажане для багатьох конструкцій збільшення їх габаритних розмірів і маси.

Суттєве зниження пошкоджуваності від фретинг-корозії може бути досягнуто вибором раціонального поєднання матеріалів пари тертя. Так, Г. А. Томлінсон зі співробітниками [15] за результатами дослідження фретинг-корозії таких матеріалів, як загартована сталь, середньовуглецева сталь, хром, латунь, нікель, скло показали, що пари за участю латуні мали найменше пошкодження, в той час, як нержавіюча сталь у поєднанні з будь-яким іншим матеріалом давала найбільш високий ступінь руйнування.

Результати досліджень багатьох авторів [7; 30; 31] свідчать, що завдяки правильному вибору матеріалів накладок також суттєво можна зменшити негативний вплив фретинг-корозії на втомну міцність. Разом з тим, можна констатувати, що для металевих матеріалів не існує такого поєднання матеріалів у контактній парі, яке б давало можливість цілком уникнути фретинг-корозії. До того ж, на тепер не встановлено будь-яких універсальних принципів для конструювання стійких до фретинг-корозії спряжень [7].

Як ефективний захід попередження пошкоджень від фретинг-корозії рекомендується забезпечувати відносно проковзування поверхонь при фретингу з мінімальним коефіцієнтом тертя. Це може бути досягнуто використанням різних мастильних матеріалів: рідких, пластичних, твердих [6; 26; 32–35]. Мащення зменшує силу фрикційного навантаження поверхневих шарів, знижує корозійний вплив зовнішнього середовища, сприяє більш рівномірному розподілу на поверхнях контактних навантажень.

Р. Б. Уотерхауз у своїй праці [6] вказує, що більшість практичних досліджень із запобігання фретинг-корозії за допомогою рідких мастил було виконано на підшипниках кочення при моделюванні умов виникнення пошкоджень нахштальт «несправжнє брелювання». При цьому в

одних дослідженнях було встановлено, що мастила з більш низькою в'язкістю забезпечували менший ступінь пошкодження, а в інших не виявлено будь-якої різниці між протифретинговою дією різних мастил.

У випадку розвинення фретинг-корозії в умовах нормального до поверхонь контакту вібраційного навантаження в режимі співударяння ступінь фретингового руйнування матеріалів за наявності мастильного матеріалу може бути набагато вищим ніж за цілковитої відсутності мастила. Такий результат пов'язують із вимиванням продуктів зношування із зони контакту та, як наслідок, втратою їх захисної дії, а також ефектом розклинюючої дії мастила при проникненні його у поверхневі мікротріщини. Останнє сприяє формуванню контактнo-втомних пошкоджень і в декілька разів може знизити втомну довговічність [36].

Систематизація досліджень із використання для попередження фретинг-корозії пластичних мастильних матеріалів дала змогу авторам [6; 7] зробити висновок, що їх антифретингові властивості залежать переважно від здатності мастила проникати в зону контакту, стійкості до перетирання і здатності утворювати на поверхні деталі міцні граничні мастильні шари. Відмічається також сприятливий вплив на протизношувальні властивості мастил присадок на основі хлористих, сірчанних та фосфатних сполук. Позитивну роль у цьому випадку відіграють вторинні тонкоплівкові структури, що утворюються на поверхні металу унаслідок хімічної взаємодії з присадками. Стосовно ефективності таких антифрикційних домішок, як графіт і дисульфід молібдену, однозначної відповіді не дається.

Загалом аналіз робіт, присвячених використанню мастильних матеріалів як методу боротьби з фретинг-корозією, свідчить, що будь-який мастильний матеріал і спосіб введення його в зону контакту за умови наявності відносних мікропереміщень не виключає процес фретингового зношування, а лише може уповільнити його інтенсивність. Тому мащення, у тому числі із застосуванням твердих мастильних матеріалів, розглядається як спосіб відтермінування, а не як кардинальний метод боротьби з фретинг-корозією [6].

Найбільші можливості для попередження фретинг-корозії дають технологічні методи. Згідно з класифікацією, поданою в праці [5], до цієї групи належать різні способи оброблення контактних поверхонь деталей, які підвищують твердість, корозійну стійкість, попереджають металевий контакт, знижують коефіцієнт тертя, тобто методи, що гальмують розвинення провідних процесів фрикційного руйнування при фретинг-корозії — схоплення, втомно-окиснювальних, корозійно-втомних і абразивних процесів.

Технологічні методи підвищення зносостійкості і втомної довговічності деталей і з'єднань в умовах фретинг-корозії розглядались у багатьох працях. З цією метою застосовувались методи поверхнево-пластичного

деформування (ППД), модифікування поверхонь термодифузійним насиченням різними елементами, електроіскровим легуванням, оброблення поверхонь концентрованими джерелами енергії, нанесення гальванічних, газотермічних і інших захисних покриттів. У галузі триботехнології авіаційного спрямування особлива увага надається методам підвищення фретингостійкості титанових сплавів і трибоспряжень деталей гарячої частини ГТД.

І. В. Кудрявцев [37] досліджував вплив поверхнево-пластичного деформування на фретингостійкість. Результати, отримані на двофазному $\alpha+\beta$ — титановому сплаві, зміцненому віброударним способом, показали, що таке оброблення не дає позитивного результату. На зміцнених зразках, як і на зразках, підданих тільки шліфуванню, після 15...30 хв. випробування з'явилися помітні пошкодження. Величина зносу у цьому дослідженні не визначалась. Тому кількісно оцінити вплив ППД на фретингостійкість не виявляється можливим.

Натомість, експериментальні дані, отримані на зразках із нормалізованої середньовуглецевої сталі, показали [5; 38], що в результаті ППД такими методами, як пневмодробоструменеве нагартування і віброшліфування з наступним віброзміцненням, інтенсивність зношування поверхонь в умовах фретинг-корозії зменшилась у 1,5...3 рази. Одночасно в багатьох дослідженнях, виконаних на різних конструкційних сплавах, відмічається виключно позитивний вплив зміцнення методом ППД на фретинг-втомну міцність як для сталей, так і для алюмінієвих і титанових сплавів [6; 7; 37–39].

Традиційними і такими, що отримали широке застосування методами поверхневого зміцнення і підвищення зносостійкості деталей, є поверхневе гартування і технології модифікування поверхневих шарів термодифузійним насиченням (методи хіміко-термічного оброблення (ХТО)).

Дослідженнями авторів [40] встановлено, що поверхневе гартування середньовуглецевої сталі дозволило суттєво підвищити опір адгезійному зношуванню і у 3–4 рази підвищило зносостійкість при фретинг-корозії.

Автори праць [5; 7] наводять результати порівняльних випробувань на зношування в умовах фретинг-корозії сталевих зразків у нормалізованому стані, підданих поверхнево-пластичному струмами високої частоти та зміцнених методами ХТО. Дослідженнями [5] показано, що правильно вибраний режим високочастотного гартування дозволяє сформувати у поверхнево-пластичному шарі мартенситну дрібногочасту структуру з високою твердістю і міцністю. Одночасно в поверхнево-пластичному шарі створюються високі залишкові напруження, що зрештою і приводить до підвищення зносостійкості.

Ефективними технологічними методами, які дають змогу підвищити опір руйнуванню конструкційних сталей фретинг-корозією при одночасному підвищенні фретинг-втомної довговічності, визнано такі методи ХТО, як алітування, борування, хромування, ванадіювання. З огляду на

підвищення фретингостійкості ще більшу ефективність показали методи комплексного термодифузійного насичення — бороміднення, боросиліцидування, карбохромування [5; 41]. Водночас відзначається [7], що такі поширені у авіабудуванні методи ХТО, як цементація, азотування, ціанування в умовах фретинг-корозії показують недостатню зносостійкість.

Виконувались також дослідження з підвищення триботехнічних властивостей сплавів на основі титану із застосуванням іонно-плазмового азотування [42; 43], багатокомпонентного газозфазного термодифузійного насичення елементами втілення [44; 45], термічного оксидування і оксидування при імпульсному обробленні в розчинах кислот [46; 47]. Авторами цих праць відзначається значне підвищення експлуатаційної антифрикційності титанових сплавів зазначеними методами у парах тертя ковзання. В умовах фретинг-корозії їх ефективність не досліджувалась.

Для підвищення зносостійкості та запобігання скоплення деталей вузлів тертя в практиці широкого застосування набули електролітичні (гальванічні) покриття. Серед металевих гальванічних покриттів для підвищення довговічності і відновлення розмірів зношених деталей в авіабудуванні застосовують тверді хромові і нікелеві електролітичні покриття.

Гальванічні хромові покриття за оптимально вибраного режиму хромування дають хороший результат з підвищення опору фретинг-корозійному зношуванню, але мають суттєвий недолік: знижують механічні властивості конструкційних сталей при тривалому статичному і циклічному навантаженні. Підвищення циклічної міцності хромованих деталей за одночасного підвищення їх фретингостійкості може бути досягнуто поверхневим пластичним деформуванням шляхом алмазного вигладжування [48]. Натомість, авторами [49; 50] за результатами випробувань зразків із м'якої сталі і сталі, що містила 0,22 % С і 0,65 % Мп, наводяться дані позитивного впливу електролітичного нікелювання на фретинг-втомну міцність. Так, нанесення покриття із Ni-Co підвищило фретинг-втомну витривалість м'якої сталі на 58 % [49], а покриття Ni збільшило межу фретинг-втоми зразків зі сталі з 0,22 % С і 0,65 % Мп — на 61 % [50].

За даними досліджень, отриманих авторами [51], зносостійкість хромового і нікелевого електролітичних покриттів на титанових сплавах може в десятки разів перевищувати зносостійкість не зміцненого сплаву. При цьому спостерігалось значне зменшення коефіцієнта тертя і підвищення граничнодопустимих параметрів контактного навантаження. Але відзначається, що адгезія хрому і нікелю з титаном не забезпечує достатньо міцного зчеплення покриття з основою, тому хромування і нікелювання допускається використовувати за умов відносно невисоких контактних навантажень і наявності достатньо ефективного мащення. До того ж, необхідно враховувати, що в останній час, у зв'язку з високою токсичністю і канцерогенністю сполук хрому та проблемою їх утилізації,

застосування електролітичного хромування суттєво обмежується і потребує розроблення та впровадження альтернативних, більш екологічно безпечних і трибологічно ефективних технологій поверхневого зміцнення і відновлення деталей [52–54].

З метою усунення скоплення і підвищення антифрикційності пар тертя гальванічним способом на робочій поверхні однієї із деталей пари осаджують тонкі шари м'яких металів — міді, олова, свинцю, срібла, кадмію, латуні. Автори праці [5] наводять результати досліджень, які показують, що покриття гальванічного олова при амплітуді відносного переміщення 0,05 і питомих контактних навантажень в діапазоні 10 МПа ... 50 МПа має у 2 ... 5 рази більшу фретингостійкість порівняно з нормалізованою сталлю 45. Дещо нижчий, але очевидний позитивний результат отримано на зразках, підданих кадмуванню і срібленню. Водночас у ряді публікацій відмічається недостатня ефективність застосування гальванічних покриттів із м'яких металів для запобігання фретинг-корозії в номінально-нерухомих з'єднаннях. Так, нанесення тонкого шару електролітичного срібла на хвостовики робочих титанових лопаток компресора ГТД виявилось недостатньо ефективним для усунення фретинг-корозії в замковому з'єднанні лопаток з диском [55; 56]. Відносно малу фретингостійкість проявляють свинцеві електролітичні покриття [5].

Позитивний ефект у запобіганні фретинг-корозії, притаманний більшості покриттів із м'яких металів, пояснюється їх високою пластичністю, малим опором зсуву, міцною адгезією з основним металом. Для підвищення триботехнічних властивостей таких покриттів рекомендується наносити їх на попередньо зміцнену, більш тверду поверхню металу. Так, застосування двошарового покриття у складі твердого підшарку із композиції Ni-Cr-B-Si і зовнішнього шару гальванічної міді дозволило майже цілком усунути фретинг-корозію фланцевих поверхонь корпусних деталей вантажних автомобілів [57]. Підшарок із молібдену дав змогу значно зменшити коефіцієнт тертя при одночасному зниженні інтенсивності зношування срібного покриття [58].

Зниження коефіцієнта тертя і підвищення зносостійкості покриттів із м'яких металів може бути досягнуто також введенням до їх складу таких твердомастильних компонентів, як графіт, дисульфід молібдену, політетрафторетилен [59; 60]. В літературних джерелах [26; 61] наводяться також приклади застосування для підвищення довговічності деталей деяких комбінованих способів оброблення поверхонь з використанням електролітичних покриттів із м'яких металів, зокрема, електролітичне міднення з наступною пасивацією, електролітичне міднення з наступним дифузійним легуванням алюмінієм.

Окрему групу захисних покриттів поверхні металів складають неметалеві хімічні та електрохімічні покриття. В авіабудуванні серед таких покриттів найбільше розповсюдження для сталевих деталей

отримали фосфатні покриття, для деталей із алюмінієвих і титанових сплавів покриття отримані електрохімічним анодуванням.

Фосфатування застосовується як самостійна операція для захисту від корозії і підвищення зносостійкості деталей, а також як підготовча операція під нанесення лакофарбових покриттів та для покращення утримання по поверхнях тертя мастильних матеріалів. На сприятливий вплив одночасного фосфатування поверхонь тертя деталей спряження сталь — алюмінієвий сплав для попередження фретинг-корозії за умов мащення вказується у праці [6] з посиланням на дослідження, виконані Р. Т. Ральфом і К. Райт. Але одночасно зазначається, що у разі, коли фосфатуванню піддавалась лише одна поверхня, то помітне пошкодження від фретинг-корозії відбувалося навіть за наявності мастила.

Аналогічний результат отримано авторами [7] при комбінованому методі випробування зразків термообробленої і фосфатованої сталі 40ХНМА на фретинг-втому в парі з розрізними втулками з однойменного матеріалу. Експерименти показали, що в умовах фретинг-корозії сама фосфатна плівка не призвела до суттєвої зміни зносостійкості зразків, а границя витривалості фосфатованих зразків із втулками виявилась на 7 % нижче порівняно зі зразками без фосфатного покриття. Водночас фосфатування у поєднанні з твердомастильним покриттям на основі фторопласту — 32Л за таких же умов випробувань на фретинг-втому підвищило границю витривалості зразків порівняно зі зразками без покриття і тільки фосфатованими зразками на 88 % і 100 % відповідно.

Анодування полягає у штучному збільшенні товщини оксидної плівки на поверхні деяких металів електрохімічним шляхом у розчинах електролітів. На алюмінієвих сплавах, підданих глибокому анодуванню, анодна плівка складається із двох шарів: тонкого внутрішнього безпористого шару, що примикає до металу, і зовнішнього товстого пористого шару. Анодні плівки на алюмінієвих сплавах відрізняються високою твердістю і міцністю, що забезпечує ефективний захист їх поверхні від фретинг-корозії у парі зі сталлю навіть за відсутності мащення [6]. Водночас результати випробувань на фретинг-втому показали [7], що нанесення анодної плівки на зразки алюмінієвого сплаву Д16Т у контакт з втулками з однойменного матеріалу без покриття незначно підвищило фретинг-втомну витривалість на базі $2 \cdot 10^7$ цикл при контактному навантаженні 20...30 МПа порівняно з не анодованими зразками.

Дослідження виконані у праці [62], показали, що ефективність захисної дії анодних покриттів на деталях із алюмінієвих сплавів може бути суттєво підвищена шляхом заповнення пор анодної плівки сумішшю парафіну і сірки. Заповнення проводиться у спеціальних ваннах із розчином сірки і парафіну в органічних розчинниках таких, як бензол чи сірководень. Після такого оброблення в процесі тертя в парі зі сталлю відбувається сульфидування сталеві поверхні, що забезпечує одночасне

підвищення зносостійкості поверхні й алюмінієвого сплаву і спряженої з нею поверхні сталі.

Як і для алюмінієвих сплавів, анодні оксидні покриття можуть бути ефективним засобом підвищення антифрикційних властивостей сплавів на основі титану. У праці [6] наведено результати досліджень, виконаних Ф. де'Лаатом і Т. Адамсом, які оцінювали зносостійкість титанового сплаву Ti-6Al-4V, підданого анодному окисненню в лужній ванні. Відмічається, що отримані на поверхні сплаву оксидні плівки показали хороші результати в умовах однонаправленого тертя ковзання, особливо при їх комбінації з мастильними матеріалами у вигляді сухого плівкового твердого мастила. При коливальному ковзанні (фретингу), умови якого спричиняють порушення ламінарної орієнтації твердого мастила і вважаються більш жорсткими, комбінація оксидного покриття і мастильного матеріалу виявило менш ефективною. Але автори стверджують, що експлуатаційної якості анодної оксидної плівки більш ніж достатньо для більшості практичних завдань.

Значний інтерес для захисту від фретинг-корозії можуть представляти неметалеві полімерні покриття. В літературних джерелах наводяться результати дослідження зносостійкості в умовах малих вібраційних переміщень таких полімерних покриттів, як пластмасові плівки ЛК4, МПС-1, ПФЕ-2/10 [63], наірігові покриття [64], покриття, сформовані з композиції на основі політетрафторетилену, епоксидних і фенольних смол, наповнених такими антифрикційними домішками, як дисульфід молібдену, порошок свинцю, графіт [5; 38; 65; 66]. Автори відмічають достатньо високу ефективність таких покриттів як для попередження пошкодження фретинг-корозією металевих поверхонь, так і для підвищення фретинг-втомної довговічності елементів трибосистем. Однак захисна дія тонкоплівкових полімерних покриттів суттєво залежить від температури й амплітудно-силових параметрів фретингу, а експериментальних даних для прогнозування їх довговічності для різних умов роботи трибоспряджень недостатньо.

Для надання робочим поверхням деталей високої твердості і зносостійкості широкого застосування набули такі методи оброблення, як модифікування поверхонь лазерним випромінюванням і електроіскровим легуванням.

Лазерне термозміцнення і лазерне легування дають змогу в широких межах змінювати фізико-механічні властивості поверхонь металів і сплавів за рахунок структурних і фазових перетворень у зоні дії лазерного променя та зміни хімічного складу приповерхневих об'ємів металу. Результати експериментальних досліджень [67–72] свідчать про те, що лазерне оброблення дозволяє підвищувати не тільки характеристики поверхневої міцності металів, але і такі залежні від стану поверхні властивості, як тріщиностійкість, опір корозії і опір зношуванню. Так, у дослідженнях, виконаних на різного

класу вуглецевих і легованих сталях, зміцнення поверхні лазерним обробленням забезпечило підвищення фретингостійкості в 1,5...3 рази [71]. При цьому встановлено, що лазерне термозміцнення знижує чутливість сталі до контактної навантаження при фретинг-корозії.

У праці [72] випробування на зношування в умовах фретинг-корозії зразків титанового сплаву ВТ9, підданих лазерному термозміцненню, показали підвищення зносостійкості в 2...2,5 рази, що пояснюється формуванням мікроструктури зон зміцнення з більш високою ніж у вихідного сплаву мікротвердістю. Авторами [73] показано реальну можливість зміцнення титанових сплавів лазерним легуванням, зокрема, насиченням оплавленої зони такими елементами, як азот і хром.

За допомогою імпульсного лазерного оброблення вдалося підвищити опір фретинг-втомі алюмінієвого сплаву 7075-76 (Al-5,5Zn-2,5Mg-1,5Cu-0,3Cr) [68]. Лазерні технології також можуть мати широкі можливості для створення зміцнених мастилоємних і стійких до фретингового зношування поверхонь [74–79], а також для підвищення експлуатаційних властивостей попередньо нанесених на деталі різними методами металопокриттів [80–85]. Однак ці процеси поки що недостатньо вивчені і потребують подальших досліджень.

При електроіскровому легуванні відбувається перенесення під дією електричного іскрового розряду матеріалу з легуючого електрода (анод) на поверхню деталі, що обробляється (катод). Сформований поверхневий шар є результатом взаємодії між елементами вихідної поверхні металу, елементами легуючого електрода і речовиною навколишнього середовища, а також імпульсної дії на поверхню високих температур і тиску.

На сьогодні найбільш повно досліджені закономірності формування структури і властивості поверхневих шарів металів при електроіскровому легуванні такими металами, як Ni, Cr, Co, Al, сплавами на основі Fe, Ni і тугоплавкими сполуками перехідних металів з вуглецем, азотом, бором, кремнієм [86–90]. Результати виконаних досліджень показали, що електроіскрове легування має великі можливості для підвищення працездатності деталей у парах тертя, у тому числі під час роботи в умовах високих контактних навантажень і в широкому діапазоні температур. Ефект підвищення зносостійкості істотно може підсилитись дифузійним насиченням, зокрема, азотуванням [38], лазерним оплавленням [91] попередньо сформованих електроіскровим легуванням покриттів, формуванням шляхом вибору складу легуючих елементів і схем легування дискретних глобулярних структур [92], багат шарових і адаптивних покриттів [93–95].

Серед технологій отримання захисних покриттів та відновлення деталей широкого застосування набули газотермічні методи такі, як електродугова металізація, газополуменева, плазмове і детонаційне напилювання [96–101]. Ці методи ґрунтуються на єдиному принципі

формування покриттів із дискретних частинок матеріалу, нагрітих і прискорених високотемпературним газовим струменем.

Важливою особливістю методів газотермічного напилювання (ГТН) є можливість керування складом, структурою і властивостями покриттів шляхом вибору компонентів вихідного матеріалу, технологічних режимів напилювання, конструктивних схем нанесення покриття. Розробленню матеріалів для ГТН-покриттів, установленню зв'язку між їх структурно-фазовим складом, технологічними параметрами напилювання і властивостями присвячено велику кількість праць [102–109], у тому числі праць із дослідження зносостійкості ГТН-покриттів в умовах фретинг-корозії [109–111]. Узагальнюючи результати таких досліджень, можна констатувати, що найбільш перспективним вирішенням проблеми забезпечення високої зносостійкості поверхонь методами ГТН є застосування композиційних покриттів. Для підвищення довговічності ГТН-покриттів за критерієм адгезійно-когезійної міцності і циклічної міцності системи «покриття — основа» перспективним є створення дискретних і, так званих, багат шарових градієнтних покриттів із плавним переходом фізико-механічних властивостей від зовнішньої поверхні покриття до матеріалу основи [112].

Останнім часом у розвитку технологій поверхневого зміцнення деталей найбільш прогресивним напрямом, що дозволяє різко підвищити експлуатаційні властивості поверхонь тертя, є розроблення і застосування багатоопераційних, так званих, дуплексних методів. Ці методи ґрунтуються на послідовному або одночасному використанні для створення зносостійких поверхневих шарів двох або більшої кількості технологічних методів. Серед дуплексних технологій трибологічного спрямування найбільш інтенсивно розвиваються методи електроконтактного термомеханічного зміцнення, методи, які поєднують оброблення лазерним випромінюванням з наступним термодифузійним насиченням поверхні деталі різними елементами, електроіскрове легування з подальшим лазерним оплавленням чи термодифузійним насиченням, оброблення концентрованими потоками енергії нанесених на поверхню деталей термодифузійних, електролітичних та газотермічних покриттів. Застосування комбінованих методів дає можливість створювати поверхневі шари з будь-якими фізико-механічними властивостями і багаторазово підвищити зносостійкість деталей [112–116].

1.4. Стан та перспективи розвитку технологічних методів формування зносостійких поверхонь дискретної структури

Незважаючи на значний прогрес науки про тертя і зношування, питання підвищення зносостійкості в трибологічних системах, особливо за екстремальних умов їх експлуатації, залишаються багато в чому невирішеними. Це пояснюється складністю процесів та явищ, що

відбуваються в тонких поверхневих шарах трибосопряжень. Необхідність комплексного забезпечення якості поверхневих шарів у трибологічних системах визначили останнім часом роль мікрогеометрії поверхні трибоконтакта, що заклало основу нового наукового напрямку — дискретне зміцнення поверхонь, як одного з перспективних напрямів розвитку науки інженерії поверхні.

Сутність наукової проблеми дискретного зміцнення поверхонь полягає в розроблянні теорії обґрунтованого конструювання форм дискретних ділянок поверхневого шару, їх геометричних параметрів і фізико-хімічних властивостей, які забезпечують:

- підвищену адгезійну і когезійну стійкість у процесі деформації основи;
- формування найбільш сприятливого напружено-деформованого стану в зонах фактичного контакту при дії високих контактних тисків;
- працездатність трибосопряжень із мінімальним зносом, залежно від умов експлуатації.

Ефективність дискретної текстури, яка виникає на робочій поверхні при терті трибосопряжень, спонукала трибологів до створення штучних дискретних рельєфів, які формуються сьогодні різними сучасними технологічними методами поверхневого зміцнення.

У США в 1984 році був запропонований метод формування дискретної поверхні для видалення продуктів зносу з електричних контактів, використовуючи технологію іонного травлення [117]. Згодом цей метод був замінений абразивним обробленням, у результаті якого поверхня мала хвилеподібну форму.

У Японії розроблено та активно застосовується реактивне іонне травлення (RIE) як метод формування дискретної поверхні у вигляді мікроямок. Були отримані задовільні результати роботи даної поверхні у водному середовищі в присутності абразиву SiC [118].

Венцель С. В. запропонував формування дискретної поверхні у вигляді мікрокаверн методом електрохімічного оброблення. У результаті покращились умови припрацювання трибосполучень і зменшилось зношування утрічі [119].

Активно розвивається у світі метод формування дискретних поверхонь із застосуванням лазерних установок (LST). Великий обсяг науководослідних робіт у цьому напрямку проводиться багатьма дослідницькими групами в Німеччині, Японії, США, Швейцарії. Даний метод є сьогодні перспективним завдяки високій швидкості оброблення поверхні, забезпечуючи контроль форми і розміру мікроямок. Дані технології знайшли застосування в різних трибосопряженнях, механічних ущільненнях, у підшипниках, що працюють в умовах мастильного середовища або мастильного голодування [120; 121].

Роботи з лазерного текстурування мають в основному експериментальний характер. Щоразу, коли проводиться спроба оптимізації параметрів дискретної поверхні, використовується метод проб і поми-

лок. Імовірно, це є причиною великих розбіжностей при визначенні оптимальних параметрів, отриманих різними дослідницькими групами. Метод проб і помилок може мати місце тільки у випадках тертя ковзання без мастильного матеріалу чи в умовах недостатнього змащування, для яких теоретичні базові моделі не існують. Мікрозаглиблення LST зазвичай функціонують як мікропастилки для продуктів зношування чи мікрорезервуари для зберігання мастила. Однак в інших випадках, у яких мікрозаглибини виступають як мікрогідродинамічні опори, 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 у Technion-Israel Institute of Technology, результатами яких стали кілька моделей оптимізації LST у різних пристроях [122].

У 1996 р. Етсїон І. і Барштейн Л. [123] репрезентували модель лазерного текстурування поверхні з постійною структурою мікроповерхні, що показала істотні переваги півсферичних мікрозаглибин (рис. 1.1). Моделювання здійснювалося на основі розв'язку рівняння Рейнольдса для розподілу гідродинамічного тиску на поверхні і визначення оптимальних параметрів текстури поверхні для різних робочих режимів.

У роботі [124] надані експериментальні дані, отримані на текстурованій лазером поверхні кільцевого ущільнення, які випробувані в середовищі мастильного матеріалу. Основними параметрами, які характеризують LST, є діаметр і глибина мікрозаглибин та щільність поверхні (рис. 1.2).

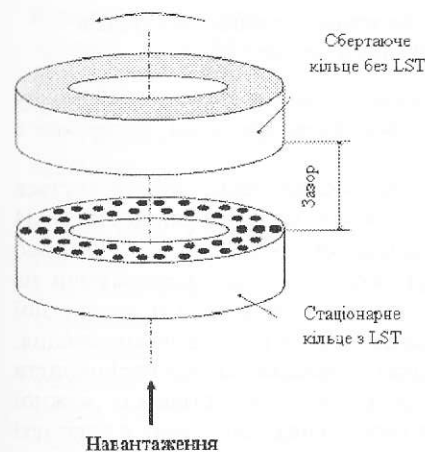


Рис. 1.1. Модель лазерного текстурування поверхні

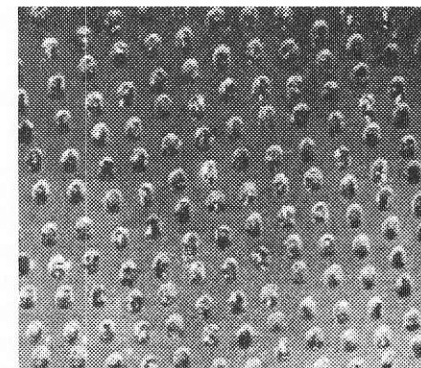


Рис. 1.2. Мікроструктура поверхні після лазерного текстурування: діаметр заглибини — 100 мкм, глибина — 10 мкм, щільність заглибин — 20 %

Встановлено [125], що фактична форма мікрозаглибин не має суттєвого значення, а найбільш значущими параметрами є співвідношення між глибиною мікрозаглиблення і його діаметром. Були оптимізовані мікрозаглибини сферичної форми на поверхні і показано, що існує оптимальна глибина мікрозаглибин при співвідношенні їх діаметра, що підвищує міцність поверхні і PV-фактор. Експериментальні дослідження текстурованої поверхні показали невеликий розбіг теоретичних і експериментальних результатів (рис. 1.3). Подальші дослідження LST показали, що збільшення навантаження призводило до поступового зниження ефекту LST [126].

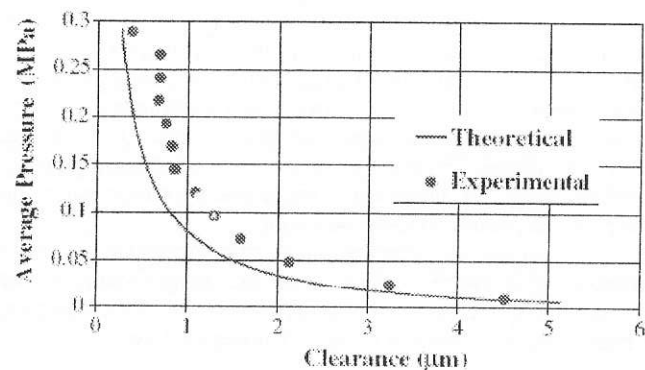


Рис. 1.3. Порівняння теоретичних і експериментальних результатів лазерного текстурування поверхні

Натомість, у роботі [127] експериментально доведено найбільшу змащувальну ефективність канавки зі сферичним профілем, порівняно з прямокутним і трикутним.

Дискретна структура поверхні трибосполучень забезпечується нанесенням захисних покриттів. В Інституті проблем міцності НАН України ім. Г. С. Писаренка під керівництвом Б. А. Ляшенка активно проводяться дослідження в цьому напрямку [128; 129]. Незважаючи на недостатню вивченість явищ, що відбуваються на поверхні дискретної структури, і відсутність розрахункових методів її конструювання, практична перевага її в багатьох випадках очевидна. Дискретні покриття дозволяють досягти високої адгезійної і когезійної стійкості кожної дискретної ділянки шляхом обмеження нормальних напружень у покритті і дотичних у площині адгезійного контакту покриття з основою.

Дискретні покриття, нанесені методом ЕЛД, успішно експлуатуються при зміцненні штамів, підвищуючи довговічність штампового оснащення в 2,6 разів, різального інструменту в 2,0 рази. Дискретне покриття тільки однієї полиці верхньої кільцевої канавки поршня двигуна внутрішнього згорання

знизило вчетверо сумарний знос циліндрово-поршневої групи автомобіля ВАЗ-2121 при пробігу 50 тис. км [128; 130–132].

Для захисту деталей від корозії і збільшення несучої здатності трибосполучень застосовують двошарове дискретне покриття. Покриття складається із суцільного підшарку і зовнішнього шару дискретної структури. Даний принцип формування дискретних поверхонь реалізований методом детонаційно-газового напилювання із застосуванням сітчастого екрана [128]. Сітчастий екран застосовується для отримання дискретних покриттів методом вакуум-плазмового напилювання, який розташовується між поверхнею, підкладкою і випарником. Покриття застосовувались для відновлення різців, що дозволило збільшити тривалість їх роботи вчетверо [133].

Широко використовуються комбіновані методи створення дискретних захисних структур. Дискретне лазерне оброблення поверхні і наступне азотування суттєво підвищує зносостійкість сталей. Встановлено [134], що зносостійкість сталі 40X з дискретними азотованими шарами в 7–9 разів вища за її зносостійкість в азотованому стані без лазерного оброблення. Крім того, лазерним обробленням усувається висока крихкість покриттів, підвищується адгезія покриття до основи [135].

Регулювання зносостійкості плазмових покриттів шляхом дискретного оплавлення її лазером приблизно 15% поверхні у вигляді смуг постійної ширини 2,5 мм дозволило підвищити їх зносостійкість у шість разів. 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 не оплавлених ділянках [136].

Результати аналізу методів дискретного зміцнення показали, що найбільш універсальними та ефективними є способи створення на поверхнях тертя різної форми штучних регулярно розташованих дискретних мікрозаглибин або безперервних мікроканавок методами поверхнево-пластичного деформування, які визначають головним чином контактні властивості поверхні: поліпшення мащення, підвищення опору схоплювання і корозії, скорочення періоду припрацювання.

Перші роботи в цьому напрямку виконані Фельцом К. в 20-і роки минулого століття, який запропонував створювати канали підведення оливи до нерухомих елементів підшипників. Він рекомендував нахил поверхні канавок на плоскій деталі виконувати 0,5% для великих швидкостей при незначному тиску і 0,2% — для малих швидкостей і великому тиску [137]. Мастильні канавки в підшипниках необхідно розташовувати в не навантаженій зоні. Канавки полегшують засмоктування мастила в навантажену зону і покращують розподіл мастила по довжині підшипника.

У 80-х роках минулого століття, завдяки розробкам школи професора Шнейдера Ю. Г. та його учнів [138–140], було розроблено наукові основи створення і впровадження нових, заснованих на ППД, способів формування на поверхнях трибоконтакта регулярних мікрорельєфів замість шорсткості — методом вібраційного накочування. Регулярність мікрорельєфу досягається тонким пластичним деформуванням поверхневих шарів оброблюваного матеріалу кулями або алмазними наконечниками з ускладненням кінематики обкочування за рахунок осциляційного руху деформуючого елемента. В результаті створюються однакові за формою, розміром і взаємним розташуванням мікронерівності (рис. 1.4), що дозволяє встановлювати оптимальний вид регулярного мікрорельєфу і значення його параметрів, забезпечуючи необхідні триботехнічні характеристики [141].

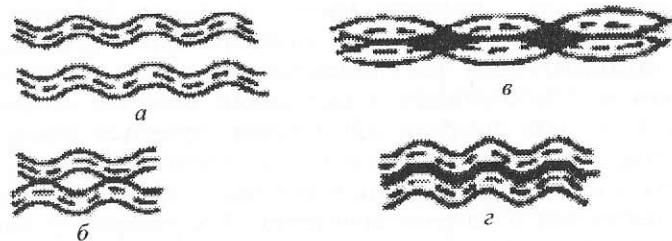


Рис. 1.4. Мікрорельєф, одержуваний при вібровигладжуванні:
a — канали не торкаються один одного; *б* — канали торкаються один одного; *в* — канали перетинаються; *г* — канали накладаються

Після вібронакочування плоских поверхонь контактна жорсткість і зносостійкість деталей підвищується в 1,5–3 рази, зменшується момент зрушення однієї з деталей у контактній парі у 1,5–1,7 рази, що сприяє підвищенню плавності роботи з'єднання. При терті без мастила канавки працюють як пастки, затримують у собі продукти зносу, пил і абразивні компоненти, завдяки чому локалізується їх руйнівна дія. Мікрорельєф із численними і звичайними канавками забезпечує хорошу зносостійкість і герметичність у парі тертя металевих деталей з різними гумовими, а також пластмасовими ущільнювачами і сальниками.

Під час оброблення штоків гідроциліндрів землерийних машин, що працюють у важких умовах абразивного і корозійного зношування, вібронакочуванням стабільно забезпечується отримання шорсткості поверхні в межах 1,6–0,2 мкм при одночасному збільшенні мікротвердості поверхневого шару на 40–65%. Гідравлічна щільність з'єднань із гумовими ущільнювачами зростає на 45–70%, сила тертя в з'єднанні знижується на 40–55%, а втомна міцність збільшується на 30–40%, значно зростає корозійна стійкість. Тривалість періоду нормального зносу

штоків після вібронакочування на 40–50% вище, ніж тривалість цього періоду для шліфованих штоків.

З розвитком і впровадженням у виробництво високоточного обладнання з числовим програмним управлінням (ЧПУ) було створено програму АСОРМР, яка дала змогу виконувати технологічні операції вібронакочування на верстатах з ЧПУ. Програма АСОРМР дозволяє автоматично розраховувати параметри регулярного мікрорельєфу з метою забезпечення необхідних експлуатаційних властивостей деталей і з'єднань [142].

У результаті узагальнення досліджень і досвіду використання розробок у промисловості було створено стандарт ГОСТ 24773–81 [143], згідно з яким регулярний мікрорельєф може бути як частково, так і повністю регулярним. У першому випадку на поверхні утворюються безперервні або дискретно розташовані поглиблення, між якими залишається первинний, найчастіше нерегулярний мікрорельєф оброблюваної поверхні. У другому випадку утворюється цілком новий мікрорельєф з однаковими за формою, висотою і взаємним розташуванням елементів дискретного рельєфу.

Для формування мікрорельєфу поверхонь деталей нерухомих з'єднань використовувався один із способів ППД-накочування [144]. У конструкції накочувальної головки застосовувалися ролики з деформуючими елементами конусної або пірамідальної форми. Даний метод дозволяє отримувати частково-регульований мікрорельєф з дискретними регулярними нерівностями шахового розташування (рис. 1.5).

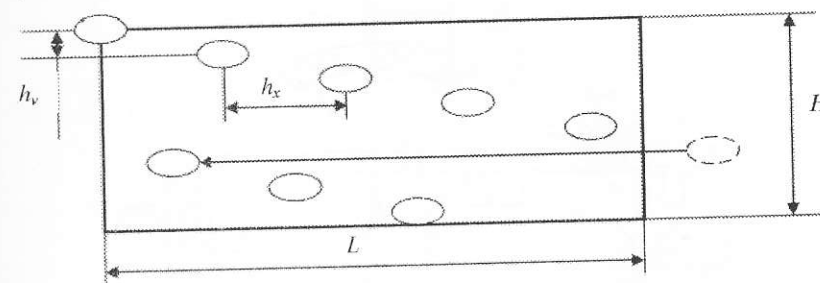


Рис. 1.5. Розгортка отворів нерухомих з'єднань

Створені під час оброблення дискретні канавки на поверхні тертя виконують функцію мастильних кишень (резервуарів), що сприяє утриманню та розподілу мастила в зоні тертя і, таким чином, підвищенню зносостійкості трибоспрямижень загалом.

У роботі [145] застосовується система канавок з частково-регулярним мікрорельєфом, які формувалися вібронакочуванням з подальшим вигладжуванням. У результаті було отримано несиметричний профіль канавки:

одна сторона крута, інша полого. Наявність пологого виходу з канавки забезпечує поліпшення розтікання масла по системі канавок і зменшує знос трибоспряжень. Велику роботу з вібронакочування було проведено в Східній Європі [146].

Питання, пов'язані зі створенням регулярних рельєфів, детально вивчені в працях [147–150]. Маслоутримуючі дискретні канавки, як правило, змінюють геометрію поверхні деталі і, відповідно, площу контакту. Форма і розміри канавок визначаються технологією їх отримання. Оптимальними вважаються випадки, коли площа мастильних канавок становить 40–50 % від загальної площі поверхні.

У працях [151; 152] для підвищення зносостійкості гільз циліндрів запропоновано створювати поверхню тертя з неоднорідними фізико-механічними властивостями. Неоднорідність фізико-механічних властивостей поверхні тертя колодки (схема випробування «ролик-колодка») досягалася виконанням у ній канавки трикутного перетину у завглибшки 2,5 мм, з подальшим заповненням міддю або латунню. Спосіб заповнення канавок — дугове паяння в середовищі аргону (рис. 1.6).

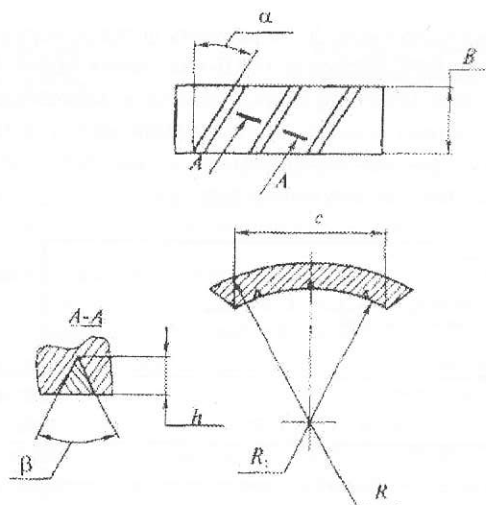


Рис. 1.6. Схема розташування канавок на поверхні тертя колодки

Для забезпечення високої жорсткості контакту на робочих поверхнях мікропінцета формувалися метилсиліконові полімерні покриття, які являли собою дискретну структуру. В рамках гранда Assemic project MRTN-CT-2003-504826 аналогічне завдання вирішувалося шляхом формування робочих поверхонь мікропінцета з більш тонким рельєфом у вигляді ансамблю сферичних сегментів із власної нанощорсткості [153].

У праці [154] запропоновано ідею створення модульної поверхні для видалення продуктів зносу (оксидів) з поверхні електричних контактів, що приводить до скорочення пошкоджень і неприпустимих деформацій поверхні тертя. Спочатку для формування хвилястої поверхні використовували технологію травлення, пізніше вона була замінена абразивним механічним обробленням [155–157].

Для досягнення високої ефективності роботи твердосплавного інструменту, забезпечення заданої форми ріжучого леза, його макро- і мікрогеометрії у сучасному виробництві використовують метод магнітно-абразивного оброблення (МАО). Дослідження [158–162] показали перспективність методу оброблення в скоординованому русі абразиву, який формується в процесі оброблення інструменту силами магнітного поля.

Для відновлення прецизійних вузлів тертя приладів [163; 164] розроблено та запропоновано віброударний метод поверхнево-пластичного деформування для створення дискретно-орієнтованої топографії на робочих поверхнях деталей у вигляді еліпсоїдних лунок завбільшки від 10 до 40 мкм і щільністю від 15 до 45 %. Експериментальні дослідження показали, що даний метод дозволяє за рахунок дискретного зміцнення і зменшення фактичної площі контакту зменшити інтенсивність зношування зразків зі сплаву АК6 до семи разів, сталі 18Х2Н4МА — удвічі.

Розроблено концептуальний підхід щодо створення зносостійких текстурованих лункових поверхонь (ТЛП) з поглибленими дискретними ділянками за рахунок поверхнево-пластичного деформування (рис. 1.7) [165; 166].

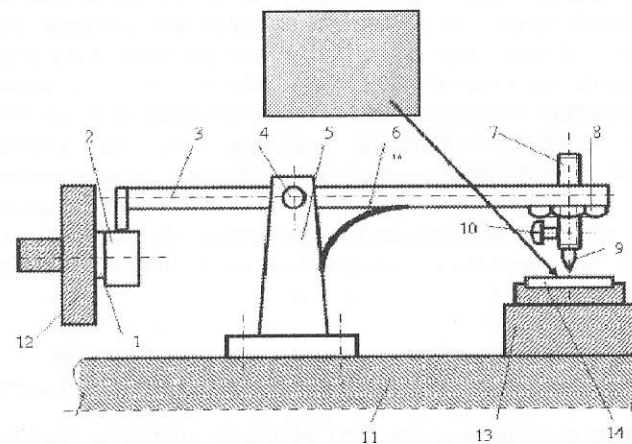


Рис. 1.7. Пристрій для створення лунок: 1 – привідний вал; 2 – кулачок; 3 – коромисло; 4 – вісь коромисла; 5 – стояк осі коромисла; 6 – пружина; 7 – регульовальний гвинт; 8 – контргайка регульовального гвинта; 9 – бойок; 10 – механізм кріплення бойка; 11 – основа; 12 – патрон; 13 – механізм переміщення; 14 – деталь (зразок)

Встановлено закономірність зношування текстурованих ямкових поверхонь в умовах фретингу за обмеженої подачі мастильного матеріалу в зону контакту, яка враховує конструктивно-технологічні параметри дискретної ділянки і можливість видалення із зони контакту продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного матеріалу. Це дає можливість управляти процесами припрацювання. При виборі оптимальної текстури текстурованої ямкової поверхні, в період припрацювання, зменшити коефіцієнт тертя на 57–62 %, зменшити період припрацювання на 10–20 % і збільшити зносостійкість у період після припрацювання в 1,8–2,44 рази [167].

З-поміж інших методів ППД сьогодні використовують ультразвукове пластичне деформування (УЗПД), що дозволяє управляти в широкому діапазоні параметрами напружено-деформованого стану, структурою і мікрогеометрією поверхні завдяки механо-фізичним особливостям оброблення. Уперше метод ППД з використанням ультразвукового інструменту був запропонований у 1964 р. Н. І. Мурановим [168]. Від звичайного вигладжування метод ППД ультразвуковим інструментом відрізняється тим, що інструмент здійснює коливання з ультразвуковою частотою. Амплітуда коливань поляризована в площині, перпендикулярній оброблюваній поверхні деталі. В процесі обробки інструмент притискається до оброблюваної поверхні з постійною силою.

Таким чином, фундаментальні дослідження в області створення технологій формування дискретно-текстурованих поверхонь для покращення триботехнічних властивостей проводяться вченими як у нашій країні, так і за кордоном. При цьому використовуються різні методи текстуровання, включаючи механічну обробку, текстуровання пучком іонів, технологію травлення і лазерного текстуровання та ін. Незважаючи на велику кількість публікацій, механізм явищ, що відбуваються з регулярним мікрорельєфом, сьогодні вивчений недостатньо. Відсутні дані, що дозволяють конструювати таку поверхню з максимальним вирашем за експлуатаційними властивостями. Як правило, оптимізація параметрів текстуровання здійснюється за допомогою методу проб і помилок.

1.5. Розроблення технологічних заходів підвищення довговічності трибомеханічних систем

Суттєвим недоліком майже всіх захисних покриттів триботехнічного призначення, зокрема газотермічних покриттів і покриттів, що формуються різними методами за участю карбідних, оксидних, нітридних та інших твердих фаз, є недостатньо висока міцність і зносостійкість при високих контактних навантаженнях та незадовільна здатність до припрацювання.

У разі газотермічного напилювання низьку міцність і зносостійкість покриттів зумовлюють такі чинники, як пористість, висока твердість, крихкість, низька міцність адгезійно-когезійних зв'язків у системі «покриття–основа». На сьогодні для підвищення як поверхневої, так і об'ємної міцності газотермічно-напиленних покриттів застосовують такі методи додаткового оброблення, як оплавлення, термодифузійне насичення поверхні легуючими елементами, термічне та термомеханічне оброблення, інфільтрацію спеціальними суспензіями і розплавами тощо.

Перспективним напрямом з огляду на забезпечення високих триботехнічних властивостей і несучої здатності є створення покриттів із градієнтними властивостями та покриттів дискретної структури. У першому випадку підвищення триботехнічних характеристик може бути досягнуто завдяки зменшенню опору поверхневих шарів зсувним напруженням та відповідно зниженню рівня їх фрикційного навантаження, у другому — завдяки створенню сприятливого напружено-деформованого стану фрикційно-навантаженої поверхні. Останнє дозволяє мінімізувати напруження від дії на трибосистему зовнішніх сил і сил тертя. Одночасно дискретність структури, за рахунок обмеження в межах окремої дискретної ділянки нормальних напружень і напружень у площині адгезійного контакту, забезпечує більш високу адгезійно-когезійну міцність дискретного покриття [169].

З метою розроблення технологій, спрямованих на підвищення триботехнічних властивостей газотермічних покриттів, досліджувались методи лазерного модифікування та напилення покриттів дискретної структури з наступною інфільтрацією суспензією на основі фторопласту.

Відомі способи підвищення експлуатаційних властивостей газотермічних покриттів оплавленням, зокрема оплавленням лазерним випромінюванням [170]. У такий спосіб позитивний ефект досягається у разі оброблення покриттів із самофлюсівних сплавів типу Ni-Cr-B-Si.

Перспективними для газотермічного напилювання є порошкові матеріали, отримані з композиційних евтектичних сплавів на основі заліза [171]. У процесі кристалізації таких сплавів із рідкого стану утворюються подвійні та потрійні евтектики, які складаються з металевої матриці з близьким до аустенітної нержавіючої сталі X18H9T хімічним складом, армованої каркасом із дендритних кристалів тугоплавких сполук TiB_2 , (Ti, Cr) B_2 , TiB_2 -VC.

Покриття з евтектичних сплавів на основі заліза з тугоплавкими фазами втілення розглядається як альтернатива для заміни покриттів із більш дефіцитних і дорогих матеріалів. Висока корозійна стійкість і пластичність аустенітної нержавіючої матричної фази, висока твердість і міцність армуючих кристалів фаз втілення, їх високий об'ємний вміст, низька взаємна розчинність і розчинність у металевій матриці надають евтектичним сплавам даного типу високу міцність і зносостійкість як за

нормальних, так і за підвищених температур [172; 173]. Разом з тим, газотермічні покриття, сформовані з порошків цих сплавів, не повною мірою можуть реалізувати їх потенційно високу зносостійкість. У зв'язку із цим ставилось завдання дослідити можливість підвищення трибо-технічних характеристик покриттів з евтектичних сплавів на основі заліза додатковим лазерним обробленням.

Об'єктом дослідження були плазмові покриття, напилені з порошків сплавів ВТН і ХТН. Хімічний і фазовий склад сплавів наведено в табл. 1.3.

Таблиця 1.3

Хімічний і фазовий склад евтектичних сплавів

Маркування сплавів	Вміст компонентів, % за масою							Фазовий склад		Твердість, НВ	Температура плавлення, К
	Cr	Ni	Ti	V	B	C	Fe	Матриця	Зміцнювальні сполуки		
ВТН	15,4	7,7	3,2	8,1	1,4	1,9	62,3	Х18Н9Т	TiB ₂ +VC	470	1460
ХТН	20,5	8,6	2,5	—	2,6	—	65,8		(Ti, Cr) B ₂	370	1490

Напилення здійснювали на зразки зі сталі Х18Н9Т, хімічний склад якої близький до складу матричної фази покриттів, що дозволило мінімізувати рівень додаткових залишкових напружень, які можуть виникати в системі «покриття—основа» під час напилення і лазерного оброблення. Лазерне оброблення здійснювали в середовищі захисного газу дискретними ділянками з діаметром фокусування лазерного променя 2,5...5 мм і площею оброблення від 15 % до 60 % від загальної площі покриття та смугами завширшки 2 мм і площею оброблення 100 %. Питома потужність лазерного випромінювання установлювалась виходячи з умови забезпечення лазерного модифікування покриттів у режимі оплавлення і в режимі циклічного нагрівання-охолодження (ТЦО-термоциклічне оброблення). У процесі ТЦО температура нагрівання поверхневого шару перевищувала температуру точки Ас₃ сталі, але була нижче температури плавлення. Згідно з діаграмою фазових рівноваг і металографічних досліджень, така температура не викликає помітних морфологічних змін в евтектичних кристалах фаз втілення. Водночас,

вона може впливати на розпад металевої основи матричної фази, а також дифузійні процеси в зоні «покриття—основа» [171].

Попередніми дослідженнями встановлено, що кількість циклів ТЦО повинна бути такою, щоб, з одного боку, забезпечити більш повний розпад білих шарів структури вихідного плазмено-напиленого покриття з виділенням у ньому дисперсних фаз втілення, з іншого, не викликати знеміцнення матеріалу основи. Експериментальним шляхом встановлено, що для досліджуваних систем оптимальний режим ТЦО становить 4–6 термоциклів.

Трибо-технічні випробування на зношування показали, що для досліджуваних варіантів покриттів і варіантів їх лазерного оброблення існує оптимальне співвідношення площ лазерно-модифікованої поверхні і вихідної поверхні покриття, яке залежить від умов фрикційно-контактного навантаження. В табл. 1.4 наведено результати випробувань з оцінювання зносостійкості в умовах фретинг-корозії лазерно-модифікованих покриттів досліджуваних систем з попередньо оптимізованою площею оброблення порівняно з їх вихідним станом, сформованим у процесі плазмового напилювання.

Таблиця 1.4

Результати порівняльних випробувань з оцінювання зносостійкості лазерно-модифікованих плазмено-напилених покриттів із композиційних евтектичних сплавів

Номер з/п	Спосіб формування	Показник відносної зносостійкості*
ВТН		
1	Плазмове напилення (вихідний стан)	1
2	Лазерне оплавлення суцільне	1,95
3	Лазерне оплавлення дискретне	2,2
ХТН		
1	Плазмове напилення (вихідний стан)	1
2	Лазерне оплавлення дискретне	2,1
3	Лазерна термоциклічна обробка	1,85

* Умови випробування: $A = 250$ мкм; $P = 19,8$ МПа; $v = 25$ Гц; $T = 293$ К; $N = 5 \cdot 10^5$ цикл. Контртіло — сталь 45 загартована.

Як видно зі співставлення показників відносної зносостійкості (табл. 1.4), найбільш висока стійкість до зношування досягається в результаті дискретного точкового лазерного оплавлення з оптимальною площею і розташуванням оплавлених дискретних ділянок. Зносостійкість дискретно оплавлених покриттів зростає більш ніж удвічі порівняно з вихідним станом. Позитивний ефект за такого способу оброблення досягається завдяки формуванню диференційованої градієнтної у напрямку дії сил тертя струк-

тури: перекристалізованих оплавлених ділянок із ствобчастою дендритною структурою, близькою до структури литого евтектичного сплаву, дільниць із вихідною структурою, сформованою в процесі плазмового напилення і деякої перехідної зони термічного впливу. Очевидно, що така структура поєднує такі позитивні у трибологічному відношенні властивості, як висока міцність і несуча здатність оплавлених дільниць із достатньо високою твердістю і корозійною стійкістю так званих білих шарів у структурі вихідного неоплавленого плазмового покриття [174].

Металофізичними дослідженнями встановлено [171; 173], що модифікування лазерним опалвленням покриттів з евтектичних сплавів ВТН і ХТН на сталях аустенітного класу не спричиняють істотних змін структури приповерхневих шарів сталі.

Водночас, лазерне опалвлення покриттів, нанесених на деталі з конструкційних сплавів, підданих термічному обробленню чи обробленню методом ППД, унаслідок значного теплового впливу буде призводити до небажаних змін фізико-механічних властивостей матеріалу основи. При цьому значною мірою може також втрачатися сприятливий у трибологічному відношенні нерівноважний стан окремих структурних складових покриття [171; 174]. За цих умов ефективним методом, здатним забезпечити як підвищення триботехнічних властивостей досліджуваних покриттів, так і зберегти необхідний рівень фізико-механічних властивостей матеріалу основи, може стати дискретне лазерне оброблення в режимі термоцикування.

У процесі ТЦО відбувається розпад твердих білих шарів вихідної плазмено-напиленої структури покриття з одночасним збільшенням ділянок більш пластичної евтектичної фази. Такий конгломерат структур, на відміну від структур, утворених при лазерному опалвленні, збільшує здатність матеріалу покриття до утворення вторинних захисних оксидних трибоплівків, що позитивно вплине на антифрикційні властивості і зносостійкість трибосистеми загалом.

Таким чином, модифікування дискретним лазерним обробленням плазмових покриттів з евтектичних сплавів на основі заліза з тугоплавкими сполуками втілення дає можливість шляхом зміни структурного стану покриттів керувати їх триботехнічними властивостями. При цьому відносно зносостійкості більший ефект досягається лазерним обробленням у режимі опалвлення. Щодо мінімізації негативного теплового впливу на матеріал основи і підвищення антифрикційності трибосистеми більш ефективною буде лазерне оброблення в режимі термоцикування.

Відомо, що традиційний підхід до формування ГТН-покриттів у вигляді суцільного шару не завжди забезпечує їх достатню об'ємну міцність і несучу здатність навіть за відносно невеликих контактних навантажень і оптимального поєднання фізико-механічних властивостей матеріалу основи і покриття. З цієї причини застосування покриттів

суцільної структури обмежують як рівнем діючих експлуатаційних навантажень, так і граничною товщиною нанесеного шару.

Для підвищення граничного стану ГТН-покриттів за критерієм адгезійно-когезійної міцності і несучої здатності перспективним є нанесення дискретних покриттів із преривчасто-фрагментованим шаром. Фрагментовано-дискретна структура покриття зменшує концентрацію напружень від контактних навантажень, обмежує процеси утворення і розвитку тріщин границями окремих дискретних ділянок, підвищує рівень гранично допустимої деформації основи без руйнування покриття [169; 175]. Одночасно шляхом заповнення у певний спосіб порожнин дискретної поверхні спеціальними речовинами можна додатково керувати триботехнічними властивостями і напружено-деформованим станом покриття.

Зазначений принцип покладено в основу розроблення комбінованого методу формування захисних покриттів газотермічним напилюванням, який включає попереднє нанесення покриття дискретної структури з наступною інфільтрацією водною суспензією 85 % об. фторопласту +15 % об. порошка графіту марки ГК-1.

Дискретна основа покриттів формувалась методом плазмено-дугового напилення через сітчастий екран. Як матеріал покриттів використовували порошок композиційного сплаву ВКНА на нікелевій основі і порошок бронзи БрА-7. На сформовану дискретну основу наносили фторопластово-графітну суспензію, після чого проводилось просушування за температури приблизно 323 К і спікання фторопластово-графітної суміші за температури 633...643 К протягом 30 хв. Загальний вигляд сформованої у зазначений спосіб дискретної основи і конструктивна схема комбінованого покриття показані на рис. 1.8 та рис. 1.9 відповідно.

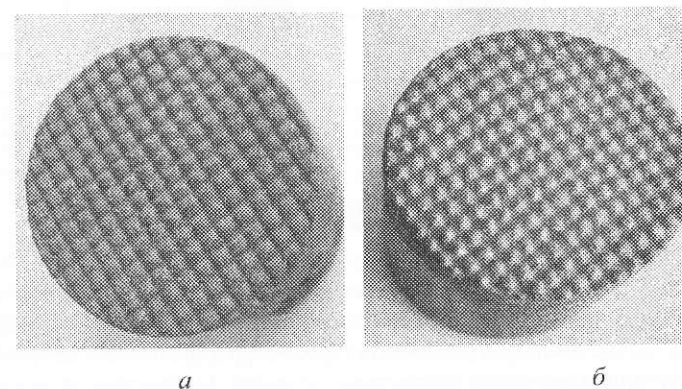


Рис. 1.8. Загальний вигляд зразків з дискретно-фрагментованим ГТН-покриттям, сформованим плазмено-дуговим напилюванням. Матеріал покриття: *a* — сплав ВКНА; *б* — бронза БрА-7

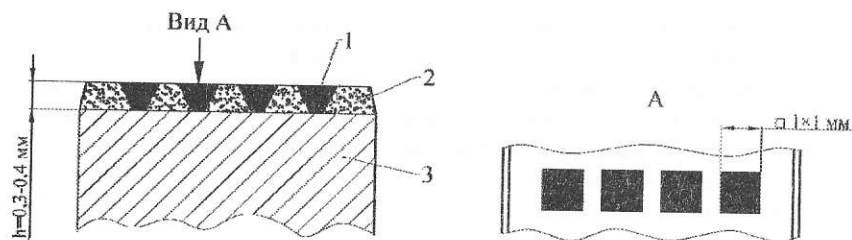


Рис. 1.9. Конструктивна схема покриття, сформованого комбінованим методом: 1 — дискретно-фрагментований шар покриття; 2 — фторопластово-графітний заповнювач; 3 — матеріал основи

На рис. 1.10 наведені результати порівняльних випробувань на зношування в умовах фретинг-корозії покриттів ВКНА і БрА-7, напилених плазмено-дуговим методом суцільним шаром, і таких самих покриттів з дискретно-фрагментованою структурою, сформованих комбінованим методом за схемою, показаною на рис. 1.9.

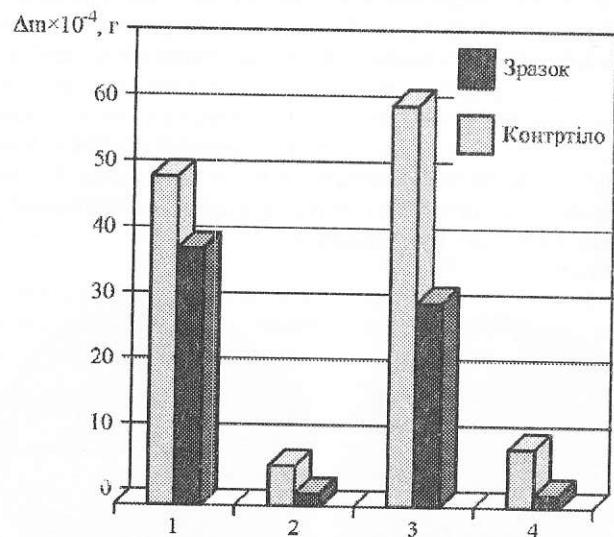


Рис. 1.10. Порівняльна діаграма величин зносу зразків з покриттями і контртіл при випробуванні на зношування в умовах фретинг-корозії: 1, 3 — суцільне покриття; 2, 4 — дискретно-фрагментоване покриття з фторопластово-графітовим заповнювачем. Плазмено-дугове напилення сплавом ВКНА (1, 2) і бронзою БрА-7 (3, 4).
Умови випробувань: $A = 125$ мкм; $P = 19,8$ МПа; $v = 25$ Гц; $N = 5 \cdot 10^5$ цикл. Контртіло — сталь 45 загартована

Як видно з отриманих результатів, за прийнятих умов фретингу знос дискретно-фрагментованих покриттів ВКНА і БрА-7 з фторопластово-графітним заповнювачем відповідно у 8 і 6 разів менший порівняно зі зносом покриттів ВКНА і БрА-7, напилених суцільним шаром. При цьому в парі з дискретно-фрагментованими покриттями спостерігається суттєве зменшення зносу контртіла.

У ході випробувань для досліджуваних варіантів пар тертя проводились також реєстрація і контроль за зміною моменту тертя, будувались графіки залежності коефіцієнта тертя від кількості циклів фретингу. За цими результатами визначались такі триботехнічні характеристики, як величина максимального коефіцієнта тертя на стадії припрацювання, тривалість стадії припрацювання, величина коефіцієнта тертя на усталеній стадії тертя. Отримані дані, наведені в табл. 1.5, свідчать, що комбіновані покриття з дискретною основою ВКНА і БрА-7 характеризуються відповідно у 3,9 та 3,1 рази меншими значеннями коефіцієнта тертя на стадії припрацювання і відповідно 3,5 та 3,6 рази меншим коефіцієнтом тертя на усталеній стадії тертя.

Таблиця 1.5

Триботехнічні характеристики досліджуваних варіантів покриттів у парі зі сталлю 45

№	Покриття	Величина максимального коефіцієнта тертя на стадії припрацювання, f_{\max}	Тривалість стадії припрацювання, $N_{\text{пр}} \cdot 10^4$ цикл	Величина коефіцієнта тертя на усталеній стадії тертя, $f_{\text{ст}}$
Покриття з суцільним шаром				
1	ВКНА	0,7	12–14	0,28
2	БрА-7	0,68	10–12	0,32
Дискретні покриття із фторопласто-графітовим заповнювачем				
1	ВКНА	0,18	1,5–2,0	0,08
2	БрА-7	0,22	5,5–6,0	0,09

При цьому, порівняно з покриттями ВКНА і БрА-7, напиленими у вигляді суцільного шару, пари тертя «комбіноване дискретне покриття–сталь 45» характеризуються значно меншою тривалістю періоду припрацювання.

Як видно з характеру топографії робочої поверхні зразків (рис. 1.11), у досліджуваних парах тертя з дискретним комбінованим покриттям процеси фрикційно-контактної взаємодії локалізуються на ділянках фрагментів сформованої плазмовим напиленням дискретної основи, які несуть основні діючі на трибосистему контактні навантаження.

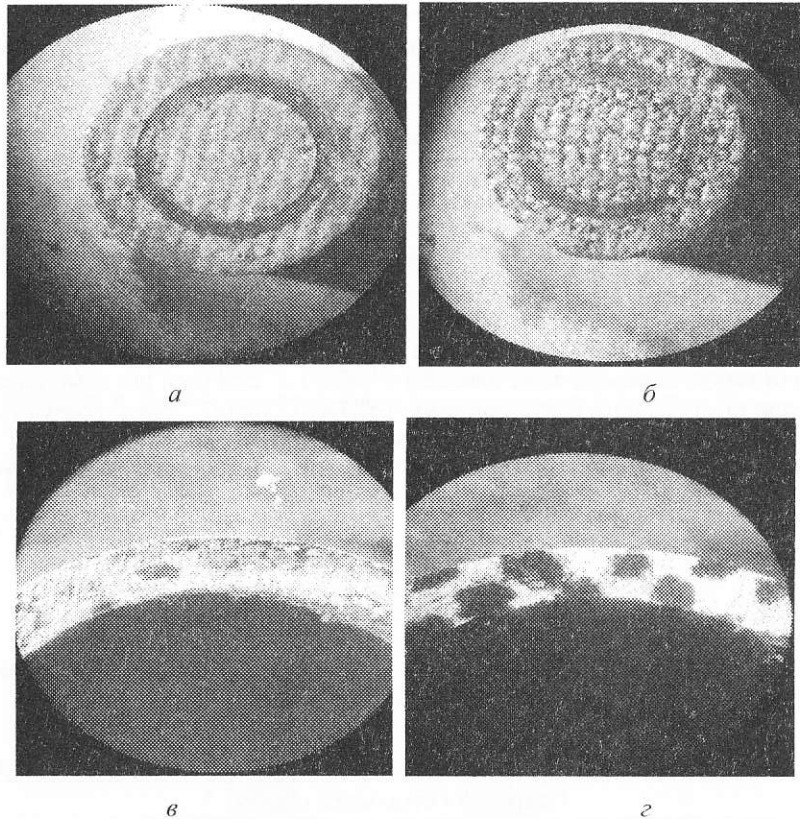


Рис. 1.11. Топографія поверхні тертя зразків (а, б) і контртіл (в, з) після випробування на зношування в умовах фретинг-корозії: а, б — відповідно плазмове дискретно-фрагментоване покриття ВКНА і БрА-7 з фторопласто-графітовим заповнювачем; в, з — контртіло — сталь 45 загартована. Умови випробувань: $A = 125$ мкм; $P = 19,8$ МПа; $\nu = 30$ Гц; $T = 293$ К; $N = 5 \cdot 10^5$ цикл; в; г — X16.

У площині фрикційного контакту дискретні ділянки плазменого покриття чергуються з ділянками, заповненими твердомасильною фторопласто-графітовою речовиною. Очевидно, що при відносному ковзанні елементів трибопари така конструктивна схема комбінованого покриття буде забезпечувати постійне підведення в зону контакту твердого мастильного матеріалу за принципом ротопринтного мащення [176; 177].

Таким чином, формування методами газотермічного напилювання покриттів переривчастої дискретно-фрагментованої структури з наступною інфільтрацією твердомасильними речовинами, з одного боку, за-

безпечує зниження інтенсивності зношування елементів трибопари за рахунок зменшення рівня фрикційного навантаження ділянок фактичного контакту від дії сил тертя. З іншого боку, принцип дискретної структури з оптимальною конфігурацією і розмірами дискретних ділянок дозволяє підвищити граничний стан системи «покриття-основа» за критеріями адгезійно-когезійної міцності покриття і критичної деформації основи.

Необхідна для заданого поєднання матеріалів основи і покриття та зовнішніх силових умов роботи деталі конструктивна схема дискретного композиційного покриття може бути визначена розрахунковим методом. Розрахунок виконується на базі моделі, яка описує напружено-деформований стан покриття від дії залишкових напружень у покритті, напружень від механічних навантажень і напружень, що виникають під дією температурного градієнта.

Вважаючи, що граничний стан системи «основа-покриття» визначається когезійною міцністю $\sigma_{\text{ког}} = E_{\text{кр}} E_{\text{п}}$, яка розподілена в покритті за нормальним законом із стандартним відхиленням $0,1\sigma_{\text{ког}}$, величина критичного кроку тріщин у суцільному покритті може бути розрахована за формулою [178; 179]:

$$C_{\text{п}} = \frac{1}{K} \ln \left(0,1 + \frac{\sigma_{\text{п}}^T + \sigma_{\text{п}}^{\text{зал}}}{E_{\text{кр}} E_{\text{п}}} \cdot \left(1 + \frac{E_{\text{п}} \cdot h_{\text{п}}}{E_0 H_0} \right) \right), \quad (1.1)$$

де $E_{\text{кр}}$ — критична деформація основи, за перевищенням якої починається когезійне руйнування покриття; H_0 — напівтовщина основи; $h_{\text{п}}$ — товщина покриття; E_0 ; $E_{\text{п}}$ — модулі пружності матеріалів основи і покриття; K — коефіцієнт, який залежить від модулів пружності матеріалів основи і покриття; $\sigma_{\text{п}}^T$ — напруження в покритті, що виникають під дією температурного градієнта; $\sigma_{\text{п}}^{\text{зал}}$ — залишкові напруження в покритті.

Визначивши за формулою (1.1) критичний розмір тріщин, максимальний приведений розмір окремої дискретно-фрагментованої ділянки дискретного покриття визначається зі співвідношення:

$$D_{\text{max}} \leq C_{\text{п}}. \quad (1.2)$$

Потенційно високою зносостійкістю володіють тверді тонкоплівкові покриття з нітридів, карбідів, оксидів металів TiN, TiC, CrN, Al₂O₃, які отримують методами хімічного (CVD) і фізичного (PVD) осаджування у вакуумі. Суттєвим недоліком цих покриттів, що обмежує їх застосування, є розтріскування і відшарування при високих контактних навантаженнях у умовах експлуатації та значна залежність стійкості їх до контактного руйнування від товщини покриття і твердості матеріалу основи [180–182].

Відомий спосіб підвищення контактної-втомної довговічності твердих тонкоплівких покриттів, які наносяться на металеві підкладки іонно-плазмовим напиленням, попереднім обробленням поверхні металевого виробу шляхом інтенсивного пластичного деформування методом ультразвукового ударного оброблення [183]. Такий процес здійснюється без нагрівання поверхні металевого виробу і дозволяє створювати методами CVD і PVD покриття з підвищеною контактної-втомною міцністю, у тому числі на поверхні металів з невеликою твердістю. Але недостатня товщина і відносно невеликий ступінь збільшення твердості наклепаного шару не дозволяє забезпечити високу контактну міцність робочої тертьової поверхні деталей у важко навантажених вузлах тертя. У зв'язку із цим проводились дослідження з пошуку більш ефективного способу зміцнення поверхні металу з метою отримання методом вакуумно-катодного осаджування твердих зносостійких покриттів з підвищеним опором контактної-втомному руйнуванню.

Поставлене завдання вирішувалось так, що попередню підготовку поверхні металу здійснювали шляхом зміцнення поверхневим пластичним деформуванням, яке виконувалось прокочуванням під навантаженням по поверхні зразка кулі зі сталі ШХ-15 діаметром 5 мм. Дослідження проводилось на зразках із титанового сплаву ВТЗ-1. Деформування виконувалось дискретно за схемою, наведеною на рис. 1.12, *а*, та за схемою сітчасто-стілєникового типу (рис. 1.12, *б*) з відстанню між зміцненими ділянками 1–3 мм. Зусилля обкочування становило 196 Н, 588 Н і 980 Н.

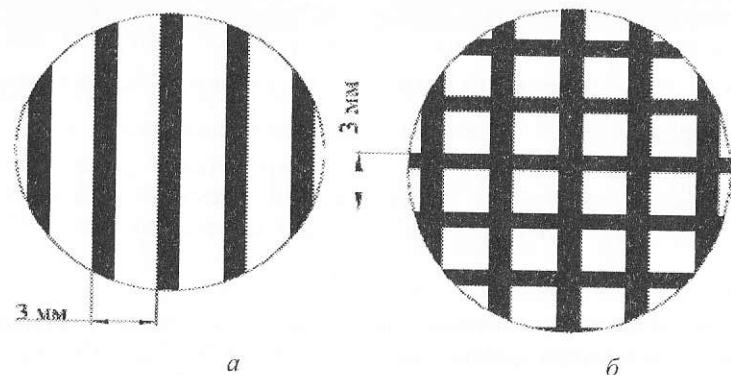


Рис. 1.12. Схеми зміцнення поверхні зразків:

а — однонаправленого типу; *б* — сітчасто-стілєникового типу

У табл. 1.6 наведено значення мікротвердості і ступеня зміцнення у зазначений спосіб поверхні зразків сплаву ВТЗ-1.

Таблиця 1.6

Вплив оброблення на зміцнення поверхневого шару титанового сплаву ВТЗ-1

Вид обробки	Мікротвердість поверхні, ГПа	Глибина наклепаного шару, мм	Ступінь наклепу, %
Ультразвукова ударна обробка (прототип)	2,8	180–200	12,5
Поверхнєве пластичне деформування кулькою (корисна модель) при зусиллі обкочування Р			
196 Н	3,35	120–150	11,7
	3,50	120–160	12,2
588 Н	3,60	350–400	20,0
	3,80	370–420	22,5
980 Н	3,75	550–600	25,0
	3,95	570–680	27,5

Примітка. Чисельник—схема зміцнення однонаправленого типу; знаменник — схема зміцнення сітчасто-стілєникового типу.

Як видно з отриманих даних (табл. 1.6), поверхнєве пластичне деформування прокочуванням кулькою більш інтенсивно зміцнює поверхню титанового сплаву ніж ультразвукове оброблення. При цьому більший ефект зміцнення поверхневого шару досягається деформуванням кулькою за схемою сітєникового типу. На зразки зі зміцненою із зусиллям обкочування $P = 588$ Н поверхню способом вакуумно-катодного розпилювання наносили покриття нітриду титану (TiN). Товщина покриття становила 6–8 мкм, мікротвердість $H_v \sim 23$ ГПа.

Зразки з покриттями випробували на контактну втому і зносостійкість в умовах фретинг-корозії. Результати випробувань наведено у табл. 1.7.

Результати випробувань на контактну втому при циклічному навантаженні кулькою за напружень у зоні контакту 1,50–1,70 ГПа показали, що кількість циклів до руйнування покриття, нанесеного на поверхню сплаву ВТЗ-1, попередньо зміцнену способом прокочування кульки, вища ніж при зміцненні ультразвуковим ударним обробленням. При цьому максимальну контактної-втомну міцність показали зразки, зміцнені за схемою сітєникового типу.

Таблиця 1.7

Контактна втомна міцність та інтенсивність зношування титанового сплаву ВТЗ-1 з нітридним покриттям залежно від попередньої обробки його поверхні пластичним деформуванням

Вид оброблення	Кількість циклів до руйнування, $N \cdot 10^6$	Інтенсивність зношування, цикл/мкм
Ультразвукове ударне оброблення (прототип)	0,5	$0,96 \cdot 10^5$
Поверхнєве пластичне деформування обкочуванням за схемами: одностороннього типу	0,5–0,6	$1,56 \cdot 10^5$
	0,6–0,7	$2 \cdot 10^5$

Інтенсивність зношування зразків у парі зі сталлю 45 загартованою ($HV \sim 5.9$ ГПа) визначалась на базі $N = 5 \cdot 10^5$ циклів фретингу за наступного режиму навантаження: $A = 125$ мкм; $P = 19,8$ МПа; $v = 25$ Гц; $T = 293$ К. Як видно з табл. 1.7, за таких умов максимальну зносостійкість мають покриття, нанесені на попередньо зміцнену поверхню за схемою стільникового типу. Інтенсивність зношування зразків, підготовлених за цим варіантом, у 1,6 рази менша, ніж зразків попередньо зміцнених ударним ультразвуковим обробленням.

Пропонована технологія зміцнення поверхні металевих виробів може бути використана для нанесення широкого класу надтвердих тонкоплівкових покриттів із нітридів, карбідів, оксидів металів, зокрема методом іонно-плазмового напилення.

Список використаних літературних джерел до розділу 1

1. Контактное взаимодействие сопряженных деталей ГТД / В. А. Богуслаев, Л. Й. Ивченко, А. Я. Качан, В. Ф. Мозговой. — Запорожье: Изд-во ОАО «Мотор Сич», 2009. — 328 с.
2. Кудрін А. П. Основні види зношування деталей вузлів тертя сучасної авіаційної техніки / А. П. Кудрін, О. В. Мельник // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. Вип. 48. — К.: НАУ-друк, 2007. — С. 24–38.
3. Шапкин В. Проблемы поддержания летной годности воздушных судов / В. Шапкин // Авиапанорама. — 2003. — № 5. — С. 24–26.
4. Бердник В. В. Проблемы забезпечення якості при виробництві авіаційної техніки / В. В. Бердник, В. Є. Марчук // Труды академії. — К.: НАУ, 2004. — № 55. — С. 259–268.

5. Голего Н. Л. Фреттинг-коррозия металлов / Н. Л. Голего, А. Я. Аляб'єв, В. В. Шевеля. — К.: Техніка, 1974. — 272 с.
6. Уотерхауз Р. Б. Фреттинг-коррозия / Р. Б. Уотерхауз — Л.: Машиностроение, 1974. — 272 с.
7. Шевеля В. В. Фреттинг-усталость металлов / В. В. Шевеля, Г. С. Калда. — Хмельницький: Поділля, 1998. — 299 с.
8. Дюкет Д. Коррозия и усталость при фреттинге / Д. Дюкет // В кн.: Обработка поверхности и надежность материалов. — М.: Мир, 1985. — С. 149–161.
9. Бронз Л. Д. Технология и обеспечение ресурса самолетов / Л. Д. Бронз. — М.: Машиностроение, 1986. — 184 с.
10. Современные технологии авиационного строения / под. ред. А. Г. Братухина, Ю. Л. Иванова. — М.: Машиностроение, 1999. — 832 с.
11. Шаняевский А. А. Безопасное усталостное разрушение элементов авиаконструкции / А. А. Шаняевский. — Уфа, 2003. — 802 с.
12. Механіка руйнування та міцність матеріалів: довідковий посібник / За заг. ред. В. В. Панасюка. Т. 9: Міцність і довговічність авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / О. П. Остап, В. М. Федірко, В. М. Уганін та інш. За ред. О. П. Остапа, В. М. Федірка. — Львів: Вид-во «Сполом», 2007. — 1068 с.
13. Eden E. V. The endurance of metals / E. V. Eden, W. N. Rose, F. L. Cunningham // Proc. Instn. Mech. Engrs. — 1911. — Vol. 4. — P. 839.
14. Tomlinson G. A. The rusting of steel surfaces in contact / G. A. Tomlinson // Proc. Roy. Soc. — 1927. — Ser. A. — № 115. — P. 1026.
15. Tomlinson G. A. An investigation of the fretting corrosion of closely fretting surfaces / G. A. Tomlinson, P. Z. Thorpe, N. I. Congh // Proc. J. Me. — 1939. — Vol. 141. — № 3. — P. 223–249.
16. Иванова В. С. Усталость металлов при контактном трении / В. С. Иванова, И. А. Одинг // Известия АН СССР Вып. 1.: ОТН. — 1957. — С. 95–102.
17. Иванова В. С. Усталость и хрупкость металлических материалов / В. С. Иванова. — М.: Наука, 1968. — 216 с.
18. Suh N. P. The Delamination Theory of Wear / N. P. Suh // Weer. — 1973. — Vol. 25. — № 1. — P. 111–124.
19. Поверхностная прочность материалов при трении / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский, А. К. Караулов и др. — К.: Техніка, 1976. — 296 с.
20. Шевеля В. С. Фреттинг-коррозия конструкционных металлов при повышенных температурах / В. В. Шевеля, А. В. Карасьов // Трение и износ. — 1982. — Т. 3. — № 2. — С. 256–263.
21. Milestone Wayne D. Fretting and fretting fatigue in metal-to-metal contacts / D. Milestone Waune // AIAA / ASME 11-th Stuct. Dyman Mater. Cons. — New York, 1970. — P. 86–93.

22. Духота А. И. Влияние фреттинг-коррозии на усталостную прочность титановых сплавов / А. И. Духота, М. В. Киндрачук, В. Ф. Лабунец // Труды международного colloquium «Механическая усталость металлов». — Изд-во Тернопольского Гос. Техн. ун-та им. Пулюя. — 2006. — С. 243–251.
23. Влияние фреттинг-коррозии на циклическую прочность авиационных материалов / В. В. Шевеля, В. А. Краля, Г. С. Калда, О. Г. Липко // Проблемы эксплуатации и надежности авиационной техники: сб. науч. тр. — К.: КМУГА. — 1998. — С. 17–20.
24. Филимонов Г. Н. Фреттинг в соединениях судовых деталей / Г. Н. Филимонов, Л. Т. Баладний. — Л.: Судостроение, 1973. — 296 с.
25. Повышение фреттингостойкости деталей грузовых автомобилей. В кн.: Долговечность трущихся деталей машин / Под ред. Д. Н. Гаркунова. — М.: Машиностроение, 1987. — 264 с.
26. Ковалевский В. В. Технологические методы управления фреттинг-процессами / В. В. Ковалевский, С. Г. Костогрыз. — К.: Знание, 1989. — 18 с.
27. Rolfer R. T. Fretting corrosion / R. T. Rolfer // Allen Enginmiring Review. — 1953. — Vol. 30. — P. 13–16.
28. Measures to counter fatigue failures in railway axles / W. W. Maxwell, B. R. Dubbley, A. B. Cleary, atc. // Proc. Instn. Mech. Engrs. — 1967. — Vol. 182. — № 1. — P. 89.
29. Phillips C. E. Fretting corrosion and fatigue failure / C. E. Phillips // Teknich Ukeblad. — 1958. — Vol. 105, № 13. — P. 281–286.
30. Степанов В. Н. Влияние природы контактирующих металлических материалов на циклическую прочность титанового сплава АТЗ в условиях фреттинг-коррозии // В. Н. Степанов, В. С. Терентьев // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 1963. — № 1.
31. Похмурский В. И. Влияние поверхностной энергии и энергии связи контактирующих материалов на фреттинг-усталость и долговечность соединений деталей машин / В. И. Похмурский, Я. Н. Сирак, Ю. Л. Белонога // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 1984. — Вып. 20, № 4. — С. 55–57.
32. Ревков Г. А. Мероприятия по устранению фреттинг-коррозии / Г. А. Ревков // Новое в тяжелом машиностроении. — 1957. — № 1. — С. 15–21.
33. Некоторые принципы разработки фреттингостойкой смазки / В. И. Похмурский, Ю. Л. Белонога, Я. Н. Сирак, Н. В. Герман // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 1985. — Вып. 21, № 6. — С. 85–86.
34. Маленков М. И. Конструкционные и смазочные материалы космических механизмов / М. И. Маленков, С. И. Каратушин, В. М. Тарасов. — Санкт-Петербург, Балт. гос. техн. ун-т, 2007. — 54 с.
35. Шевеля В. В. Развитие фреттинг-коррозии в условиях граничного трения / В. В. Шевеля, В. А. Кирилков, В. П. Федына // Проблемы трибологии. — 2007. — № 2. — С. 102–108.
36. Дацишин О. П. Розрахункові моделі механіки руйнування для оцінювання довговічності твердих тіл при їх циклічній контактній взаємодії: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня док. техн. наук: спец. 01.02.04. — механіка деформованого твердого тіла / О. П. Дацишин. — Львів, 2007. — 42 с.
37. Кудрявцев И. В. Влияние поверхностных обработок на возникновение и развитие трещин в титановом сплаве / И. В. Кудрявцев. // Труды ЦНИИТМАШ, Кн. 112. — М.: Машиностроения, 1976. — С. 236–247.
38. Шевеля В. В. Влияние поверхностного пластического деформирования на фреттинг-усталостную прочность металлов / В. В. Шевеля, Г. С. Калда, В. П. Олександренко // Динаміка, міцність і надійність сільськогосподарських машин; за ред. В. Т. Трощенко. — Тернопіль: ТДТУ, 2004. — С. 99–103.
39. Серебряков В. И. Повышение долговечности при фреттинг-усталости технологическими методами / В. И. Серебряков // Поверхностный слой, магнитные и эксплуатационные свойства деталей машин. — М., 1990. — С. 81.
40. Xianglin D. The effect of guench hardening on the fretting wear of medium carbon stel / D. Xianglin. // Wear. — 1988. — 123, № 4. — P. 77–85.
41. Изотов Е. Д. Повышение долговечности деталей несущей системы вертолетов, работающих в условиях фреттинг-коррозии, методом диффузионного хромирования / Е. Д. Изотов, Г. Н. Дубинин // Перспективные методы ремонта авиационной техники: Межвуз. сборник науч. трудов. — К.: КИИГА, 1981. — С. 127–135.
42. Yongging F. Friction and wear behavior of carbon nitide films diposited neasma nitride Ti-Gal-4V /F. Yougging// Wear.—2000.—237. — Iss. 1.— P.12–19.
43. Каплун В. Г. Дослідження зносостійкості титанового сплаву ВТ8 після низькотемпературного азотування в плазмі тліючого розряду / В. Г. Каплун, Н. С. Машовець, О. М. Маковкін // Проблеми трибології. — 2008. — № 4. — С. 84–88.
44. Федірко В. М. Підвищення зносостійкості титанових сплавів хіміко-термічною обробкою в азотовмісних середовищах / В. М. Федірко, І. М. Погрелюк // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 1994. — № 1. — С. 69–74.
45. Федірко В. М. Термодифузійне багатоконпонентне насичення титанових сплавів / В. М. Федірко, І. М. Погрелюк, О. І. Яськів. — К.: Наук. думка, 2009. — 165 с.

46. Ершов А. А. Эффективность различных методов повышения технологической и эксплуатационной антифрикционности титановых сплавов / А. А. Ершов, А. В. Никифоров, А. С. Пивоваров // Поверхн. слой и эксплуатационные свойства деталей машин и приборов. — М., 1984. — С. 120–123.
47. Клапків М. Д. Створення конверсійних оксидо-керамічних покриттів на цирконієвих і титанових сплавах / М. Д. Клапків, Н. Ю. Повстяна, Г. М. Никифорчин // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 2006. — № 2. — с 117–124
48. Технологическая инструкция по восстановлению деталей АТ / А. Я. Аляб'ев, В. А. Венидиктов, Г. А. Гельгар и др. — М.: ГосНИИГА, 1982. — 32 с.
49. Jones W. J. D. The fretting fatigue behaviour of mild steel with electroplated nickel alloys / W. J. D. Jones, G. M. C. Lee // Wear. 1983. — Vol. 71. — P. 233–240.
50. Wharton M. H. The fretting fatigue of mild steel with electroplated nickel and Ni — Co alloys with controlled internal stresses / M. H. Wharton // Wear. — 1981. 68, № 1 — P. 71–84.
51. Титановые сплавы в машиностроении / Б. Б. Чечулин, С. С. Ушков, И. Н. Разуваева, В. П. Гольдфайн. — Л.: Машиностроение, 1977. — 246 с.
52. Trofimov V. A. Metody uluchsheni podvizhnyh uzlov shassi? Vypolnennyh iz titanovyh splavov / V. A. Trofimov // Avsacionnye — Kosmicheskaja tehnika I tehnologsja. — 2001. — 24. — S. 143–150.
53. Tribotekhnicheski karakteristiki detonacionnyh pokrytij na titanovom splave VT-22 / M. V. Kindrachuk, Je. A. Kulgavyi, A. L. Shevchenko, A. P. Danilov // Problemi tertja ta znoshuvannja. — 2009. — № 51. — S. 112–123.
54. Погрелюк І. М. Вплив режиму обкочування під час деформаційно-дифузійної обробки на зносостійкість сплаву Вт-22 / І. М. Погрелюк, С. Є. Шайкін, С. М. Лаврись // Проблеми тертя та зношування. — 2017. — 1 (74). — С. 4–13.
55. Федоренко Б. Ф. Об одном методе снижения напряженного состояния, приводящего к повреждениям фреттинг-износом хвостовика рабочих лопаток ГТД / Б. Ф. Федоренко // Трибофатика: труды 4-го Міжнародного семінару з трибофатики: том 2 — Тернопіль: Тернопільський державний університет ім. І. Пулія, 2002. — С. 270–272.
56. Особенности разрушения межпазовых выступов дисков из титановых сплавов компрессоров ГТД при эксплуатации / В. А. Богуслаев, А. Я. Качан, Д. А. Долматов, В. А. Малютин // Технологические системы. — 203. — № 3. — С. 38–41.
57. Повышение фреттингостойкости деталей грузовых автомобилей // Долговечность трущихся деталей машин; под. ред. Д. Н. Гаркунова. — М.: Машиностроение, 1987. — 264 с.

58. The effects of molybdenum intermediate layers on the frictional properties of silver films for vacuum use / T. Nishioka, K. Sekine, K. Matsumoto etc. // International tribology conference. Yokohama (Synopsis). — Japanese Society of Tribologist. — 1995. — P. 161.
59. Friction and wear of electroplated silver-carbon composite / H. Shinohara, K. Taguchi, S. Tanata, K. Kuboyuma // International tribology conference. Yokohama (Synopsis). — Japanese Society of Tribologist. — 1995. — P. 161.
60. Твердосмазочные покрытия для машин и механизмов, работающих в экстремальных условиях / Е. П. Ковальов, М. Б. Игнат'єв, А. П. Семенов и др. // Трение и износ. — 2004. — Том 25, № 3. — С. 316–336.
61. Крылов К. А. Повышение износостойкости деталей самолетов / К. А. Крылов. — М.: Транспорт, 1974. — 144 с.
62. Пахотнов А. В. Повышение долговечности деталей, изготовленных из алюминиевых сплавов / А. В. Пахотнов, М. Г. Ключко, А. Д. Галушко. В кн.: Вопросы повышения надежности и долговечности деталей и узлов авиационной техники. — К.: РИО КИИГА. — 1969. — С. 68–71.
63. Муравкин О. Н. Защита металлических поверхностей от фреттинг-коррозии пластмассовыми пленками / О. Н. Муравкин, А. В. Рябченков, П. Н. Панафидин. — М.: ЦНИИТМАШ, 1959. — 247 с.
64. Иванова В. С. Влияние наиритовых покрытий на циклическую прочность образцов и деталей, подвергающихся действию фреттинг-коррозии / В. С. Иванова, М. Г. Вейцман — В кн.: Усталость металлов и сплавов — М.: Наука, 1971. — С. 103–108.
65. Евдокимов Ю. А. Фреттингостойкость композиционных фторпластмассовых покрытий / Ю. А. Евдокимов, К. К. Мороз, Т. В. Сухоленцева // Трение и износ. — 1981. — Т. 2, № 4. — С. 610–616.
66. Применение фторпластового электрофоретического покрытия для защиты титанового сплава ВТЗ-1 в условиях фреттинг-коррозии / М. Г. Вейцман, Л. Н. Колтунова, И. С. Коган и др. // Журнал прикладной химии. — 1980. — Т III, № 5. — С. 1013–1016.
67. Григорьянц А. Г. Исследование упрочнения титанового сплава ОТ-4 с помощью лазерного излучения / А. Г. Григорьянц // Поверхностные методы упрочнения металлов и сплавов в машиностроении. — М.: Знание, 1985. — С. 22–24.
68. Хетч Л. Методы поверхностной обработки высокопрочных сплавов с целью повышения их трещиностойкости: состояние и перспективы / Л. Хетч, Б. Рам. В кн.: Обработка поверхности и надежность материалов: пер. с англ. / под ред. Дж. Бурке, Ф. Вайса. — М., 1984. — С. 121–148.
69. Исследование влияния лазерного упрочнения на износостойкость титанового сплава ОТ 4–0 / Н. Л. Голего, В. П. Оноприенко, А. Ф. Романчук, О. П. Мельниченко // Трение и износ. — 1988. — Том 9, № 4. — С. 729–733.

70. Дубняков В. Н. Роль местастабильной структуры, полученной лазерной обработкой, в износостойкости контактирующих пар при виброперемещениях / В. Н. Дубняков // Трение и износ. — 1988. — Том. 9, № 6. — С. 1019–1027.
71. Мельник В. В. Исследование износостойкости в условиях фреттинг-коррозии конструкционных материалов при лазерном облучении: автореф. дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.04 — трение и износ / В. В. Мельник. — К.: КИИГА, 1985. — 22 с.
72. Муранов В. С. Износостойкость титановых сплавов с лазерной обработкой / В. С. Муранов, Е. А. Морозова // Научный журнал «Фундаментальные исследования». — 2007. — № 7.
73. Коваленко В. С. Упрочнение и легирование деталей машин лучом лазера / В. С. Коваленко, Л. Ф. Головка, В. С. Черненко. — К.: Техніка, 1990. — 192 с.
74. Ronen A. Friction — Reducing Surface Texturing in Reciprocating Automotive Components / A. Ronen, I. Etsion, Y. Kligerman // Tribol. Trans. — 2001. 44 (3). — P. 359–366.
75. Ryk G. Experimental Investigation of Laser Surface Texturing for Reciprocating Automotive Components / G. Ryk, Y. Kligerman, I. Etsion // Tribol. Trans. — 2002. 45 (4) — P. 444–449.
76. Laser Microstructuring of Steel Surfaces for Tribological Applications / G. Dumitru, V. Romano, H. P. Weber and other // Appl. Phys. A: Mater. Sci. Process. — 2000. 70. — P. 485–487.
77. The Effect of Laser Texturing of Steel Surfaces and Speed — Load Parameters on the Transition of Lubrication Regime from Boundary to Hydrodynamic / A. Kovalchenko, O. Ajayi, A. Erdermir, and other // Tribol. Trans. — 2004. 47 (2) — P. 299–307.
78. Varenberg M. Different Aspects of the Role of Wear Debris in Fretting Wear / M. Varenberg, G. Halperin, I. Etsion // Wear. 2002. 252. — P. 902–910.
79. Vochok A. The Effect of Surface Regular Micro — Topography on Fretting Fatigue Life / A. Vochok, G. Halperin, I. Etsion // Wear. — 2002. 253. — P. 509–515.
80. Белянин П. Н. Перспективы применения лазерной технологии в авиационной промышленности / П. Н. Белянин, В. В. Блинов // Авиационная промышленность — 1991. № — С. 3–4.
81. Спиридонов Н. В. Влияние лазерного нагрева на износостойкость композиционных покрытий / Н. В. Спиридонов, М. А. Кардаполова, О. Г. Девойко. // Трение и износ. — 1988. — Том. 9 № 1. — С. 60–66.
82. Becker R. Nachbehandlung von Spitzschichten durch Hochbestrahlungslaser / R. Becker, G. Sepold. // «Metallober-flaehe.» — 1987. Том 41, № 7–С. 320–332.
83. Londa Y. Laser processing of high-chromium nickel — chromium coating deposited by various thermal spraying methods / Y. Londa, M. Takemoto // Corrosion (USA). — 1994. Том. 50, № 11. — С. 827–839.
84. Спиридонов Н. В. Влияние лазерной обработки на структуру и триботехнические свойства плазменных покрытий из самофлюсующихся сплавов / Н. В. Спиридонов, В. А. Протасевич, Т. И. Самодеева // Порошковая металлургия. — 1988. № 1 — С. 11–14.
85. Физические основы лазерной и ультразвуковой обработки газотермических покрытий / В. А. Климонов, В. П. Безбородов, Н. Н. Привотов, Е. А. Ковалевский // Тез. Науч.-практ. конф., Минск., 5–6 июня, 1990. — Минск, 1990. — С. 8–9.
86. Самсонов Г. В. Электроискровое легирование металлических поверхностей / Г. В. Самсонов, А. Д. Верхотуров, Г. А. Бовкун. — К.: Наук. думка, 1976. — 220 с.
87. Гатлевич А. Е. Электроискровое легирование металлических поверхностей / А. Е. Гатлевич, В. В. Михайлов, Н. Я. Парнанский. — Кишинёв: Штиинца, 1985–120 с.
88. Лазерное электроискровое упрочнение / В. С. Коваленко, А. Д. Верхотуров, Л. Ф. Головка И. А. Подчернява. — М.: Наука, 1986. — 310 с.
89. Износостойкие электроискровые металлические и интерметаллидные покрытия на сплаве титана / Б. Р. Лазаренко, Ю. Г. Ткаченко, В. В. Михайлов и др. // Электронная обработка металлов. — 1978. — № 2. — С. 25–28.
90. Характеристика трения сплава титана, упрочненного методом электроискрового легирования тугоплавкими карбидами / Ю. Г. Ткаченко И. Н. Горбитое, Д. З. Юрченко, В. В. Михайлов // Электронная обработка металлов 1977. — № 5. С. 35–37.
91. Шалапко Ю. И. Лазерная обработка электроискровых покрытий для обеспечения фреттигостойкости / Ю. И. Шалапко, В. Г. Каплун, В. В. Гончар // Весник двигателестроения. 2002. — № 4. С. 17–25.
92. Физико-химическая модель формирования износостойких покрытий на алюминиевых сплавах при электроискровом массопереносе композиционной керамики / Д. В. Юрченко, И. А. Подчерняева, А. Д. Панасюк, О. Н. Григорьев // Порошковая металлургия. — 2006. № 1/2. С. 51–58.
93. Donnet C. Historical developments and new trends tribological and solid lubricant coatings / C. Donnet, A. Erdemir // Surface and coatings technology. — 2007. — vol. 180. — P. 76–84.
94. Prasad S. V. Friction behavior of pulsed laser deposited tungstendisulphide films / S. V. Prasad, I. S. Zabinski, N. T. McDevitt // Tribology Transaction. — 1995 (38). — № 1 С. 57–62.
95. Prasad S. V. Friction characteristics of tungsted disulphide — zinc oxide nanocomposite films // S. V. Prasad, N. T. McDevitt, I. S. Zabinski // World tribology congress. Abstract of Papers. — London. — 1997. — P. 77.
96. Газотермические покрытия из порошковых материалов: справочник / Ю. С. Борисов, Ю. А. Харламов, С. Л. Сидоренко, Е. П. Ардатовская. — К.: Наук. думка, 1987. — 544 с.

97. Борисов Ю. С. Плазменные порошковые покрытия / Ю. С. Борисов, А. Л. Борисова. — К.: Техніка, 1986. — 223 с.
98. Бартнев С. С. Детонационные покрытия в машиностроении / С. С. Бартнев, Ю. П. Федько, А. И. Григорьев, — Л.: Машиностроение, 1982. — С. 62.
99. Нанесение покрытий плазмой / В. В. Кудинов, П. Ю. Пекшев, В. Е. Белашенко и др. — М.: Наука, 1990. — С. 408.
100. Хасуй А. Техника напыления / А. Хасуй. — М.: Машиностроение, 1975. — 288 с.
101. Богуслаев В. А. Характеристики и применение напыления газотермических покрытий на деталях авиадвигателей и технологического оснащения / В. А. Богуслаев // Сучасне машинобудування. — 2000. № 3–4 (5–6). — С. 28–34.
102. Богуслаев В. А. Перспективы развития метода детонационного нанесения покрытий / В. А. Богуслаев, А. И. Долматов, С. В. Сергеев. // Технологические системы. — 2001. № 4. — С. 5–9.
103. Туник А. Ю. Газотермические покрытия, содержащие твердые смазки, для работы в условиях сухого трения и повышенных температур / А. Ю. Туник // Автоматическая сварка. — 2002. — № 8. — С. 27–30.
104. Ляшенко Б. А. Упрочняющие покрытия дискретной структуры / Б. А. Ляшенко, А. Я. Мошович, А. И. Долманов // Технологические системы. — 2001. — № 4 — С. 17–24.
105. Киндрачук М. В. Жароизносостойкие покрытия (содержащие в своем составе скандий), напыленные газотермическими методами / М. В. Киндрачук, Е. К. Фень, В. Н. Пащенко // Проблемы трения та зношування. — 2014 № 3 (64). — С. 83–87.
106. Щепетов В. В. Повышение износостойкости детонационных покрытий путем оптимизации режимов напыления // Трение и износ. 1999. — Т. 11. — № . — С. 844–848.
107. Математичне моделювання впливу технологічних і експлуатаційних факторів на формування покриттів / В. В. Щепетов, В. Д. Гулевец, С. М. Лапач та ін. // Проблеми трения та зношування: наук.-техн.. зб. — К.: НАУ, 2006. — ВИП. 46 — С. 176–184.
108. Пашечко М. И. Формирование и фрикционно-контактная стойкость эвтектических покрытий / М. И. Пашечко, В. В. Голубец, М. В. Чернец. — К.: Наук. думка, 1993. — 344 с.
109. Ильинский И. И. Оптимальные и граничные условия фреттингостойкости детонационных покрытий на основе карбида вольфрама / И. И. Ильинский, А. И. Духота, В. В. Сергеев // Трение и износ. — Т. II — № 6. — С. 850–855.
110. Технологическая инструкция по применению износостойкости газотермических покрытий для восстановления деталей авиатехники / А. Я. Алябьев, В. А. Венедиктов, Г. Н. Гельгар, А. И. Духота и др. — М.: ГосНИИГА, 1983. — 56 с.
111. Хімко А. М. Підвищення зносостійкості деталей з титанових сплавів плазовими покриттями: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.04 тертя та зношування машинах / А. М. Хімко. — К.: НАУ, 2008. — 20 с.
112. Оптимизация технологии нанесения покрытий по критериям прочности и износостойкости / Б. А. Ляшенко, Е. К. Соловых, В. И. Мирненко и др.: под ред. В. В. Харченко. — К.: Ин-т пробл. прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, 2010. — 193 с.
113. Свойства защитных Ni-Cr покрытий после duplexной обработки / А. Д. Погребняк, С. Н. Братушка, Н. К. Ердьбаева и др. // ФХОМ. — 2007. — № 6. — С. 37–47.
114. Формування покриттів триботехнічного призначення комбінованою лазерно-хіміко-термічною обробкою / А. О. Корнієнко, М. С. Яхья, Н. В. Ішук та ін. // Проблеми трения та зношування: наук. — техн. зб. — К.: НАУ, 2008. — Вип. 49. — Т. 2. — С. 61–65.
115. Дискретне зміщення та зносостійкість циліндричних трибосистем ковзання / О. В. Диха, Р. В. Сорокатий, С. Ф. Пасонський, М. О. Диха. — Хмельницький. — ХНУ, 2016. — 197 с.
116. Лопата Л. А. Разработка технологии нанесения износостойких порошковых покрытий электроконтактным припеканием с силовым активированным сдвигом: автореф. дис. на соискание науч. ступеня. канд. техн. наук/ Л. А. Лопата. — Минск, 1987. — 21 с.
117. Saka A. The Role of Tribology in Electrical Contact Phenomena / A. Saka, M. J. Lio, N. P. Suh // Wear. — 1984. 100. — P. 77–105.
118. Wang X., Kato K. Improving The anti-seizure ability of SiC seal in water with RIE texturing /X. Wang, K. Kato//Tribology Letters. — 2003. — N 14. — P. 275–280.
119. Венцель С. В. Применение смазочных масел в двигателях внутреннего сгорания / Венцель С. В. — М.: Химия, 1979. — 240 с.
120. Etsion I. State of the art in laser surface texturing /I. Etsios// 7th Biennial conference on Engineering systems design and analysis. July 19–22. — 2004. — Manchester, United Kingdom. — P. 1–9.
121. 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.
122. The Effect of Laser Texturing of SiC Surface on the Critical Load for the Transition of Water Lubrication Mode from Hydrodynamic to Mixed /

- X. Wang, K. Kato., K. Adachi, K. Aizawa // Tribol. Int. — 2001. 34 (10). — P. 703–711.
123. Etsion I. A Model for Mechanical Seals with Regular Microsurface Structure / I. Etsion, L. Burstein // Tribol. Trans. — 1996. 39 (3). — P. 677–683.
124. Etsion I. Increasing Mechanical Seal Life with Laser-Textured Seal Faces / I. Etsion, G. Halperin, Y. Greenberg: 15th International Conference On Fluid Sealing BHR Group, Maastricht. — 1997. — P. 3–11.
125. Etsion I. Analytical and Experimental Investigation of Laser-Textured Mechanical Seal Faces / I. Etsion, Y. Kligerman, G. Halperin // Tribol. Trans. — 1999. 42. — P. 511–516.
126. Etsion I. Improving Tribological Performance of Mechanical Seals by Laser Surface Texturing / I. Etsion // Proceedings of the 17th International Pump Users Symposium. — 2000. — P. 17–22.
127. Кузьменко А. Г. Дослідження ефективності профілю змашувальної канавки / А. Г. Кузьменко, О. П. Бабак, О. А. Пасічник // Проблеми трибології. — 2007. — № 3. — С. 3–5.
128. Ляшенко Б. А. Упрочняющие покрытия дискретной структуры / Б. А. Ляшенко, А. Я. Мовшович, А. И. Долматов // Технологические системы. — 2001. — № 4. — С. 17–25.
129. Упрочнение поверхности металлов покрытиями дискретной структуры с повышенной адгезионной и когезионной прочностью / 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).
130. Восстановление деталей машин дифференциальными покрытиями дискретной структуры / Б. А. Ляшенко, О. А. Розенберг, В. В. Ермолаев, В. И. Мирненко // Тяжелое машиностроение. — 2001. — № 2. — С. 21–23.
131. Дискретні покриття на різальному інструменті / В. С. Антонюк, О. Б. Сорока, Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковський // Проблеми прочности. — 2007. — № 1. — С. 138–143.
132. Марчук В. С. Відновлення зношених деталей авіаційної техніки захисними покриттями / В. С. Марчук // Проблеми тертя та зношування: Наук.-техн. зб. — К.: НАУ, 2006. — Вип. 45. — С. 141–150.
133. Износостойкость керамических режущих инструментов на основе нитрида кремния со сплошными и дискретными нитрид титановыми покрытиями / Г. Г. Гнесин, Б. А. Ляшенко, С. Н. Фоменко, А. В. Рутковский А. В. // Порошковая металлургия. — 1997. — № 11–12. — С. 93–97.
134. Поверхнєве зміцнення сталей нанесенням дискретних азотованих шарів / М. В. Кіндрачук, М. С. Яхья, О. В. Герасимова, Н. В. Ішук // Технологічні системи. — 2007. — № 2. — С. 55–58.
135. Семенов Я. С. Технология повышения износостойкости материалов, подверженных сколу при трении / Я. С. Семенов, М. П. Лебедев // Трение и износ. — 2006 (27). — № 3. — С. 309–312.
136. Кіндрачук М. В. Триботехнічні властивості плазмових покриттів з дискретною структурою / М. В. Кіндрачук., Н. В. Ішук, В. В. Пастернак // Проблеми трибології. — 2003. — № 1. — С. 75–81.
137. Фальц К. Рациональные смазочные канавки в подшипниках / К. Фальц. — М.; Л.: Госиздат, 1929. — 61 с.
138. Шнейдер Ю. Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулируемым микрорельефом / Шнейдер Ю. Г. — Л.: Машиностроение, 1982. — 248 с.
139. 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.
140. Шнейдер Ю. Г. Образование регулярного микрорельефа на деталях и их эксплуатационные свойства / Ю. Г. Шнейдер. — М.: Машиностроение, 1972. — 150 с.
141. Шнейдер Ю. Г. Регуляризация микрорельефов поверхностей деталей / Ю. Г. Шнейдер. — Л.: ЛДНТП, 1986. — 24 с.
142. Голубчиков М. А. Моделирование процесса вибронакатывания / М. А. Голубчиков, Ю. П. Кузьмин // изд. вузов. Приборостроение. — 2010. — Т. 53, № 8. — С. 26–29.
143. ГОСТ 24773–81. Поверхности с регулярным микрорельефом. Классификация, параметры и характеристики. 01.07.1982.
144. Буканова И. С. Моделирование процесса накатывания частично-регулируемого процесса для определения фактической площади / И. С. Буканова, И. И. Ятло // Ползуновский вестник. — 2012. — 1/1. — С. 46–50.
145. Радионенко О. В. Механізм граничного змашування поверхонь тертя з частково регулярним микрорельефом та їх технологічне забезпечення: 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.
146. Bulatov V. P. Basics of Machining Methods to Yield Wear and Fretting Resistive Surfaces, Having Regular Roughness Patterns/ V. P. Bulatov, V. A. Krasny, Y. G. Schneider // Wear. — 1997. — № 208. — P. 132–137.
147. Одинцов Л. Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием / Л. Г. Одинцов. — М.: Машиностроение, 1981. — 160 с.
148. Клименко Л. П. Повышение долговечности цилиндров ДВС на основе принципов переменной износостойкости / под ред. В. В. Запорожца. — Николаев: НФ НаУКМА, 2001. — 294 с.

149. Чеповецкий И. Х. Антифрикционно-деформационный метод формирования рабочих поверхностей гильз цилиндров ДВС / И. Х. Чеповецкий, С. А. Ющенко // Двигателестроение. — 1990. — № 8. — С. 38–40.
150. Павліський, В. М. Підвищення зносостійкості автотракторних двигунів в пусковий період / В. М. Павліський. — Тернопіль: Видавництво «Збруч», 1999. — 200 с.
151. Симдянкин А. А. Исследование износостойкости деталей слоеной конструкции / А. А. Симдянкин, Ю. В. Кривопапов // Трение и износ. — 2000 (21). — № 4. — С. 433–437.
152. Баринов С. В. Исследование износостойкости деталей с неоднородной поверхностью трения / С. В. Баринов, Б. П. Загородских, А. А. Симдянкин // Трение и износ. — 2003 (24). — № 5. — С. 568–572.
153. Балабанова Н. В. Анализ топографии и физико-механических свойств покрытий для рабочих элементов микропинцетов / Н. В. Балабанова, С. А. Чижик, З. Римуза // Трение и износ. — 2006 (27). — № 5. — С. 514–519.
154. Saka A. The Role of Tribology in Electrical Contact Phenomena / A. Saka., M. J. Lio, N. P. Suh // Wear. — 1984. 100. — P. 77–105.
155. Saka N. Boundary Lubrication of Undulated Metal Surfaces at Elevated Temperatures / N. Saka, H. Tian, N. P. Suh // Tribol. Trans. — 1989. 32 (3). — P. 389–385.
156. Suh N. P. Control of Friction / N. P. Suh, M. Mosleh, P. S. Howard, // Wear. — 1994. 175. — P. 151–158.
157. Mosleh M. Friction of Undulated Surfaces Coated with MoS₂ by Pulsed Laser Deposition / M. Mosleh, S. J. P. Laube, N. P. Suh, // Tribol. Trans. — 1999. 42 (3). — P. 495–502.
158. Барон Ю. М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущего инструмента / Ю. М. Барон. — Л.: Машиностроение. — 1986. — 176 с.
159. Ефремов В. Д. Технологическое обеспечение качества рабочих кромок инструмента и деталей / В. Д. Ефремов, П. И. Ящерицин. — Мн.: БАТУ, 1997. — 251 с.
160. Майборода В. С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисс. докт. техн. наук / В. С. Мойдоборода — Київ, 2001. — 404 с.
161. Степанов О. В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной геометрической формы. Дис. кандидат технических наук / О. В. Степанов — Киев, 1997. — 145 с.
162. Ульяненко Н. В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення

- та нанесення зносостійких покриттів. Дисс. кандидат технічних наук / Н. В. Ульяненко — Киев, 2006. — 167 с.
163. Возненко В. В. Поліпшення експлуатаційних характеристик деталей приладів шляхом формування функціональних поверхонь з дискретно-орієнтованою топографією: автореф. дисс. на здоб. наук. ступ. кандидат технічних наук: 05.11.14 / В. В. Возненко. — К.: НТУУ «КПІ». — 2006. — 21 с.
164. Антонюк В. С. Вплив ДОТ поверхні на трибологічні характеристики пар тертя / Антонюк В. С., Возненко В. В. // Вісник НТУУ «КПІ». Серія приладобудування. — К.: НТУУ «КПІ». — 2006. — Вип. 32. — С. 71–76.
165. Пат. 13762 Україна, МПК (06) F01L 1/20, F01L 1/46. Пристрій для утворення на плоскій поверхні тертя рельєфу заглибин, що утримують мастильні матеріали / В. Є. Марчук, І. Ф. Шульга, О. І. Шульга, О. Є. Плюсін; заявник та патентовласник Національна академія оборони України. — № u200509981; заявл. 24.10.2005; опубл. 17.04.2006, Бюл. № 4.
166. Пат. 44643 Україна, F01L 1/20 C23C 8/02. Спосіб отримання рельєфних зносостійких азотованих шарів сталевих деталей / В. Є. Марчук, І. Ф. Шульга, Б. А. Ляшенко, Г. В. Цибаньов, А. В. Рутковський, В. В. Калініченко; заявник та патентовласник Національний авіаційний університет. — № u200904236; заявл. 29.04.2009; опубл. 12.10.2009, Бюл. № 19.
167. Марчук В. Є. Науково-методологічні основи підвищення зносостійкості робочих поверхонь деталей з текстурованою лунковою структурою в екстремальних умовах експлуатації: автореф. дисс. на здоб. наук. ступ. д. т. н.: 05.02.04 — тертя та зношування в машинах / В. Є. Марчук. — К.: НАУ. — 2017. — 42 с.
168. Муранов Н. И. Упрочнение стальных деталей шариком вибрирующим с ультразвуковой частотой / Н. И. Муранов, Ю. П. Голубев // Весник машиностроения. — 1966. — № 11. — С. 52–53.
169. Ляшенко Б. А. Упрочняющие покрытия дискретной структуры / Б. А. Ляшенко, А. Я. Мошович, А. И. Долманов // Технологические системы. — 2001. — № 4 — С. 17–24.
170. Спиридонов Н. В. Влияние лазерной обработки на структуру и триботехнические свойства плазменных покрытий из самофлюсующихся сплавов / Н. В. Спиридонов, В. А. Протасевич, Т. И. Самодеева // Порошковая металлургия. — 1988. № 1 — С. 11–14.
171. Евтектичні композиційні матеріали на основі перехідних металів з тугоплавкими фазами втілення / В. Е. Панарін, М. В. Кіндрачук, П. І. Лобода та ін. — К.: КВІЦ, 2015. — 240 с.
172. Кіндрачук М. В. Вплив структури евтектичних плазмових покриттів на їхні триботехнічні властивості в широкому діапазоні температур / М. В. Кіндрачук // Фізико-хімічна механіка матеріалів, 1994. — № 4. — № 4. — С. 66–71.

173. Theoretical fundamentals and technologies of deposition of wear resistant eutectic coatings: edited P. Mychajto, M. Kindrachuk/ M. Kindrachuk, M. Pashechko, K. Lennik and other. — Lublin, Lublin University of Technologie, 2017. — 112p.
174. Формування метастабільності та триботехнічних властивостей евтектичних покриттів термоциклічною обробкою / М. В. Кіндрачук, Д. І. Мансур, С. В. Федорчук, А. О. Корнієнко // Технологічні системи, 2006. — № 2. — С. 59–63.
175. Повышение износостойкости деталей судовых машин и механизмов покрытиями дискретной структуры. Технологическое обеспечением покрытий дискретной структуры электроконтактным припеканием / Б. А. Ляшенко, Ю. В. Волков, Е. К. Соловых, Л. А. Лопата // Проблемы тертя та зношування. — 2015. — № 2 (67). — С. 110–126.
176. Дроздов Ю. Н. Трение и износ в экстремальных условиях: Справочник / Ю. Н. Дроздов, В. Г. Павлов, В. Н. Пучков. — М.: Машиностроение, 1986. — 224 с.
177. Твердосмазочные покрытия для машин и механизмов, работающих в экстремальных условиях / Е. П. Ковальов, М. Б. Игнатьев, А. П. Семенов и др. // Трение и износ. — 2004. — Том 25, № 3. — С. 316. — 336.
178. Ляшенко Б. А. Определение параметров дискретной структуры покрытий с учетом остаточных напряжений / Б. А. Ляшенко, Е. Б. Сорока, А. В. Рутновский // Проблемы прочности. — 2002, № 4. — С. 119–125.
179. Ляшенко Б. А. Расчет параметров дискретной структуры покрытий на режущем инструменте и деталях машин / Б. А. Ляшенко, В. С. Антоноук, Е. Б. Сорока // Весник Полоцкого гос. у-та, серия В. — 2005. — с. 44–46.
180. Etude de l'usure a chaud d'un outie de perçage de tubes en acier au carbone et inoxydable / M. Labaiz, L. Guillot, G. Beranger and other. // Mem. et etud. sci. Rev. met. — 1992. — 89, № 9. — P. 558.
181. Моляр А. Г. Особенности изнашивания покрытия нитрида титана в условиях фреттинг-коррозии / А. Г. Моляр, А. И. Васильев // Новое в технологии ремонта воздушных судов на заводах гражданской авиации: сб. науч. трудов. — К.: КИИИГА. — 1992. — С. 15–17.
182. Моляр А. Г. Определение оптимальной толщины покрытия нитрида титана в условиях фреттинг-коррозии / А. Г. Моляр, А. И. Васильев // Приоритетные направления развития технологии ремонта и надежности авиационной техники: сб. науч. трудов. К.: КИИИГА. — 1994. — С. 33–35.
183. Пат. 75866 України, с23с 14/02 (2006.01). Спосіб отримання твердого покриття на поверхні металевого виробу / М. О. Васильєв, В. Є. Парнарін, С. І. Сидоренко та ін. — № и201208822, заявл. 17.07.2012; опубл. 10.12.2012, Бюл. № 23.

Розділ 2

ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ТА ФРЕТИНГ-УТОМА КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ З ДИСКРЕТНО-ТЕКСТУРОВАНИМИ ЛУНКОВИМИ ПОВЕРХНЯМИ

2.1. Аналіз досліджень ефективності поверхонь дискретної структури в умовах фреттинг-корозії та її вплив та втомну міцність

Як відомо, фреттинг-корозія, що виникає при циклічному навантаженні вузлів машин і механізмів у місцях щільного сполучення окремих деталей, призводить до порушення надійності контактів, погіршує якість поверхонь деталей, знижує втомлену міцність [1–7].

Типовими вузлами, що працюють в умовах фреттинг-утоми, є вали двигунів у місцях посадки підшипників, у тому числі авіадвигунів, деталі кривошипно-шатунного механізму поршневих двигунів, деталі шасі [4; 8; 9], різні шліцьові, болтові, шпонкові з'єднання [4; 10–12].

Сьогодні частка фреттингових пошкоджень у різних галузях промисловості різна. Так, у загальній проблемі зношування деталей авіаційної техніки частка фреттинг-корозії становить 35–50 %, а кількість фреттинг-утомних пошкоджень — приблизно 40 % від фреттингових [4; 13; 14] (рис. 2.1).

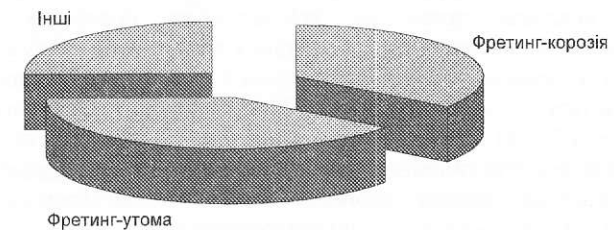


Рис. 2.1. Частка пошкоджень деталей вузлів і механізмів: фреттинг-корозія — 35–50 %; фреттинг-утома — 40 %

Аналіз досліджень показав [4; 8; 15–17], що визначальним фактором, який впливає на втомлену довговічність деталей в умовах фреттинг-втоми, є фреттинг-процеси.

Процес втомленого руйнування починається із зародження тріщин, їх збільшення 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 [18]. 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-втоми. Границя фретинг-втоми — це число циклів фретингу, необхідне для зародження втомленої тріщини [19].

Малоциклове втомлене пошкодження на поверхні чи поблизу неї під впливом фретингу є початком як швидкого зношування при фретингу, так і фретинг-втоми. Мінімальну кількість циклів фретингу, необхідну для початку розвитку втомленої тріщини, було названо «границею фретингової втоми». Збільшення числа циклів фретингу змінює ступінь пошкодження пропорційно тиску на ділянці і площі контакту [20; 21].

Автори праць [22; 23] 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 такий самий, як і при звичайній утомі.

На довговічність деталей в умовах фретинг-втоми впливає як хімічний, так і механічний фактор. У роботі [24] показано, що хімічний фактор відіграє провідну роль у скороченні довговічності зразка при фретинг-утомі. Дослідження, проведені на Al-сплавів, показали, що фретинг-утома в повітрі викликає появу на контактуючих поверхнях ямкоподібних пошкоджень. Утворення твердих оксидних часток Al_2O_3 є результатом хімічної корозії і головною причиною утворення ямкових пошкоджень, на яких зароджуються втомні тріщини. Прогнозування довговічності деталей показало [25; 26], що при рівних значеннях коефіцієнта інтенсивності напружень короткі тріщини збільшувалися швидше за довгих.

Механічний фактор сьогодні оцінюють як зворотно-поступальне ковзання з малою амплітудою (чи знакозмінне контактне мікропереміщення в умовах ковзання і т. п.) у формуванні коливальних (вібраційних) процесів у матеріалах сполучень пар тертя [8; 17; 27]. Вібраційні процеси впливають на формування деформаційного рельєфу контактуючих поверхонь і, як наслідок, на інтенсивність руйнування матеріалів [28; 29]. Аналіз залежності (рис. 2.2) показав, що зменшення довговічності при втомлених випробуваннях сталі однозначно пов'язане зі збільшенням пружної деформації за цикл. Характерно, що за наявності фретингу і за його відсутності експериментальні дані

знаходяться на одній кривій. Цей факт дозволив авторам [30] стверджувати, що при фретинговій втомі 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 значної деформаційної втоми і пластичних деформацій часто проявляються на поверхні у вигляді корозійних раковин [31].

За даними праць [31; 32] розглянуто вплив мікроструктури матеріалів на фретинг-утому. Встановлено, наприклад, що тонка голчаста структура сталі AMS чинить більший опір руйнуванню, ніж більш груба, відпалена структура.

Показано, що при циклічному деформуванні за напружень нижче межі втоми (за умов відсутності пошкоджень фретинг-корозією) не відбувається помітних змін структури (до 10^4 циклів навантаження) в металі і утворення 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 знаковимних напруженнях у металі утворилися мікротріщини, здатні розвиватися в макротріщину втоми, щільність дислокацій у зоні зародження мікротріщини повинна перевищити критичну величину [33].

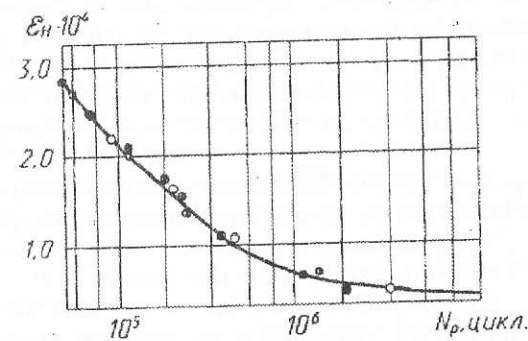


Рис. 2.2. Залежність стабілізованого значення не пружної деформації за цикл сталі 30ХГСА від кількості циклів до руйнування

Утомлене руйнування часто починається не з найбільш навантажених місць деталі (наприклад, місця з концентраторами напружень від перепаду перетину, від наявності отворів, канавок і т. п.), а на ділянках, пошкоджених фретинг-корозією. Особливо негативний вплив фретинг-корозії, порівняно з різного роду концентраторами напружень, проявляється при невисоких циклічних напруженнях [34].

Дослідженнями [35] показано, що межа втомленої міцності маточини осі рухомого потягу в зоні пресової посадки становить 60 МПа, що приблизно дорівнює $0,1\sigma_b$. Проте межа втоми тієї самої осі за наявності концентратора напружень у вигляді круглої канавки радіусом 20 мм дорівнювала при ідентичних випробуваннях 118 МПа, що виявилось вище приблизно удвічі.

Передбачалося, що вплив фретинг-корозії на втомлену міцність визначається двома причинами [15; 36]. По-перше, унаслідок нерівномірного контакту поверхонь тертя деякі ділянки поверхні можуть зміщатися швидше від безпосередньо розташованих за ними наступних ділянок, приводячи до виникнення мікротріщин. Під впливом втомленого навантаження достатньої величини такі мікротріщини розвиваються всередину виробу і викликають руйнування. По-друге, якщо в процесі фретинг-корозії тріщини не з'явилися, утворена шорсткість поверхні створює концентрацію напружень, яка зменшує втомлену міцність.

Р. Б. Уотерхауз [15] 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 блюдця 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 дію на сусідній ділянці і роблячи саме руйнування менш інтенсивним. Заглиблення другого типу виникають у випадку затримки продуктів зносу в місцях їхнього утворення, що призводить до локальної абразивної дії. Констатується, що подібні ушкодження поверхні є джерелами початкової втомленої тріщини.

Аналіз морфології рельєфу втомлених зламів алюмінієвих сплавів при циклічному розтягуванні прямокутних зразків з наскрізними [37] і не наскрізними [38] тріщинами, втомлених зламів при вигині з обертанням (розтягування-стискання) круглих зразків [39] і циклічному вигині натурних деталей [40] 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 втомленої тріщини без контактної взаємодії її берегів. Площинки з продуктами фретингу витягнуті уздовж напрямку розвитку тріщини і мають висоту від декількох мікрметрів до декількох десятків часток міліметра. Подібні сферичні частки спостерігалися на поверхні тертя при фретингу [41], а також на поверхні утвореної в результаті розвитку втомленої тріщини в умовах циклічного стиску [42].

Провівши аналіз існуючих механізмів, запропонованих для пояснення природи формування сферичних часток на поверхні контакту при терті, Сміт М. [42] прийшов до висновку, що дані механізми не можуть бути поширені на випадок контактної взаємодії берегів втомленої тріщини.

Стосовно циклічного розтягування зразка С'юреш С. [43] запропонував модель контактної взаємодії берегів утомленої тріщини в умовах дії механізму поздовжнього ковзання і відриву для пояснення природи формування продуктів фретингу у вигляді оксидних плівок. У результаті розвитку втомленої тріщини по площинах ковзання [44] чи по субструктурних елементах [37] утворюється сильно розвинутий 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 поздовжнього ковзання. Формування продуктів фретингу в розглянутій моделі відбувається в умовах переривчастого контакту берегів втомленої тріщини.

Несприятливий вплив контактних явищ від дії фретингу підсилюється зі зростанням розмірів сполучених поверхонь і деталей [45–47]. 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 згасає. Масштабний фактор підсилюється зі збільшенням міцності сталі і при збільшенні неоднорідності матеріалу.

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

Встановлено [48–50], 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, ніж відпалені.

А. Тум і Ф. Вундерлих [51] встановили, що фретинг-корозія в цангах машин для випробування на втому знижує втомну міцність ресорної сталі утричі. Аналогічні дослідження в середовищі трансформаторної оливи з незначним вмістом кисню показали зниження межі витривалості удвічі. На цій підставі автори зробили висновок, що корозія в зниженні втомленої міцності відіграє другорядне значення, а основна роль належить такому механічному фактору, як шорсткість поверхні.

Про вплив шорсткості контактуючих поверхонь на фретинг-утому відзначається в роботах [52–55], у яких описані результати, отримані на алюмінієвих сплавах. Показано, що збільшення шорсткості поверхонь приводить до постійного зниження границі втоми і фретинг-утомної міцності.

Л. Крайтнер і Х. Мюллер [56] для визначення впливу мікрогеометрії поверхні проводили досліди на зразках, шліфованих у поздовжньому напрямку грубозернистим електрокорундовим шліфувальним кругом. Середньоарифметична висота мікронерівностей зразків становила $R_a = 3,7 \pm 0,3$ мкм. Випробування на фретинг-утому проводили для величини відносних мікропереміщень 10 мкм і тиску 50 МПа. У результаті проведених досліджень зроблений висновок, що збільшення глибини мікронерівностей майже не позначається на межі втомленої міцності під час тертя. Характер втомленого зламу від тривалих навантажень тертям у зразків із глибиною мікронерівностей $R_t = 23$ мкм і у зразків з $R_t < 5$ мкм майже однаковий. Із цього робиться висновок, що в процесі тривалих випробувань під навантаженням встановлюється гранична глибина мікронерівностей, яка практично не залежить від початкової глибини мікронерівностей.

Однак, згідно з працями [57; 58], шорсткість контактуючих поверхонь впливає на зародження і розвиток втомлених тріщин.

Збільшення амплітуди ковзання при фретинг-утомі призводить до зниження довговічності. На підставі експериментальних даних, отриманих для нелегованої сталі [59], встановлено, що при амплітуді ковзання від 0,01 до 0,25 мм має місце лінійна залежність між втомленим руйнуванням і амплітудою ковзання. Однак для повноти аналізу впливу амплітуди необхідно враховувати два механізми [60]. Першим з них є зростання числа поверхневих мікротріщин зі збільшенням амплітуди. Це явище наявне, 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 [61]. За другим механізмом [2; 62] при великих амплітудах ковзання деякі тріщини можуть стиратися під час видалення матеріалу з поверхні, інтенсивність якого зростає зі збільшенням амплітуди. Згідно з [8; 15; 63; 64], максимальна інтенсивність руйнування від фретингу спостерігається при мінімальній амплітуді ковзання. Однак в інших роботах [65] для зменшення інтенсивності фретинг-утомних ушкоджень пропонується зменшити амплітуду відносного зсуву шляхом збільшення натягу.

Експериментальні дані, отримані при амплітудах проковзування до 5 мкм, показують, що середні напруження розтягу можуть грати деяку роль у зародженні втомленої тріщини. Це пояснюється тим, що менша

амплітуда проковзування буде ініціювати втомлену тріщину, що поширюється, при високих та середніх напруженнях швидше, ніж при низьких чи середніх напруженнях [15; 22]. 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 стає більш інтенсивнішим і, як наслідок, спостерігається адгезійне перенесення матеріалів між поверхнями зразків і абразивне проорювання [66; 67].

У роботах [22; 68] показано, що чим більше зусилля притискання накладки, тим сильніше знижується довговічність зразка. Подібні результати були отримані й в інших роботах [69–78]. В усіх випадках випробувань металів злам починався від сліду фретинг-корозії. Виявилось, що навіть за дуже малих значень нормального тиску фретинг-корозія впливає на місце розташування зламу і довговічність зразка.

Дослідження впливу нормального тиску на фретинг-утому показало [20], що для алюмінієвого сплаву вплив тиску при фретинг-корозії на зниження втомленої міцності більший, 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 контактні навантаження сильніше знижують межу фретингової втоми і що при даному навантаженні межа втоми тим нижче, чим вужча область контакту.

Дослідження титанових зразків у сполученні із загартованою сталлю в умовах фретинг-утоми показало [79], що за великих навантажень спостерігається суттєве перенесення заліза на поверхню титанових зразків, а частки зношування є сумішшю оксидів титана і заліза, тоді як при незначних навантаженнях частки зношування складаються, здебільшого, з оксидів титана.

У роботі [80] 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 спряження стає постійним, дорівнює тиску плинності, яка за величиною відповідає потроєному значенню межі текучості матеріалу.

У разі підвищення 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 послаблює фретинг-зношування і збільшує фретинг-утомну довговічність. Однак експериментально доведено [64], 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 нерухомими контрзразками з тієї самої сталі. Рівень

згинальних 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. Біля границь плям контакту при фретингу зароджуються мікротріщини, які в подальшому зливаються в магістральну втомлену тріщину, що веде до зламу зразка. При тиску 40 МПа щільність плям фретинг-утомного руйнування істотно більша, 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 [81; 82], що характер зародження і розповсюдження тріщин такий самий, як і у звичайних зразках. Випадкове навантаження зменшило довговічність листових ресор у півтора рази порівняно з довговічністю при навантаженні з постійною амплітудою.

Вплив контактного тиску на втомну міцність неоднозначний. Спостерігається значне зменшення втомної міцності як при великих контактних тисках з великим зносом від фретинг-корозії, так і при малих тисках без істотного зносу. При цьому відмічається, що фретинг-утомна міцність значною мірою визначається природою матеріалу і конструкцією трибосистеми [4].

Коефіцієнт тертя при фретингу в процесі напрацювання циклів навантаження не залишається постійним. Це пов'язано зі стадійністю фретингу і зміною провідних процесів. При великих амплітудах в перших циклах навантаження коефіцієнт тертя різко зростає, проходить через максимум, а потім зі збільшенням числа циклів навантаження стрімко падає, залишаючись далі постійним [83]. Низькі кінцеві значення коефіцієнта тертя пояснюються нагромадженням між поверхнями окиснених продуктів зношування, частина з яких має близьку до сферичної форму, які відіграють роль своєрідних тіл кочення.

У роботах [84; 85] під час досліджень титанових сплавів відзначено слабку залежність коефіцієнта тертя від амплітуди і тиску.

Автори робіт [22; 86–88] довели, що зростання коефіцієнта тертя під впливом циклічних мікропереміщень в області фретингу приводить до локального схоплювання контактуючих поверхонь, що сприяє появі втомлених тріщин.

У роботі [4] 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 втомлене руйнування в атмосфері повітря при дії фретингу набуває корозійно-втомлений характер. Металографічні дослідження й аналіз зламів зразків, випробуваних з насадками в повітрі, показали, що тріщини, що розвиваються, мають типово втомлену природу без ознак корозійно-

втомлених руйнувань. Випробування в аргоні, вакуумі та оливі 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 повинен був би виявлятися так, як це відбувається в корозійному середовищі, тобто витривалість сталі 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 [6].

Захист трибосполучень від ушкодження фретинг-корозією є складною і важливою проблемою, що має особливу актуальність для випадку одночасної дії фретингу з об'ємним циклічним навантаженням. Іноді в таких випадках застосовуються рідкі і тверді мастила, різні гальванопокриття, фосфатування, хромування, латунювання, усіякі розділяючі прокладки тощо [52; 80; 89–97]. Проте такі заходи не завжди мають достатню ефективність. Більш того, можна зустріти прямо протилежні рекомендації. Так, наприклад, хромування рекомендується як спосіб підвищення втомленої міцності в умовах фретинг-корозії в одному випадку [98], а в іншому [99] вказується на те, що хромування як антифретинговий захист не ефективний.

Усі методи захисту від фретинг-корозії доцільно розділити на дві групи: конструктивні і технологічні [4]. Однак, як би методи не підрозділялися, в їх основі лежить або усунення переміщення однієї поверхні щодо іншої, або ж, навпаки, 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 фретингу є поліпшення конструкції деталі чи вузла машини. Там, де неминучий рух і ймовірний результат його є фретинг-утома, необхідно конструювати вузли так, щоб місця концентрації напружень не збігалися із 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 [69; 93; 100], канавок у пресових з'єднаннях валів із втулками [101–104] і шліцьових з'єднаннях по Хірту, збільшеного діаметра підступінчастої частини, що, однак, приводить до обтяження конструкцій. У широко розповсюджених у літакових конструкціях вушkových з'єднаннях непогані результати дає закруглення кромки, застосування прямокутної головки замість пів-

круглої, усунення звуження в гладкій частині й оптимізація натягу [98]. Усі ці заходи спрямовані на зменшення концентрації напружень.

Як конструктивні можливості для боротьби з фретинг-корозією рекомендується застосовувати безконтактні лабіринтові ущільнення, замість циліндричної посадкової поверхні — сферичну, тертю ковзання віддавати перевагу перед тертям кочення, щільно підганяти призматичні і сегментні шпонки тощо [105].

На думку Р. Б. Уотерхауза [15], Р. Б. Хейвуда [100] та інших дослідників, застосування пресових з'єднань і створення щільних затягнутих заклепувальних, штифтових, різьбових, фланцевих та інших з'єднань вважається ефективним засобом запобігання фретинг-процесів. Вони дозволяють збільшити сили тертя у 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 із натягом установити міру затягування, яка забезпечувала б не тільки зменшення відносних переміщень поверхонь, що сполучаються, але і не дозволила б перевищити рівень натягу, за якого істотну роль починає грати концентрація напружень.

Д. Уайт [106] 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 з вуглецевої сталі. Досліди проводилися при пульсуючому розтягуванні, а також з постійним, середнім напруженням 232 МПа. Результати показали, що за обох умов навантаження найнижчу втомлену міцність дає щільна посадка штифта. Зі збільшенням натягу місця ушкодження від фретингу і зародження втомленої тріщини зміщуються до ненавантаженого боку отвору, в той час як зі збільшенням зазору область фретингу і місце зародження втомленої тріщини зміщується у протилежному напрямку до навантаженого боку отвору.

А. Хартман [107] досліджував опір втомі одинарних з'єднань унапуск із двома рядами заклепок із двох плакованих алюмінієвих сплавів. З'єднання випробувалися як при напруженні з постійною амплітудою зусилля, так і при навантаженні зі зміною зусилля. Спостерігалася непогана відповідність між дослідями обох типів.

Г. М. Філімонов, Л. Т. Балацкий [108] як конструктивні методи підвищення фретинг-втомної міцності пропонують:

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

2. Зміну форми охоплюваної деталі в зоні з'єднання шляхом збільшення розмірів у місці сполучення з деталлю, що приводить до

зменшення номінальних напружень, що діють у перетині охоплюваної деталі, і деформації на поверхні сполучення, а також шляхом проточування канавок, що розвантажують, в охоплюваній деталі на краю надресованої маточини.

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

4. Заміну пресового з'єднання двох деталей деталлю, виготовленою з однієї заготовки матеріалу.

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

Відповідно до досліджень Л. Крайтнера, Х. Мюллера [56] надрізи на зразках розташовували в зоні, підданій тривалому навантаженню тертям. Відстань між фрезерованими надрізами складала в поздовжньому і поперечному напрямках 0,6 мм. Металографічні дослідження показали, що всі тріщини, що були причиною зламу, утворювалися під дією концентраторів напружень. Отже, межа втомної міцності визначається лише концентрацією напружень, що діє в системі надрізів, що розвантажують. Розвиток тріщин, що утворилися на поверхні від тривалих навантажень, припинилося в зоні надрізів зразка і тому ці тріщини не приводили до втомленого зламу від тертя.

В. Ю. Вахтель [101] 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. 2.3). Перевірка цього методу на болтовому з'єднанні показала, що довговічність з'єднання в умовах фретинг-корозії збільшилася втричі.

В. Максвелл та ін. [104] встановили, що виточування спеціальної канавки, що зменшує концентрацію напружень, істотно збільшує втомну довговічність пресових з'єднань залізничних осей з маточинами коліс.

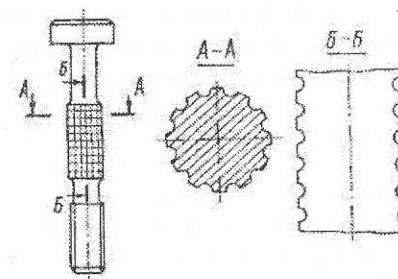


Рис. 2.3. Болт із сіткою канавок

Р. Т. Рольфер [109] запропонував для підвищення фретингостійкості шліцьових з'єднань робити заглиблення на середній частині зуба за рахунок зменшення площі контакту трибосполучень.

Ефективним способом запобігання виникненню фретинг-пошкоджень є застосування граничних мастильних шарів. Фретингостійкість граничного шару залежить від товщини і величини нормального навантаження в контакті і зростає при збільшенні товщини граничного шару і зменшенні нормального тиску в контакті [110]. 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 [111].

Р. Б. Хейвуд [103] стверджує, що вплив канавок є основною причиною того, що шорсткувата поверхня має більш високу фретинг-утомну міцність, ніж гладка. Фретинг у цьому випадку відбувається на виступах шорсткості, що не піддаються змінним напруженням, що діють у тілі матеріалу. Проточування канавки знижує концентрацію напружень у місці «фретингу», але створює концентрацію напружень у її дна. Виточування повинно бути сконструйоване так, щоб був досягнутий оптимальний баланс цих двох ефектів.

Застосування втулки з канавкою, що розвантажує [56], дає ефект в абсолютному зменшенні дії фретинг-корозії на циклічну міцність, однак, відносний її вплив залишається дуже істотним. Крім цього, конструктивні заходи не задовольняють вимоги застосування методу для авіаційних підприємств. З цього погляду дуже ефективними є технологічні заходи, пов'язані з модифікацією контактуючих поверхонь.

Технологічні методи відновлення ресурсу і підвищення зносостійкості в умовах фретинг-утоми з'єднань розглядаються в багатьох роботах [112–138]. Такі заходи пов'язані з поверхнево-пластичним деформуванням, термічним і хіміко-термічним обробленням, 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 [8; 112; 113; 132; 133]. У деяких випадках доцільно збільшувати шорсткість однієї з контактуючих поверхонь, наприклад, проводити кулько-струменеве оброблення, яке одночасно приводить до появи залишкових стискаючих напружень, що позитивно впливає на підвищення опору фретингу. Для сталей і титанових сплавів таке оброблення доцільне для температур до 350 °С. Створення залишкових напружень стиску можливо також при дифузійному обробленні сталевих деталей та ін. [134].

Більшість досліджень щодо впливу рідких мастил на пошкодження від фретингу були виконані на підшипниках. Установлено, 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 цілком не усуває фретинг-корозію, але значно знижує її інтенсивність.

У роботі [135] оцінювалася ефективність застосування змащувальних речовин на основі молібдену для збільшення фретинг-утомної міцності холоднотягнутої 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 фретинговому руйнуванню [136].

У роботах [114; 115] показано, що застосування поверхневого загартовування середньовуглецевих сталей збільшило опір адгезійному зношуванню і місцевій поверхневій ерозії, а також підвищило фретингостійкість у 3–4 рази. Результати випробувань, проведені із загартованими, поліпшеними і нормалізованими зразками, показують, що незважаючи на те, що межа міцності при знакопостійному навантаженні розтяганням загартованих зразків значно перевищує межу міцності нормалізованих зразків, загартовування лише несуттєво підвищує границю фретинг-утоми.

В авіаремонтному виробництві застосовуються методи хіміко-термічного оброблення, які дозволяють одержати дифузійні шари у вигляді композиційних структур з високою твердістю. Азотування, карбонітрування і цементация сталі 34CrAlMo [116] збільшили границю фретинг-утоми на 50 %. Автори пов'язують це з незначним схоплюванням дифузійних шарів. Залишкові напруження стиску досягають 1155 МПа, які знижуються до нуля на глибині 200 мкм. Це дає змогу збільшити межу втоми при фретингу сплаву Al-4Cu-Mg з 77 до 181 МПа [117]. Слабкі сліди фретингу азотованої сталі 38CrMoAl були виявлені після 50 000 циклів при випробуваннях на фретинг-утому з навантаженням 38Н [118–120]. Алітування показує вчетверо більшу зносостійкість при фретингу порівняно з нормалізованою сталлю 45 [119]. Це зумовлено тим, що при алітуванні утворюється плівка, що володіє високими захисними властивостями. Однак алітування на глибину до 0,1–0,2 мм приводить до зниження втомленої міцності сталі. Тому даний вид оброблення проводять із насиченням поверхневого шару на глибину до 0,05 мм.

У роботі показано [5], 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 цілковитого 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 $(400-500) \cdot 10^3$ циклів, що дозволяє підвищити втомлену міцність на 10 %.

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

Ванадіювання поверхневого шару сталі 30ХГСА дозволяє досягти високу чистоту поверхні деталі і забезпечити підвищення циклічної міцності в умовах фретинг-втоми 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 показало 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 шляхом згладжування концентратів напружень.

Але виконані багатьма авторами експериментальні дослідження мають 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 таке оброблення погіршує характеристики фретинг-втоми [137].

Таким чином, дифузійні процеси, як правило, збільшують втомлену 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 у шар покриття.

Простий і доступний метод підвищення фретингостійкості — це застосування гальванічних покриттів: електролітичне покриття нікелем сталі, що містить С-0,22 %, Мп-0,65 %, збільшило границю фретинг-втоми на 61 % [122], покриття кадмієм і цинком сталі 65Г на 23 і 27 % відповідно [123], електролітичне нанесення водню на сталі 65Г і 38Х2Н2МА в 1,5–4 рази [124]. Непогані результати показали багат шарові покриття на основі м'яких металів міді, свинцю, олова. Застосування двох шарових покриттів на основі твердої композиції Ni-Cr-B-Si і

гальванічної міді усунуло фретинг фланцевих поверхонь корпусних деталей вантажних автомобілів [125].

У роботі [126] випробувалися м'які сталі з гальванічним покриттям з Ni-Co. Спостерігалось збільшення фретинг-утомної витривалості на 58 % при товщині покриття 25 мкм.

Важливим напрямом в удосконалюванні ремонту деталей авіаційної техніки є науково-обґрунтований пошук сучасних, прогресивних мало-витратних методів відновлення деталей та вузлів авіаційної техніки, впровадженню 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-втоми повинні поєднувати одночасно високу зносостійкість при фретинг-корозії і позитивний вплив на втомлені характеристики.

Для підвищення фретингової стійкості вузлів авіаційних ГТД застосовують газотермічне напилювання металевих покриттів з високими триботехнічними характеристиками [138]. Непогані результати спостерігалися при використанні покриттів сплавом алюмінію з 1 % Zn на сплавах алюмінію, молібденових покриттів на сталі. Металізація сталевих деталей молібденом на порядок підвищує зносостійкість і більш ніж на 30 % фретинг-утомну міцність [126].

Під час імплантації іонів барію фретинг-утомна міцність збільшилася більш ніж на 30 %. У спробі подальшого збільшення міцності перед імплантацією проводили кулькове оброблення. Межа втоми збільшилася до 360 МПа, що дорівнює за величиною втомній міцності для зразків з покриттям, отриманим плазмовим напилюванням, електричним і хімічним осадженням [128]. Вважають, що підвищення фретинг-втоми від втілення іонів швидше за все пов'язано зі зменшенням зносу, ніж з підвищенням циклічної міцності. Застосування іонної імплантації ускладнюється використанням високих прискорювальних 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 пластична матриця — властивості, що демпфують.

У роботі [129] використовується група твердих покриттів з неметалевими включеннями в металевій матриці (наприклад, карбіди хрому і вольфраму в нікелевій або хромовій матриці). Більшість цих покриттів звичай використовують для гальмування процесу фретингу, а не фре-

тингової втоми. Було доведено [52], 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 в контакті. Доказом цього є використання тонкошарових м'яких металевих покриттів на поверхнях [125]. Однак у праці [130] показано, що не завжди доцільно зменшувати фрикційні сили в контакті, тому що це може викликати передчасну поломку з'єднань від утомленості.

Метою нанесення неметалевих покриттів, зокрема, полімерних, є запобігання інтерметалевого контакту і затримання в такий спосіб процесу утворення містків зварювання, що є одним з характерних проявів 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 проковзування. Стверджується [52], що і фосфатні, і анодовані покриття погіршують втомлене поведіння матеріалу. Ступінь зниження залежить від покриття і використовуваного процесу. Тонкі покриття можуть збільшити втомлену довговічність завдяки корозійному захисту і зменшити ймовірність розвитку тріщин у покритті. Товсте покриття і рівень напружень зазвичай призводять до зниження втомної довговічності. Оцінюючи захисні дії неметалевих покриттів в умовах фретингової втоми, необхідно враховувати можливий їхній вплив на втомлену міцність матеріалу, тому що в таких випадках процес нанесення покриття пов'язаний із зануренням поверхні, що захищається, у середовище. Це призводить до наводнення поверхневого шару, а отже, і до зменшення втомленої міцності. Тому слід зазначити, що всі ці негативні супутні ефекти, пов'язані з нанесенням покриттів, можуть знизити міцність від утомленості більшою мірою, ніж uszkodження від фретинг-корозії.

У роботі [131] встановлено, що покриття з деяких полімерних матеріалів, наприклад, фторопластові, мають високий опір руйнуванню.

Застосування покриттів в умовах фретинг-утомі потребує певної обережності. Показано [135], що покриття, які ефективно знижують зношування при фретингу, не обов'язково підвищують стійкість до фретинг-утомі і що деякі захисні покриття можуть негативно впливати на втомлені властивості основного металу. Виявлено, що початок руйнування від втомленості пов'язаний з особливостями, викликаними фретингом викришування 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 конкретних умов роботи конструкції. Застосування різних покриттів за певних умов може давати зовсім протилежні результати.

Водночас відомо, що одночасно з процесами фретингу й утомі наявний процес абразивного зносу, яким нехтувати неможливо. В цих умовах роботи мають більші переваги дискретні поверхні, які за своїми характеристиками дають змогу значно покращити експлуатаційні властивості трибоспряжень важконавантажених деталей.

2.2. Механізм фретинг-корозійного зношування дискретно-текстурованих лункових поверхонь

Результати експериментальних досліджень із визначення зносостійкості текстурованих лункових поверхонь (ТЛП) в умовах фретинг-корозії подані на рис. 2.4. Як матеріали зразків використовували конструкційну сталь 30ХГСА, контрзразків — сталь 45 термічну оброблена до твердості НRC 52–54. ТЛП з пірамідальним профілем лунок формувалось на робочій поверхні зразків методом ударно-пластичного деформування. Технологічні параметри ТЛП наведені у табл. 2.1.

Таблиця 2.1

Технологічні параметри текстурованих лункових поверхонь

Номер зразка	Відстань між лунками в рядку X_1 , м	Відстань між рядками лунок, X_2 , м	Хід головки деформуючого інструмента, X_3 , м
2	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$0,5 \cdot 10^{-3}$
3	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$
4	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$1,5 \cdot 10^{-3}$

Випробування на зношування проводились за питомого контактного навантаження $P = 20$ МПа, амплітуди фретингу $A = 175$ мкм в умовах мащення консистентним мастильним матеріалом ЦИАТИЛМ-201. База випробувань для всіх варіантів зразків складала $N = 5 \cdot 10^5$ циклів фретингу. У результаті досліджень встановлено (рис. 2.4), що в умовах фретингу при граничному терті формування на робочій поверхні ТЛП у вигляді регулярно розташованих лунок забезпечує значно більшу зносостійкість конструкційної сталі 30ХГСА порівняно з вихідною шліфованою поверхнею. Одночасно в трибосистемах з ТЛП відмічається суттєве зменшення зносу контртіла і, відповідно, сумарного зносу елементів трибопари.

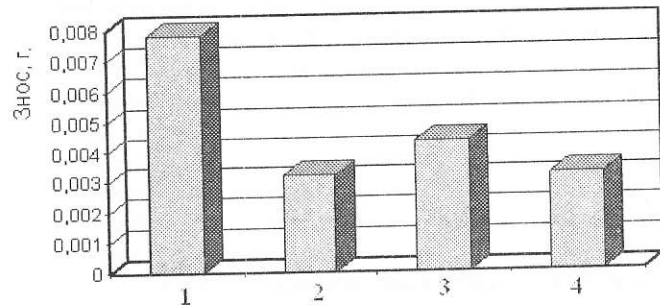


Рис. 2.4. Діаграма зносостійкості сталі 30ХГСА в умовах фретинг-корозії при машинній консистентним мастильним матеріалом ЦИАТИМ-201: 1 – шліфувана поверхня зразка без лунок; 2; 3; 4 – зразки з ТЛП. (Технологічні параметри ТКП відповідно до табл. 2.1)

Механізм зношування поверхневого шару вихідних зразків без ТЛП можна розділити на три стадії [8]. На першій стадії відбувається зміцнення поверхонь контакту і циклічна повзучість підповерхневих шарів. Виступи фактичної площі контакту пластично взаємодіють один з одним, руйнуються внаслідок втоми, зрізуються вузли схоплювання, створюючи первинні продукти зношування, частина з яких окиснюється. 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 частинок вихідного матеріалу та деякої кількості оксидів.

На другій стадії в підповерхневих шарах накопичуються втомні мікроруйнування. На контактних ювенільних поверхнях адсорбується кисень і утворюються оксидні плівки. Швидкість зношування невелика, відбувається переважно руйнування граничних мастильних плівок і утворених на поверхнях тертя плівок вторинних структур. 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 із зони контакту вони спричиняють великі локальні тиски, діючи як абразивний матеріал.

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 зменшеними, що втрачають стійкість, і починається їх прогресуюче відділення, що проявляється у зростанні швидкості зносу.

Перебіг зазначених процесів підтверджується фрактографічними дослідженнями, які показали, що на поверхні тертя утворюються раковини, мікрозаглибини з розмірами від 10 до 80 мкм (рис. 2.5, а) за рахунок руйнування поверхонь тертя на ділянках фактичного контакту (адгезії) [139; 140].

За даними роботи [141] величина адгезії відіграє провідну роль у механічному зношуванні контактуючих поверхонь при фретингу. На початкових етапах фретингу адгезія металів супроводжується «проорюванням» поверхневого шару, яке тим більше, чим більша адгезія. У 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. 2.5, б). В результаті середина ділянки контакту піддається зносу більше, ніж на краях, що спричиняє виникнення заглибин. Частки продуктів зношування заповнюють сусідні заглибини, які поступово зливаються в одну велику раковину (рис. 2.5, а).

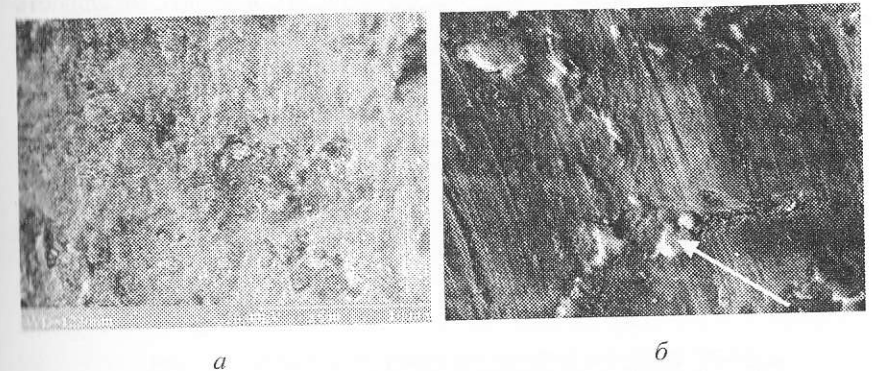


Рис. 2.5. Мікрофотографії поверхні, підданій фретинг-корозійному зношуванню: а — загальний вигляд; б — мікротріщина з впродовженою частиною продукту зношування

Таким чином, урахувавши 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 пе-

ревищать або границю міцності матеріалу, або величину обмеженої границі витривалості. Отже, при відповідному числі циклів навантаження на поверхні контакту будуть мати місце статичні, квазістатичні, малоциклові або багатоциклові втомні руйнування матеріалу. Ці процеси, в поєднанні з фізико-хімічною взаємодією матеріалів трибопари з навколишнім середовищем, можуть інтенсифікуватися або гальмуватися, будучи постійними джерелами утворення продуктів зношування, які відіграють роль абразивного матеріалу та беручи участь у руйнуванні мікрооб'ємів матеріалу. Ушкодження, що виникають в мікрооб'ємах поверхневого шару, є концентраторами напружень та місцями зародження початкових тріщин, подальший розвиток яких призводить до втомного руйнування.

ТЛП, порівняно з вихідним станом поверхні, перевищують їх за зносостійкістю в 1,8–2,44 рази, залежно від технологічних параметрів їх формування (рис. 2.4). Висока зносостійкість ТЛП зумовлена тим, що лунки відіграють роль резервуарів для попадання продуктів зношування, що забезпечує стимулювання трибохімічних процесів за рахунок постійного їх видалення з поверхні тертя, а також роль резервуарів для утримання мастильного матеріалу, яке використовується для регенерації граничної мастильної плівки у випадках мастильного голодування контактуючих поверхонь [142].

Для встановлення механізму зношування ТЛП було розроблено модель (рис. 2.6), яка, на відміну від існуючої [8], враховує можливість видалення із зони трибоконтакту в дискретні лункові ділянки продуктів зношування, запобігаючи їх дії як абразивного матеріалу.

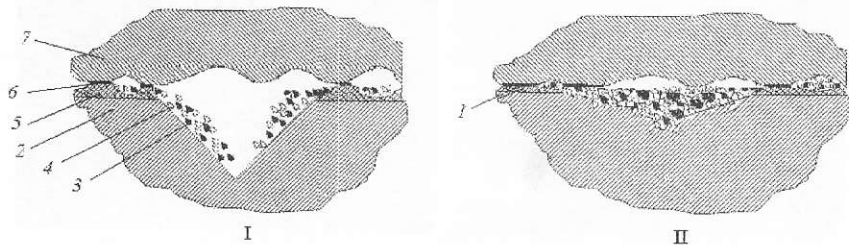


Рис. 2.6. Модель зношування дискретної лункової ділянки при фретинг-корозійному зношуванні: I — стадія зміцнення поверхневих шарів та видалення продуктів зношування; II — стадія корозійно-втомного руйнування поверхні міжлункового простору і лунки; 1 — високодисперсний шар; 2 — зона пошкоджуваності третього типу; 3 — металеві частинки; 4 — оксиди; 5 — зона пошкоджуваності другого типу; 6 — гранична мастильна плівка; 7 — спряжена поверхня

На початковій стадії процесу зношування ТЛП, порівняно з вихідною поверхнею [143], у результаті процесів пружно-пластичної деформації поверхневого шару, здійснюється руйнування граничних мастильних плівок у місцях фактичного контакту в міжлунковому просторі, схоплювання ювенільних поверхонь тертя та створення первинних продуктів зношування. У підповерхневих шарах накопичуються втомні мікроруйнування. На контактних ювенільних поверхнях адсорбується кисень і утворюються оксидні плівки. Об'єм продуктів зношування поступово збільшується, проте за рахунок можливості їх видалення із зони контакту не виникають великі локальні тиски, запобігаючи дії продуктів зношування як абразивного матеріалу (рис. 2.7, а, з).

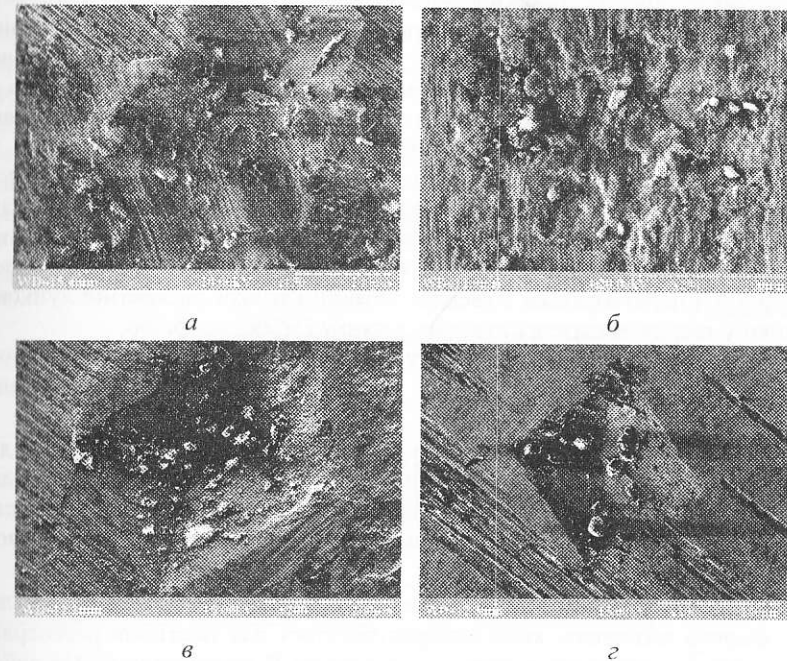


Рис. 2.7. Мікрофотографії дискретної поверхні тертя: а — поверхня тертя окремої лунки; б — поверхня лунки після згладживання; в, г — продукти зношування в середині лунки

Окрім того, дискретність контакту усуває можливість поступового накопичення напружень, що забезпечить їх релаксацію на ділянках фактичного контакту в міжлунковому просторі, а також утримання мастильного матеріалу в зоні контакту і регенерацію на плямах фактичного контакту граничної мастильної плівки.

Ефективність мастильної дії при зношуванні в умовах фретингу визначається тривалістю латентного періоду, протягом якого шар мастильного матеріалу стабільно зберігає захисні властивості [8; 144].

Тривалість латентного періоду буде визначатися кількістю циклів фретингу від початку тертя контактної пари до моменту руйнування мастильної плівки. За достатньо високої твердості металу та інших рівних умов (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 дискретних лункових ділянок).

З часом у процесі тертя і зношування глибина дискретної ділянки поступово зменшується, що призводить до втрати 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 руйнування, що спричиняє різке зростання швидкості зносу. Високі швидкості зношування можуть призвести до різкого зростання температури від локальної дії абразивних частинок, поступового зникнення лунок, а на їх місці створення поверхні, яка складається зі спечених продуктів зношування у вигляді виступів, заглибин і ямок (рис. 2.7, а, б). Тобто можна припустити, що за правилом Шарпі ТЛП перетворюються з твердої матриці і м'якої дискретної лункової ділянки у тверду дискретну лункову ділянку і м'яку матрицю.

Таким чином, можна констатувати, що ТЛП значно підвищують фретингостійкість трибосполучень. Висока зносостійкість ТЛП пояснюється так:

— дискретні лункові ділянки являють собою резервуари для попадання продуктів зношування, що забезпечує зниження їх локальної абразивної дії і втомлене розрихлення металу за рахунок уникнення II стадії фретинг-корозійного зношування, яка пов'язана з накопиченням у зоні контакту продуктів зношування;

— дискретні лункові ділянки є резервуарами для утримання мастильного матеріалу, який використовується для постійної регенерації зруйнованої мастильної плівки і підвищення її ефективності. Це забезпечує збільшення тривалості латентного періоду, протягом якого шар мастильного матеріалу стабільно зберігає захисні властивості.

2.3. Вплив методу формування дискретно-текстурованих мастилоємних поверхонь на зносостійкість трибосистем

Для визначення ефективності методу формування дискретно-текстурованих мастилоємних поверхонь в умовах фретинг-корозійного зношування на першому етапі проводились тестові порівняльні випробування з

визначення триботехнічних характеристик пар тертя з нетекстурованими поверхнями зразків та з дискретно-текстурованими лунковими поверхнями за фіксованих параметрів фретингу.

Випробування проводились на машині тертя МФК-1 на зразках, виготовлених відповідно до ГОСТ 23.211-80. Формування дискретно-текстурованих поверхонь у вигляді системи лункових мікрозаглиблень із заданими параметрами текстури здійснювалось на робочій поверхні зразків методом ударно-пластичного деформування. Попередньо робоча поверхня зразків, а також робоча поверхня контрзразків піддавались механічному обробленню шліфуванням із забезпеченням параметра шорсткості поверхні $Ra \sim 0,32$ мкм.

Для тестових випробувань було підготовлено пари тертя з різною формою профілю мікрозаглиблень і різним розташуванням матеріалів у парі за твердістю. Пари, у яких дискретно-текстурована поверхня формувалась на зразках із більшою твердістю ніж твердість контртіла, умовно називали прямими парами. Пари з менш твердою дискретно-текстурованою поверхнею ніж твердість контртіла називали оберненими. Відомості про матеріали досліджуваних пар тертя наведено в табл. 2.2. На рис. 2.8 та у табл. 2.3 відповідно наведено технологічні схеми формування та параметри сформованих на досліджуваних зразках дискретно-текстурованих мастилоємних поверхонь.

Таблиця 2.2

Матеріали досліджуваних пар тертя

Номер з/п	Пара тертя		Матеріал	Твердість, HRC
1	Пряма	зразок	Сталь 45 загартована	50...52
		контрзразок	Сталь 45 нормалізована	20...22
2	Обернена	зразок	Сталь 30ХГСА у стані постачання	18...20
		контрзразок	Сталь 45 загартована	50...52

Таблиця 2.3

Технологічні параметри дискретно-текстурованих поверхонь досліджуваних пар тертя

Варіант поверхні	Профіль лунки	Відстань між лунками в рядку, $L1$, м	Відстань між рядками лунок $L2$, м	Глибина лунки $h_{л}$, м	Об'єм лунки $V_{л}$, мм ³
1	Призматичний	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$0,15 \cdot 10^{-3}$	0,006
2	Сферичний	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$0,08 \cdot 10^{-3}$	0,021

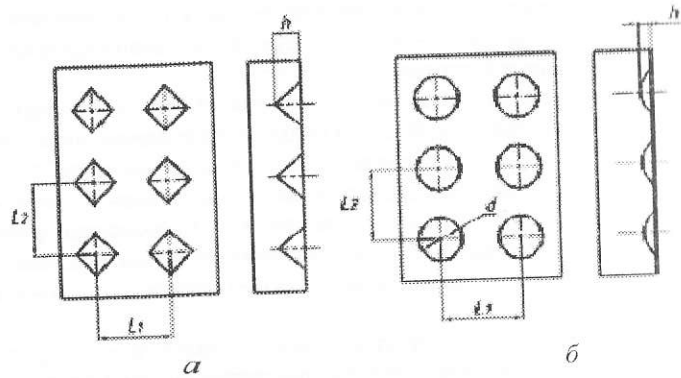


Рис. 2.8. Схеми формування дискретно-текстурованих мастилоємних поверхонь. Форма профілю мікрозаглиблень: а — призматична; б — сферична

Базовим варіантом для порівняння слугували пари тертя з таких самих матеріалів із шліфованими робочими поверхнями. Випробування проводили в умовах тертя без мащення та зі змащенням у режимі мастильного голодування при разовому нанесенні на робочу поверхню зразків консистентного мастильного матеріалу ЦИАТИМ-201. Параметри віброконтактного навантаження при тестових випробуваннях становили:

- амплітуда відносного переміщення — $A=175$ мкм;
- питоме контактне навантаження $P = 19,8$ МПа;
- частота коливань — $\nu = 25$ Гц;
- база випробувань — $N = 5 \cdot 10^5$ цикл.

Отримані за результатами тестових випробувань величини зносу досліджуваних пар тертя в абсолютних значеннях, визначених ваговою методикою за втратою маси зразків, зображені діаграмами на рис. 2.9.

Як видно з рис. 2.9, у разі тертя шліфованих поверхонь за прийнятних умов фретингу, мащення не забезпечує суттєвого підвищення фретингостійкості досліджуваних матеріалів як у прямих, так і у обернених парах, що свідчить про недостатньо високу стійкість на таких поверхнях граничних мастильних шарів.

За таких же умов фретингу й умов мащення стійкість до фретинг-корозійного зношування пар тертя з дискретно-текстурованими поверхнями помітно зросла. Найбільший ефект підвищення зносостійкості досягається у прямих парах при сферичному профілі лунок. Порівняно з базовим варіантом за абсолютним значенням величини зносу зношені зразків із сферичним профілем лунок (табл. 2.2, варіант № 2) у прямих парах зменшився більш ніж у шість разів. Одночасно помітно зменшився також знос контрзразків і сумарний знос пари. Очевидно, що за при-

власних параметрів формування дискретно-текстурованих поверхонь і умов фретингу, сферичний профіль забезпечує найбільшу змащувальну ефективність мікрозаглиблень порівняно із призматичним профілем. Але того ж, як видно з рис. 2.10, мікрозаглиблення з сферичним профілем характеризуються меншим зменшенням мастилоємності (об'єму) в разі зростання лінійного зносу зразків.

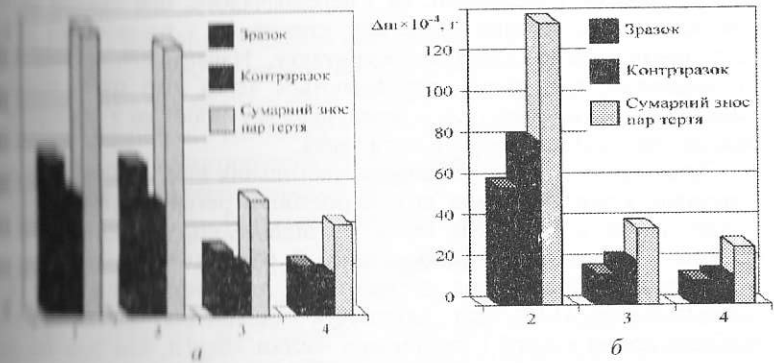


Рис. 2.9. Діаграма абсолютних значень величин вагового зносу зразків, контрзразків і сумарного зносу пар тертя при випробуванні на фретинг-корозію в умовах фретинг-корозії. Варіанти підготовки поверхонь зразків: а — обернені пари; б — прямі пари; 1 — шліфування, без мащення; 2 — шліфування, мащення ЦИАТИМ-201; 3 — дискретно-текстурована поверхня № 1, мащення ЦИАТИМ-201; 4 — дискретно-текстурована поверхня № 2, мащення ЦИАТИМ-201

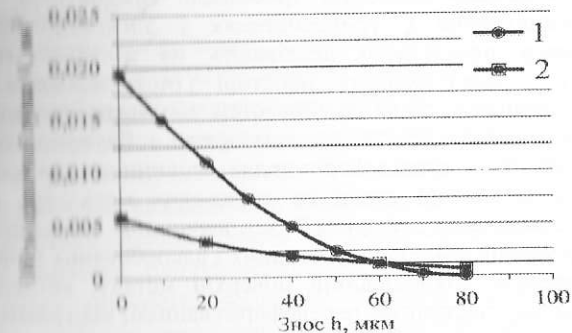


Рис. 2.10. Розрахункові залежності зміни об'єму одиної лунки у прямих парах від величини лінійного зносу. Профіль лунки: 1 — призматичний; 2 — сферичний. (Параметри дискретно-текстурованих поверхонь тотожні наведеним у табл. 2.3)

Таким чином, можна сказати, що формування дискретно-текстурованих поверхонь із розвинутою системою мікрозаглиблень, навіть у разі відносно невеликої твердості одного з елементів пари тертя, може бути простим і ефективним способом підвищення зносостійкості і ресурсу трибосистем при фретингу за умов мастильного голодування. Механізм підвищення триботехнічних властивостей трибосистем з дискретно-текстурованими поверхнями, як і передбачалось, пов'язаний зі створенням більш сприятливих умов для утримання і регенерації граничних мастильних шарів в зоні трибоконтракту. Навантаження, що діють на трибосистему, при цьому, сприймаються через шар мастильного матеріалу, який розташовується у міжлунковому просторі і запобігає безпосередньому контакту металів пари тертя.

Оскільки опір зсуву граничних мастильних шарів значно нижчий ніж у металів, створення умов для їх постійної регенерації забезпечує стабільно низькі коефіцієнти тертя та, відповідно, низький рівень фрикційного навантаження трибосистеми. З реологічної точки зору, такий підхід означає збільшення дисипативної здатності змащеного фрикційного контакту [145], що забезпечує збільшення частки розсіюваної трибосистемою енергії і зменшення частки енергії, яка йде на розвиток процесів поверхневого руйнування і зношування.

Відмінною особливістю трибологічних процесів при вібраційному проковзуванні є малі амплітуди відносного переміщення поверхонь, малі швидкості ковзання і нестационарний динамічний характер діючих навантажень. За таких умов тривалість захисної дії граничних мастильних шарів (тривалість латентного періоду) контролюється співвідношенням швидкостей процесів їх руйнування та відновлення і визначається як властивостями самого мастильного матеріалу, так і природою та станом тертьових поверхонь елементів трибопари. Враховуючи, що процеси тертя та зношування у трибосистемах з дискретно-текстурованими мастилоємними поверхнями протікають на ділянках контакту, що розташовані в міжлунковому просторі [146], механізм руйнування тертьових поверхонь таких трибосистем в умовах розвитку фретинг-процесу можна подати тристадійною моделлю, зображеною на рис. 2.11.

Перша стадія — стадія формування первинного граничного змащувального шару. На цій стадії на спряжених металевих поверхнях в результаті пластичної деформації по вершинах мікроставів відбувається руйнування природних оксидних і адсорбованих плівок. Утворені локальні ювелірні мікродільниці поверхні металу, активовані багатомірним пружно-пластичним передеформуванням, відіграють роль активних центрів для адсорбції полярних молекул поверхнево-активних речовин, що надходять із мастильного матеріалу. Цей процес закінчується формуванням моно- або полімолекулярного шару граничної змащувальної плівки. Такі шари, згідно з працею [147], володіють високим опором до стиснення і низьким опором тангенціальному зміщенню, що забезпечує на даній стадії ефективний захист поверхні металів від руйнування.

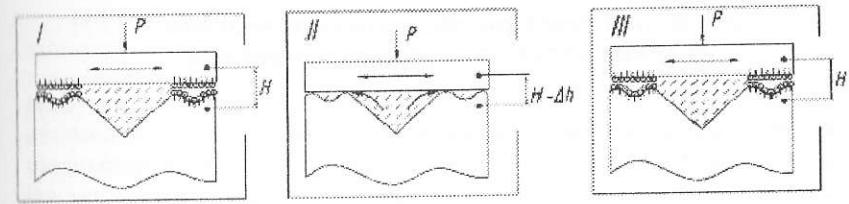


Рис. 2.11. Модель перебігу трибологічних процесів в зоні окремої ділянки контакту трибосистеми з дискретно-текстурованою мастилоємною поверхнею за умов фретинг-корозійного зношування: I — стадія формування первинного граничного змащувального шару; II — стадія руйнування граничної мастильної плівки та розвитку фретинг-корозійного зношування поверхонь трибоконтракту; III — стадія відновлення цілісності граничної мастильної плівки

На другій стадії на ділянках фактичного контакту під дією нормальних і вібраційних тангенціальних навантажень та одночасної каталітичної дії поверхні металу в мастильному матеріалі відбуваються складні незворотні процеси перебудови структури, які супроводжуються якісною зміною реологічних характеристик матеріалів у трибоконтакті і зрештою призводять до деструкції і прогресуючого руйнування граничного мастильного шару. Одночасно, в місцях порушення цілісності граничної мастильної плівки розвиваються акти руйнування металевих поверхонь трибоконтракту, які протікають за звичайними для фретинг-корозії механізмами.

Третя стадія пов'язана з відновленням (регенерацією) цілісності граничної мастильної плівки.

Якщо спряження змоделювати у вигляді кінцевого числа трибоелементів [148], то розвиток елементарних актів руйнування поверхонь контакту на другій стадії викличе зменшення розмірів елементів трибопари на величину Δh в напрямку, перпендикулярному до поверхні. Відповідно, як результат зменшення об'єму мікрозаглиблень, надлишок мастильного матеріалу витісниться в міжлунковий простір.

Зазначені стадії трибологічного процесу, що розвиваються в зоні фрикційного контакту, будуть періодично повторюватись доти, доки в результаті зносу мікрозаглиблення не втратять здатність виконувати функції резервуарів для утримання мастильного матеріалу. Очевидно, що з огляду на це трибосистеми з дискретно-текстурованими мастилоємними поверхнями можна розглядати як адаптивні самовідновлювальні трибосистеми.

2.4. Вплив текстури дискретних поверхонь на тривалість процесу припрацювання

Видалення продуктів зношування з місць трибоконтакту у трибосистемах з дискретно-текстурованими поверхнями дозволяє зменшити тривалість припрацювання трибосполучень в умовах фретингу, що набуває особливого значення для відповідальних і важконавантажених трибосполучень, які працюють в умовах обмеженої подачі мастильного матеріалу. Це забезпечується необхідними конструктивними і технологічними параметрами формування дискретних поверхонь, 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 за зміною коефіцієнта тертя. Експериментальні дослідження зміни коефіцієнта тертя у трибоспряженні з ТЛП від кількості циклів при фретинг-зношуванні подані на рис. 2.12. Аналіз кривих свідчить, що зміна коефіцієнта тертя в процесі припрацювання в міру збільшення циклів навантаження має немонотонний характер і залежить від сформованої текстури поверхні трибоконтакту. Так, при перших циклах фретингу коефіцієнт тертя різко зростає, проходить через максимум, а потім зі збільшенням кількості циклів фретингу стрімко падає, залишаючись далі постійним.

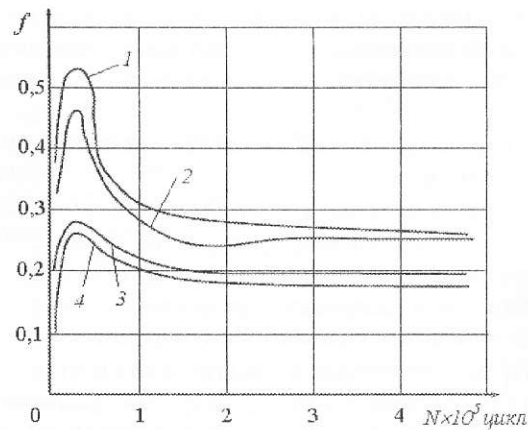


Рис. 2.12. Залежність коефіцієнта тертя від кількості циклів фретингу: 1, 2 — зразки з вихідною шліфуваною поверхнею; 3, 4 — зразки з дискретно-текстурованою поверхнею; 1 — випробування без мащення; 2, 3, 4 — випробування в умовах граничного мащення консистентним мастилом ЦИТИМ-201. Параметри формування ТЛП: 3 — $X_1 = 2,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 2,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,0 \cdot 10^{-3}$ м; 4 — $X_1 = 2,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 2,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м

Порівняльна оцінка зміни значень коефіцієнтів тертя при збільшенні кількості циклів фретингу дозволила виділити три характерні стадії припрацювання контактуючих поверхонь в умовах фретинг-зношування [149; 150]. 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 спостерігається на вихідній шліфованій поверхні. Це пояснюється порушенням цілісності граничної мастильної плівки в місцях фактичного трибоконтакту. Продукти зношування в зазорі трибосполучення призводять до інтенсифікації абразивного зношування поверхневого шару, накопичення втомних пошкоджень.

Для ТЛП такий стрибок коефіцієнта тертя лежить у межах 0,25–0,28 (залежно від конструктивних параметрів формування ТЛП), що на 57–62 % менше, у порівнянні з вихідною не дискретною поверхнею. Крім того, ТЛП, у порівнянні з вихідною поверхнею, зменшують тривалість припрацювання на 10–20 %. Низькі значення коефіцієнта тертя у трибопарах з ТЛП пов'язані з тим, що первинні продукти зношування вилучаються з поверхні трибоконтакту, що запобігає розвитку процесів абразивного зношування. Мастильний матеріал, який утримується у лунках, 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 (0,25–0,28) і дискретними поверхнями (0,2–0,22...0,18–0,2) становить 64–80 %.

Третя стадія припрацювання характеризується стабілізацією коефіцієнта тертя, що свідчить про нормальний механохімічний знос поверхонь тертя і закінчення процесу припрацювання. На відміну від вихідної поверхні при $N = 2 \cdot 10^5$ циклів фретингу коефіцієнт тертя зростає з 0,24 до 0,26, у трибопарах з ТЛП коефіцієнт тертя постійно стабільно низький без будь-яких коливань. Це підтверджується високою зносостійкістю ТЛП в період після припрацювання, яка перевищує зносостійкість вихідної поверхні в 1,8–2,44 рази (див. рис. 2.4). У сукупності ці процеси приводять до підвищення довговічності вузлів тертя при формуванні ТЛП.

2.5. Зносостійкість комбінованих дискретних поверхонь в умовах фретинг-корозії

Величини зносу для контактних пар матеріалів з різними варіантами формування дискретних поверхонь при випробуванні в умовах фретинг-корозії без мащення і при граничному мащенні мастильним матеріалом

ЦИАТИМ-201 подані на рис. 2.13 і 2.14 відповідно. Як видно з отриманих результатів, фретингостійкість сталі 30ХГСА при формуванні дискретних поверхонь значно зростає. При цьому одночасно зменшується величина сумарного зносу пари тертя. Найбільший ефект підвищення фретингостійкості досягається при випробуванні зі змащенням для варіантів пари тертя з комбінованими дискретними поверхнями: електроіскровим покриттям ВК8+М і ТЛП, зміцненою імпульсно-плазмовим термоциклічним азотуванням (ІПТА).

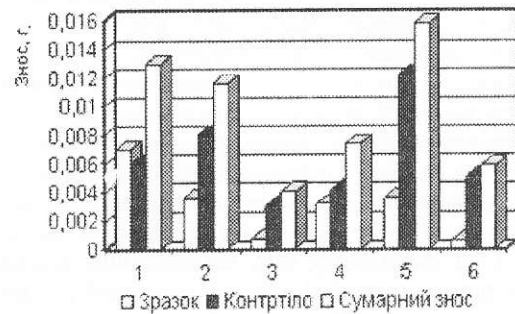


Рис. 2.13. Діаграма зносостійкості сталі 30ХГСА з дискретними поверхнями в умовах фретинг-корозії в середовищі ЦИАТИМ-201 ($P = 20$ МПа, $A = 175$ мкм, контртіло — загартована сталь 45): 1 — без покриття; 2 — електроіскрове покриття ВК8 (легування в середовищі повітря); 3 — електроіскрове покриття ВК8+М (легування в середовищі індустриальної оливи); 4 — 30ХГСА+ТЛП; 5 — 30ХГСА+ІПТА; 6 — 30ХГСА+ТЛП+ІПТА

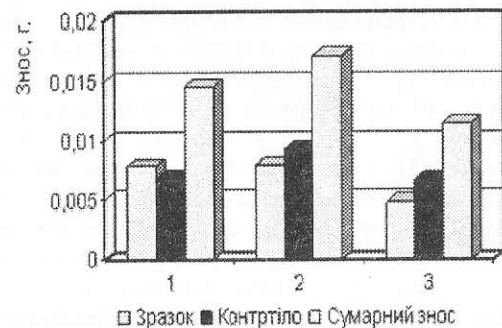


Рис. 2.14. Діаграма зносостійкості сталі 30ХГСА з дискретними поверхнями в умовах фретинг-корозії без мастильного матеріалу: 1 — без покриття; 2 — електроіскрове покриття ВК8; 3 — електроіскрове покриття ВК8+М. Контртіло — сталь 45 загартована

У процесі випробувань проводилось також вимірювання моменту тертя в контакті зразків, за яким 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. 2.15).

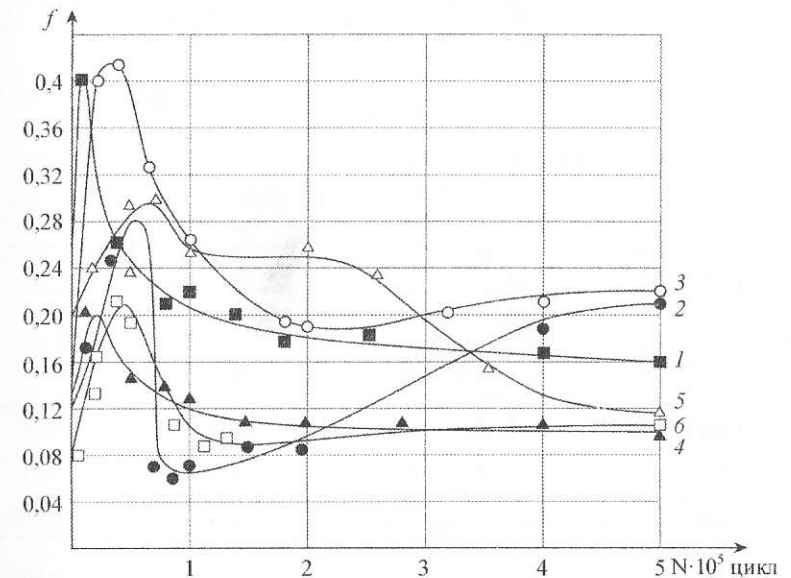


Рис. 2.15. Залежність коефіцієнта тертя від кількості циклів фретингу в умовах без мащення (1, 3) і з мащенням (2, 4, 5, 6): 1, 3 — електроіскрове покриття ВК8 і ВК8+М відповідно; 2, 4 — електроіскрове покриття ВК8 і ВК8+М відповідно; 5 — покриття, нанесене ІПТА (30ХГСА+ІПТА); 6 — ТЛП, зміцнена методом ІПТА (30ХГСА+ТЛП+А)

Отримані дані, які наведені в табл. 2.4, свідчать, що пари тертя з комбінованими дискретними поверхнями як при випробуванні без мащення, так зі змащенням характеризуються меншим коефіцієнтом тертя під час припрацювання і після припрацювання.

Встановлено, що для електроіскрових покриттів ВК8 і ВК8+М у парі з загартованою сталлю 45 відносно до пари сталь 30ХГСА — сталь 45 загартована 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 % (табл. 2.4).

Таблиця 2.4

Триботехнічні характеристики матеріалів пар тертя

Но- мер з/р	Пара тертя	Величина максимального коефіцієнта тертя на стадії припрацю- вання, f_{max}	Тривалість стадії припрацювання $N_{пр.} \cdot 10^5$ 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 зі змащенням				
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+ПТА – сталь 45	0,3	1,0–1,1	0,118
5	30ХГСА+ТЛП+ПТА – сталь 45	0,21	1,0–1,1	0,105

Аналогічно зменшується тривалість періоду припрацювання для пари 30ХГСА+ТЛП+ПТА – сталь 45 загартована, яка відносно пари сталь 30ХГСА – сталь 45 загартована при випробуванні зі змащенням зменшується в середньому на 38 %. При цьому, як і за величиною зносу матеріалів пари тертя при випробуванні зі змащенням покриття ВК8+М – сталь 45 і 30ХГСА+ТЛП+А – сталь 45, порівняно 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. У системі WC–Co існує оптимальне співвідношення компонентів, яке забезпечує найбільш високу міцність і зносостійкість композиції. Очевидно, при електроіскровому легуванні електродними твердосплавними технологіями формування покриття ВК8, у результаті високотемпературних реакцій між компонентами ле-

гуючого електрода, матеріалу основи і їх взаємодією з киснем відбувається знеуглецювання карбіду вольфраму і зв'язування вихідних компонентів та компонентів, що перетворюються в складні карбіди, інтерметалідні сполуки й оксидні фази. Незважаючи на те, що за умовами формування електроіскрові покриття відрізняються від спечених твердих сплавів, можна очікувати, що чим менше в покритті зберігається WC і Co відносно оптимального складу композиції і більше утворюється крихких і менш 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 нагріванню й окисненню поверхні металу в зонах термічного впливу електричного розряду. Отже, можна очікувати, що при електроіскровому легуванні твердосплавними електродними матеріалами в середовищі мастильного матеріалу за рахунок зазначених ефектів, по-перше, буде формуватися сприятлива структура покриття, за хімічним і фазовим складом більш наближена до матеріалу легуючого електрода, по-друге, буде зменшуватись інтенсивність окиснювальних 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 легуваного матеріалу з високою несучою здатністю і ділянок матеріалу, які зберігають високу релаксаційну здатність, буде сприяти прояву реологічних механізмів дисипації механічної енергії, зниженню пікових напружень у матеріалі від дії динамічних контактних навантажень. Це з позиції сучасної теорії реології контактної взаємодії і розвитку релаксаційних процесів при зовнішньому терті твердих тіл розглядається як один з основних факторів забезпечення зносостійкості трибосистем [110].

Металографічний аналіз поперечного розрізу зразків і результати вимірювання мікротвердості свідчать, що при електроіскровому легуванні сталі 30ХГСА твердосплавним електродним матеріалом ВК8 у середовищі мастильного матеріалу формується практично бездефектний шар покриття (рис. 2.16, а) з мікротвердістю 1000 МПа. Мікротвердість покриття, сформованого при легуванні на повітрі, становить 1100 МПа. У покритті виявляється значна кількість дефектів, а на границі покриття з основним матеріалом спостерігається явно виражена перехідна зона (рис. 2.16, б) зі значно підвищеною, порівняно з основою мікротвердістю, утворення якої може бути зумовлено ефектом загартування (табл. 2.5).

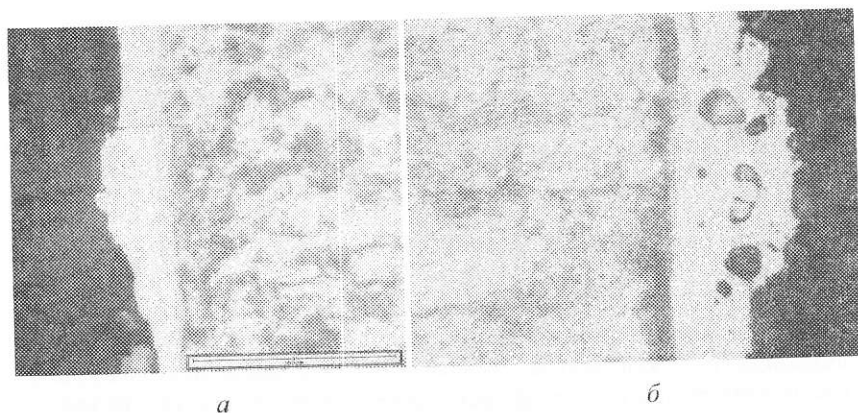


Рис. 2.16. Мікроструктура поперечного розрізу зразків із електроіскровими покриттями: *a* — VK8+M; *б* — VK8

Таблиця 2.5

Мікротвердість досліджуваних електроіскрових покриттів

Електроіскрове покриття	Мікротвердість шарів, МПа	
	Поблизу поверхні	Поблизу границі покриття з основою
VK8	1100	894
VK8+M	1000	973

Висока зносостійкість дискретних поверхонь в умовах граничного тертя при разовому змащуванні контактних поверхонь трибосполучень консистентним мастильним матеріалом зумовлена, з одного боку, тим, що лунки являють собою резервуари для попадання продуктів зношування та зберігання мастильного матеріалу, з іншого, — дією «капілярного ефекту», який полягає в утриманні мастильного матеріалу і їх здатності під дією сил поверхневого натягнення (капілярних сил) забезпечити регенерацію мастильних плівок у зонах фактичного контакту за їх руйнування. 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 трибо-системи в умовах граничного тертя.

Можливості реалізації зазначеного принципу формування зносостійкості трибосистем найбільше відповідає парі тертя з покриттям VK8+M і дискретної поверхні з лунками, зміцненої ПТА (30ХГСА+ТЛП+ПТА).

Ефективність захисної дії граничної мастильної плівки для даних пар підтверджується стабільністю коефіцієнта тертя після періоду припрацювання (див. рис. 2.15), в той час, як у пари з покриттям VK8 після досягнення певного мінімального значення за період припрацювання коефіцієнт тертя поступово підвищується, що може бути пов'язано з поступовим зменшенням у наслідок зношування ефективної для забезпечення режиму граничного тертя глибини і щільності розташування на контактній поверхні покриття мікрозаглибин. Для пари тертя з азотованим покриттям (30ХГСА+ТЛП+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 збільшенням періоду припрацювання.

Такий висновок підтверджується результатами аналізу сформованих за прийнятих умов випробування в середовищі мастильного матеріалу робочих поверхонь зразків. Як видно з рис. 2.17, *a*, на зразках з покриттям VK8 після $5 \cdot 10^5$ циклів фретингу формується практично суцільна поверхня доріжки тертя з окремими одиночними мікрозаглибинами. За таких самих умов на зразках з покриттям VK8+M поверхня доріжки тертя являє собою дискретну поверхню, яка складається з окремих зон фактичного контакту, оточених мікрозаглибинами (рис. 2.17, *б*).

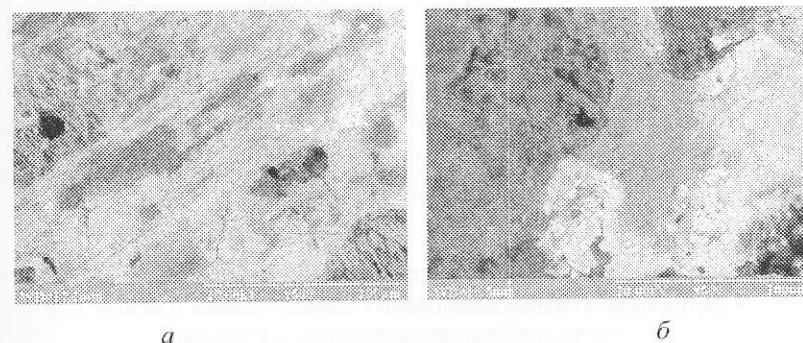


Рис. 2.17. Фрактографічні знімки робочих поверхонь електроіскрових покриттів після $5 \cdot 10^5$ циклів фретингу в середовищі мастильного матеріалу ЦИАТИМ-201: *a* — VK8; *б* — VK8+M

Таким чином, дослідження зносостійкості комбінованих дискретних поверхонь в умовах фретинг-корозії показало суттєвий вплив середовища на формування їх триботехнічних характеристик. Встановлено, що комбіновані дискретні поверхні (електроіскрове покриття VK8+M і ТЛП, зміцнена ПТА) забезпечують зменшення сумарного зносу матеріалів контактних пар в умовах граничного тертя, порівняно з покриттям VK8 і сталі 30ХГСА без покриття.

2.6. Чисельне моделювання температурно-силового навантаження

Для детального аналізу процесів, що відбуваються в трибоконтакті у трибосистемах з дискретно-текстурованими поверхнями, а також впливу напружено-деформованого стану (НДС) і температури на процеси фретинг-корозійного зношування було здійснено моделювання контакту поверхні 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 у наслідок тертя між поверхнями контакту. Вся модель була розбита на гексагональні кінцеві елементи (кількість вузлів 37727, кількість елементів 14478), а її основа жорстко закріплена на трьох координатних площинах (рис. 2.18, *a*). На рис. 2.18, *б* показано збільшений вид розбиття поверхні зразка з дискретними ділянками на кінцеві елементи.

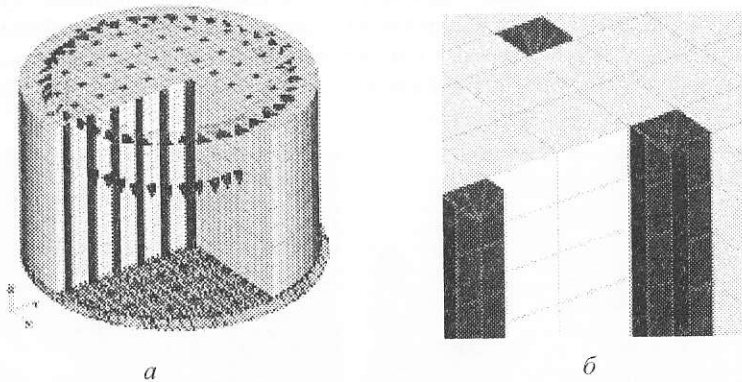


Рис. 2.18. Кінцево-елементна модель із дотичними і нормальними навантаженнями і закріпленнями в основі (*a*) та збільшений вигляд зразка з ТЛП (*б*)

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 °С (рис. 2.19, *a, б, в, г*). Температурний розподіл було отримано шляхом задавання конвекційного потоку на поверхні моделі в області контакту з контртілом.

На рис. 2.20 показано графік зміни температури в часі при дії нормальній і дотичній складових навантаження в процесі тертя зразка з ТЛП. Характер розподілу температури на поверхні зразка і по його глибині практично однаковий.

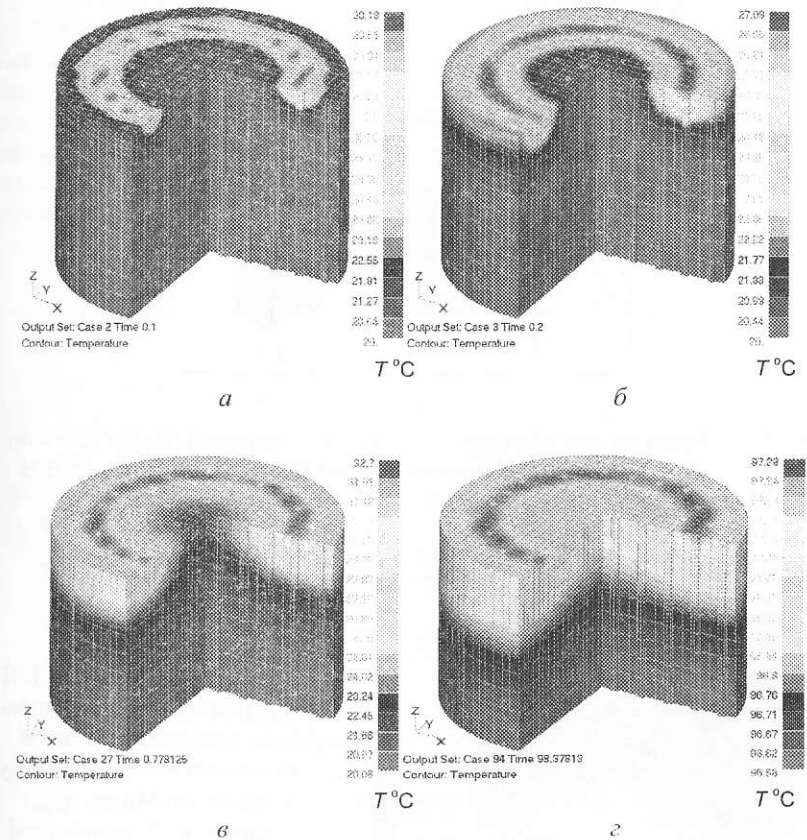


Рис. 2.19. Розподіл температурного поля на окремому часовому інтервалі:
a – $t = 0,1$ с; *б* – $t = 0,2$ с; *в* – $t = 0,78$ с; *г* – $t = 98$ с

Розкид температур становить 4–10 °С. Найбільша температура спостерігається в зоні трибоконтакту (крива 1) біля лунок і складає 30–95 °С залежно від часового інтервалу. В процесі тертя температура буде частково відводитися в лунковий простір і далі у глибину матеріалу зразка.

Цей процес можливий в умовах тертя без мастильного матеріалу. Градієнт температур призводить до зростання НДС поверхні трибоконтакту (рис. 2.21), що є наслідком несталого режиму тертя і високих значень коефіцієнта тертя. Це відповідає початковому етапу припрацювання [149].

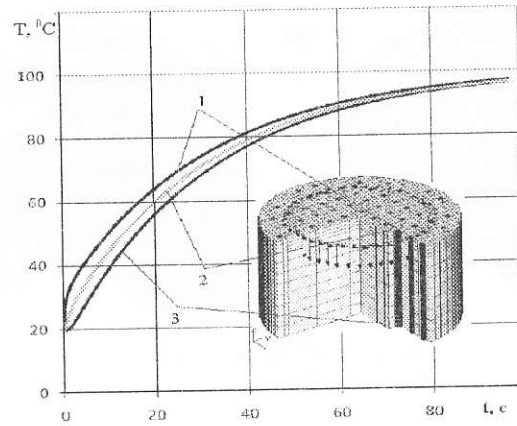


Рис. 2.20. Розподіл температури на дискретній поверхні зразка залежно від часу: 1 — зміна температури на поверхні між лунками; 2 — зміна температури в лунці; 3 — зміна температури біля основи зразка

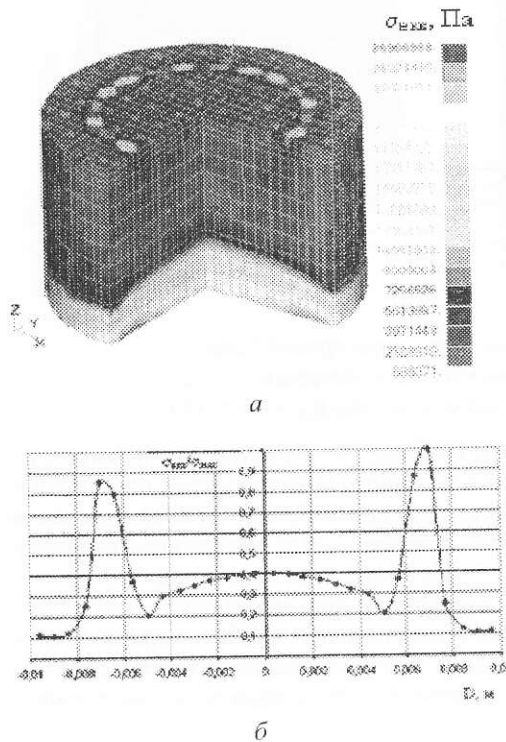


Рис. 2.21. НДС зразка з ТЛП у першому періоді припрацювання: а — розподіл еквівалентних напружень у зразку по Мізесу ($\sigma_{\text{екв}}$) уздовж осі X на поверхні при дії силового і температурного навантажень; б — графік розподілу приведених напружень уздовж зразка з максимальним значенням напружень у міжлунковому просторі ($\sigma_{\text{екв}/\text{max}}$ σ — відношення поточної еквівалентних напружень у зразку по Мізесу до максимального, D — поточна величина перерізу діаметра зразка від центра)

Зростання температури призводить до її вирівнювання на ТЛП (з 10 % до 2 %), тобто різниця температур на поверхні і біля основи встановлюється мінімальною (рис. 2.22). Термічні напруження в зразку при сталій температурі зменшується, оскільки немає істотного перепаду температур між його поверхнею і основою. Це виключає зменшення коефіцієнта тертя, що відповідає наступному етапу припрацювання з наступною стабілізацією коефіцієнта тертя і виходом на сталий режим тертя трибосполучення.

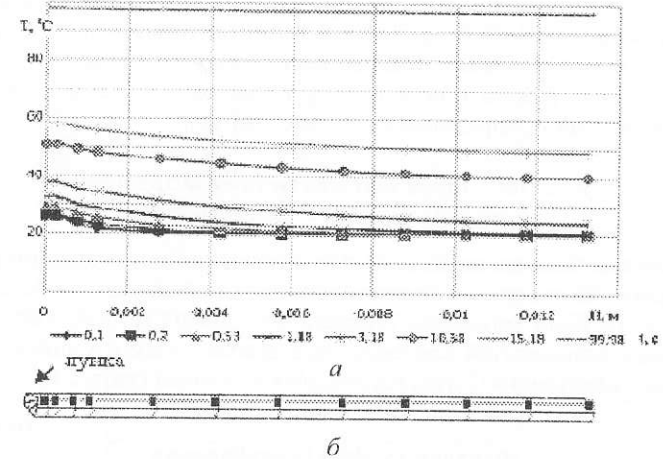


Рис. 2.22. Розподіл температури по глибині зразкавірця для різних часових інтервалів: а — графічне подання результатів; б — крапки, за якими проводилися дослідження

Для визначення напруженого стану моделі було взято за основу розподіл температурного поля зразка в останній часовий інтервал $t = 98$ с, виходячи з тих міркувань, що підвищення температури більше не відбувається походить при заданому постійному навантаженні. Як видно з рис. 2.21, найбільші напруження виникають у зоні трибоконтакту зразка вірцяю міжлунковому просторі з максимальними значеннями біля кромки лунки. Але та вони мінімальні і не можуть істотно впливати на ТЛП. Це пов'язано з тим [151], що дискретність контакту і релаксация 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 порівняно 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 лунки, то швидкість її росту зі збільшенням зсувних зусиль більша, ніж за розвитку проковзування в межах лунки. За переходу цієї ділянки через край лунки відбувається перехід від локального проковзування до глобального фрикційного ковзання трибоконтакту [152; 153].

Таким чином, наявність лунок призводить до зниження НДС на поверхні трибоконтакту, що буде сприяти зниженню коефіцієнта тертя і підвищенню довговічності трибосполучення в умовах фретинг-корозійного зношування. В даних умовах тертя можливі процеси часткового відведення тепла із зони трибоконтакту в лунковий простір, особливо на початковому етапі припрацювання трибосполучення.

2.7. Побудова математичних моделей за результатами експерименту

За результатами експерименту для визначення оптимального рельєфу ТЛП на робочій поверхні з метою отримання найкращих триботехнічних характеристик було проведено статистичний аналіз та побудовано регресійні моделі залежностей критерію оптимізації зносу в умовах фретинг-корозійного зношування (Y_3) від параметрів оптимізації (табл. 2.6).

Таблиця 2.6

Фактори та рівні їх варіювання

Номер з/п	Параметри оптимізації	Умовне позначення параметра	Межі варіювання
1	Відстань між рядками, $\cdot 10^{-3}$ м	X_1	1,5–3,0
2	Відстань у рядку (крок), $\cdot 10^{-3}$ м	X_2	1,5–3,0
3	Глибина дискретної ділянки, $\cdot 10^{-3}$ м	X_3	0,5–1,5
4	Навантаження, МПа	X_4	10–30
5	Амплітуда фретингу, мкм	X_5	100–300

Розрахунок моделей здійснювався за допомогою програми ППП ПРІАМ. Як початкові дані використовувалися матриця планування та результати експериментальних досліджень (табл. 2.7).

Після оброблення результатів експериментальних досліджень побудовано математичну модель, яка описує залежність критерію оптимізації від конструктивно-технологічних факторів [154]:

$$Y_5 = 0,00524817 - 0,0015448 x_3 + 0,00172928 x_5 + 0,00101434 x_4 x_5 + 0,000970422 x_4 + 0,000572524 x_1 x_3^2 + 0,000105732 x_1^2 x_2, \quad (2.1)$$

де Y_5 — математична модель в кодованих значеннях.

Таблиця 2.7

План проведення експерименту та результати експериментальних досліджень

Номер зразка	Відстань між рядками, $\cdot 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку (крок), $\cdot 10^{-3}$ м X_2	Глибина дискретної ділянки, $\cdot 10^{-3}$ м X_3	Навантаження, МПа X_4	Амплітуда фретингу, 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

Формули переходу від кодованих значень до натуральних:

$$x_1 = 1,21429 (X_1 - 2,17647);$$

$$x_1^2 = 2,54839 (x_1^2 - 0,168779x_1 - 0,47449);$$

$$x_2 = 1,33333 (X_2 - 2,25);$$

$$x_2^2 = 1,25753 (X_2^2 - 0,148148 X_2 - 0,352941);$$

$$x_3 = 1,78947 (X_3 - 0,941176);$$

$$x_3^2 = 2,07161 (X_3^2 - 0,0649836 X_3 - 0,452299);$$

$$x_4 = 0,0944444 (X_4 - 19,4118);$$

$$x_4^2 = 1,73772 (X_4^2 - 0,0806452 X_4 - 0,574074);$$

$$x_5 = 0,008 (X_5 - 175);$$

$$x_5^2 = 1,7 (X_5^2 - 0,588235).$$

Отримані залежності перевірені на адекватність, відтворюваність і інформативність результатів за критеріями математичної статистики. Результати статистичного аналізу наведено в табл. 2.8.

Таблиця 2.8

Статистичні характеристики моделі

Параметри статистичного аналізу	Значення параметрів для моделі Y5
Аналіз адекватності моделей	
Залишкова дисперсія	$5,23614 \cdot 10^{-7}$
Розрахункове значення F -критерію	10,2271
Рівень значущості F -критерію для адекватності для степенів вільності	$0,05$ $\nu^1 = 6$ $\nu^2 = 10$
Табличне значення F -критерію (за відсутності повторних дослідів)	1,83144
Стандартна помилка оцінки	0,000764565
Стандартна помилка оцінки, скоректована з урахуванням степенів вільності	0,0009221
Моделі адекватні	
Аналіз інформативності моделей	
Частка розсіювання, що пояснюється моделлю	0,931775

Закінчення табл. 2.8

Параметри статистичного аналізу	Значення параметрів для моделі Y5
Введено регресорів (ефектів)	7
Коефіцієнт множинної кореляції	0,965285
Коефіцієнт множинної кореляції, скоректований з урахуванням степенів вільності	0,949086
F відношення для R	22,7623
Рівень значущості F -критерію для інформативності для степенів вільності	$0,05$ $\nu^1 = 6$ $\nu^2 = 10$
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	

Результати повторних досліджень, що проведені в однакових умовах, перевірялися на статистичну відтворюваність за G -критерієм Кохрена

$$G = \frac{S_{\max}^2}{\sum_{i=1}^N S_i^2}, \quad (2.2)$$

де S_{\max}^2 — максимальна з дисперсій; S_i^2 — дисперсії, що розраховуються в кожному експерименті за повторним (дублюючим) дослідом за формулою:

$$S_i^2 = \frac{\sum_{j=1}^n (Y_{ij} - \bar{Y}_i)^2}{n-1}, \quad (2.3)$$

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.

Для всіх регресійних залежностей $G_{розр} < G_{табл}$ при $\alpha = 0,05$. Тому, ступінь розсіювання результатів за рядками матриці планування однаковий, а результати відтворені.

- Параметрами, які впливають на формування структури моделі, були:
- найсильніший ефект — номер 8 зразка 8 (див. табл. 2.7);
 - максимальна обмеженість коефіцієнта кореляції між ефектами — 0,4;
 - мінімальна обмеженість коефіцієнта кореляції ефектів з відгуком — 0,01;
 - обмеженість мінімальної частки розсіювання — 0,005.

Перевірка гіпотези на адекватність отриманих моделей результатів експерименту проводилася з використанням F -критерію Фішера

$$F_{роз.} = \frac{S_{ад}^2}{S_{відтвор}^2}, \quad (2.4)$$

де $S_{ад}^2 = \frac{n}{N-l} \sum_{i=1}^N (\bar{Y}_i - \hat{Y}_i)^2$ — дисперсія адекватності, l — кількість значущих коефіцієнтів у рівнянні регресії.

Для одержання моделей при прийнятому рівні значущості $\alpha = 0,05$ $F_{розр} < F_{табл}$, тому модель адекватно відображає результат експерименту.

Оцінювання якості отриманих математичних моделей проводилося шляхом визначення коефіцієнта множинної кореляції

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (Y_i - \bar{Y})^2}{\sum_{i=1}^N (\hat{Y}_i - \bar{Y})^2}, \quad (2.5)$$

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

Коефіцієнт множинної кореляції R показує величину статистичного зв'язку за рівнянням множинної регресії Y_i і початковими експериментальними результатами. В отриманих математичних моделях коефіцієнти множинної кореляції статистично значущі, тобто $F_{розр} > F_{табл}$, 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 бажано дослідити. Опорною (такою, що набуває декількох значень) обирають

змінну, що (або) входить у взаємодію з раніше обраною, або має важливе значення при дослідженні. Решту змінних фіксують на визначених рівнях (рис. 2.23–2.41).

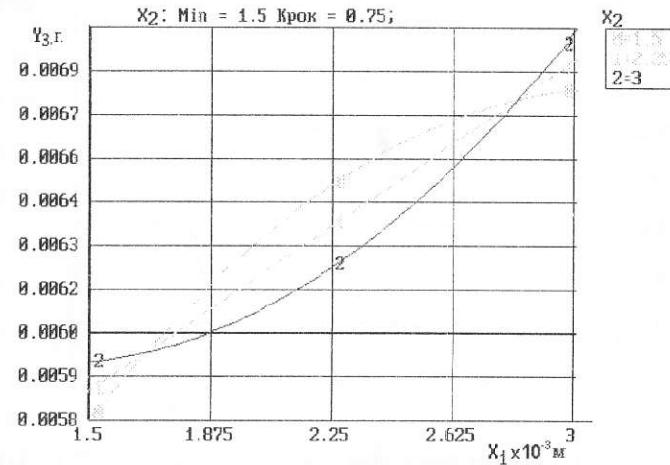


Рис. 2.23. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа; $X_5 = 250$ мкм

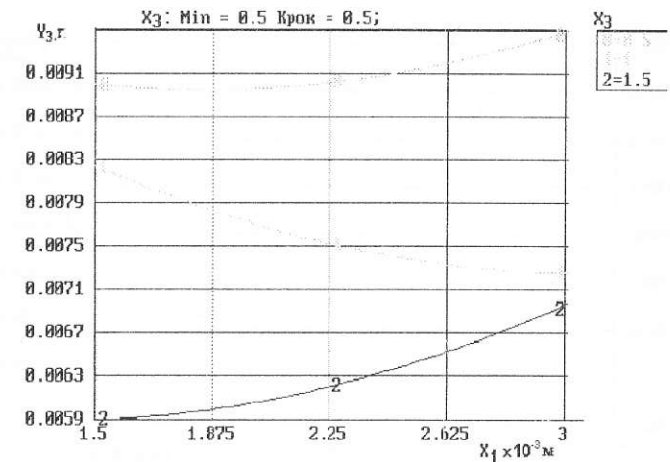


Рис. 2.24. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа; $X_5 = 250$ мкм

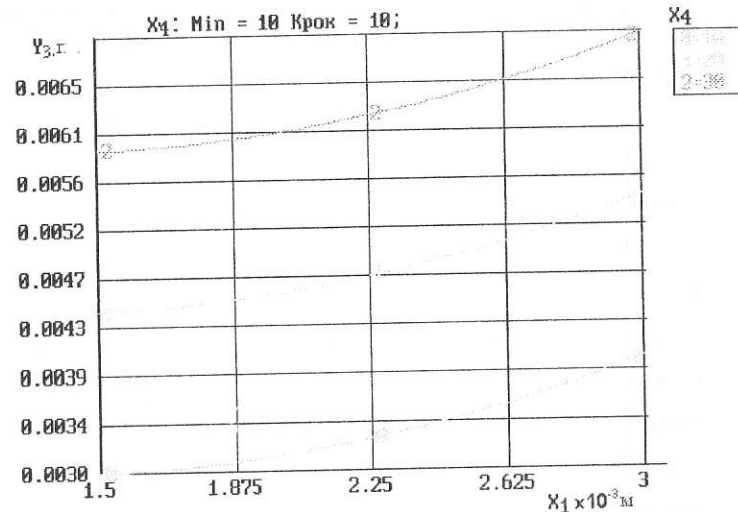


Рис. 2.25. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_5 = 250$ мкм

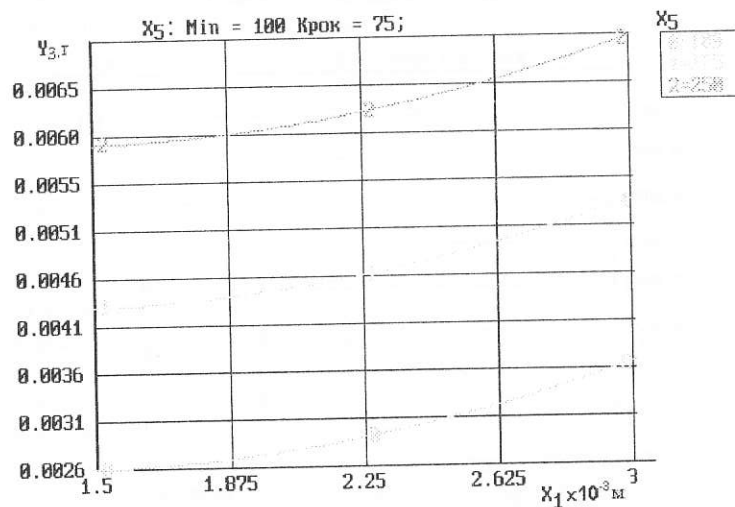


Рис. 2.26. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

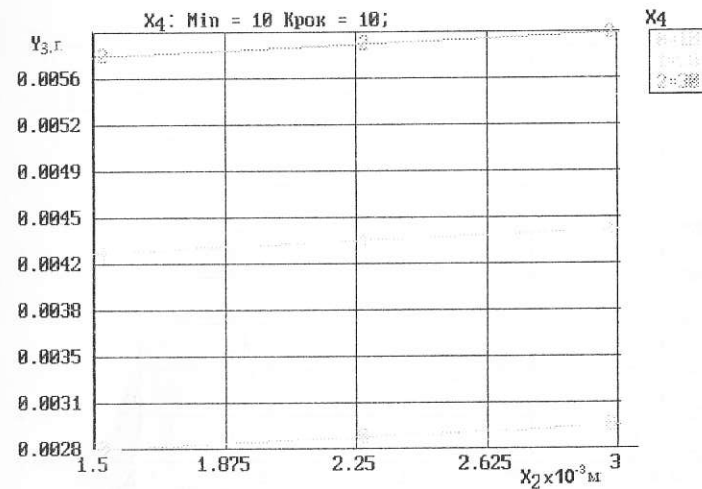


Рис. 2.27. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_5 = 250$ мкм

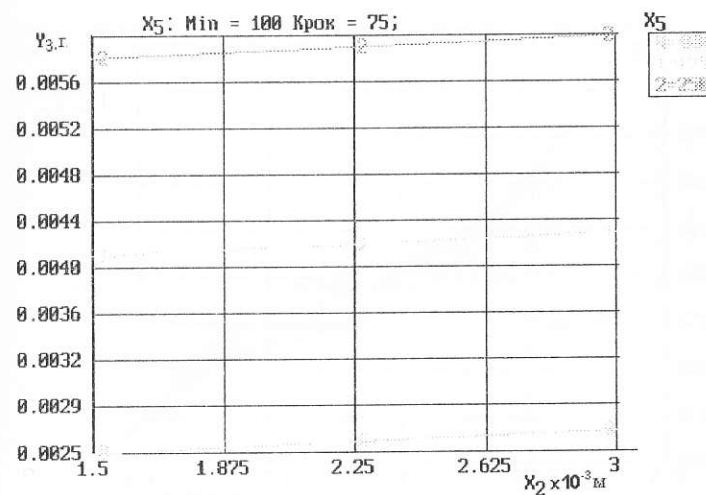


Рис. 2.28. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

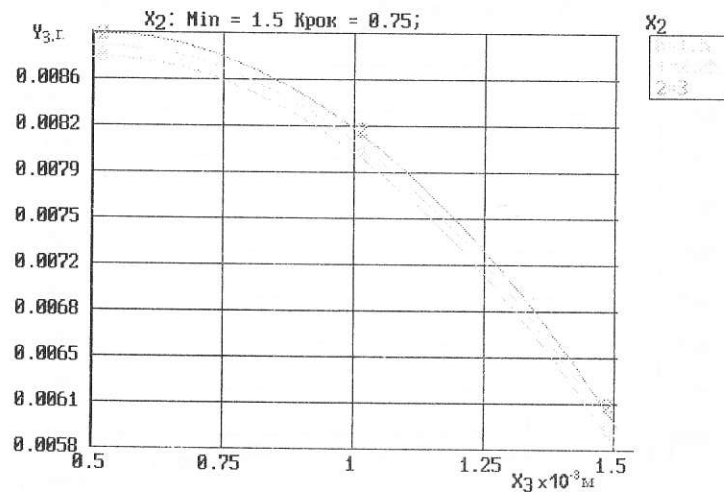


Рис. 2.29. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_3, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа; $X_5 = 250$ мкм

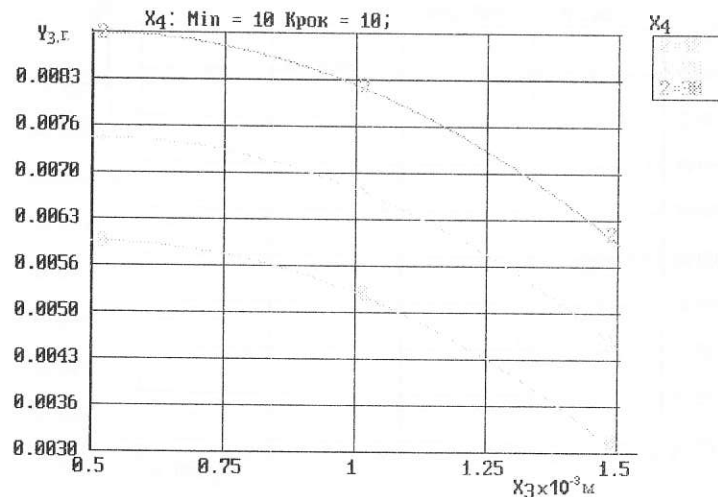


Рис. 2.30. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_5 = 250$ мкм

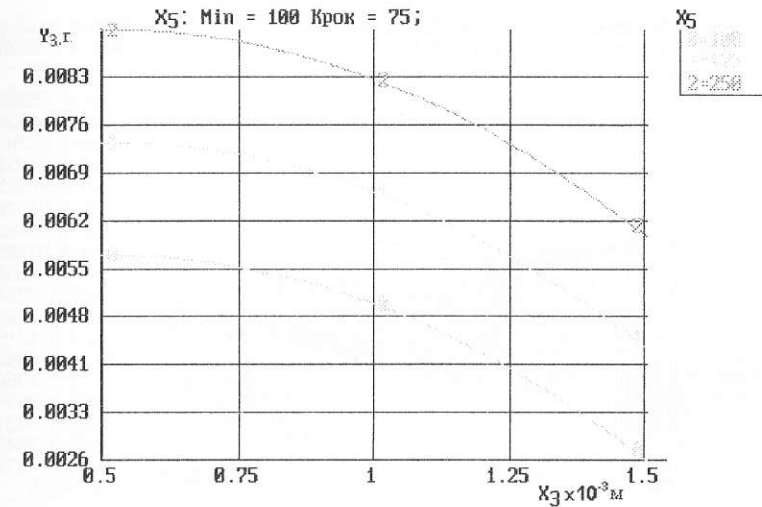


Рис. 2.31. Графіки часткових рівнянь регресії $Y_3 = f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

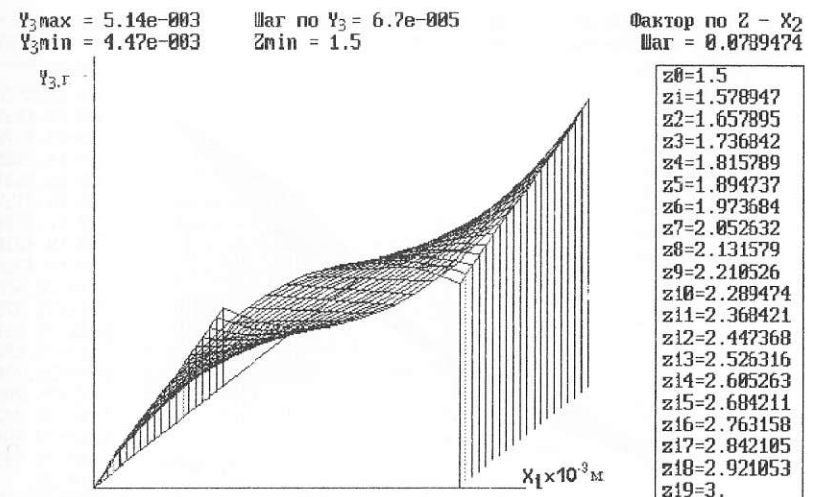


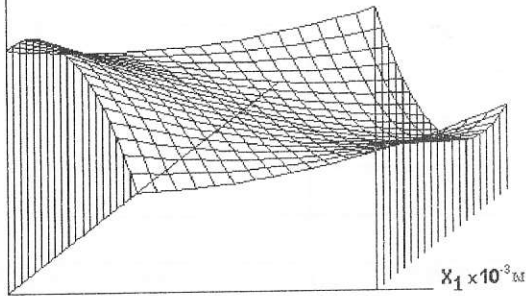
Рис. 2.32. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_1, X_2)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_3 = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 10$ МПа; $X_5 = 50$ мкм

$Y_3 \text{max} = 5.14e-003$
 $Y_3 \text{min} = 1.63e-003$

Шаг по $Y_3 = 3.51e-004$
 $Z \text{min} = 0.5$

Фактор по $Z - X_3$
 Шаг = 0.0526316

Y_3, Γ



z0=0.5
 z1=0.5526316
 z2=0.6052632
 z3=0.6578947
 z4=0.7105263
 z5=0.7631579
 z6=0.8157895
 z7=0.8684211
 z8=0.9210526
 z9=0.9736842
 z10=1.026316
 z11=1.078947
 z12=1.131579
 z13=1.184211
 z14=1.236842
 z15=1.289474
 z16=1.342105
 z17=1.394737
 z18=1.447368
 z19=1.5

$Y_3 \text{min} \& X_1 \text{min} \& Z \text{min}$ $X_1 \text{min} = 1.5$ $X_1 \text{max} = 3$ Шаг по $X = 0.075$

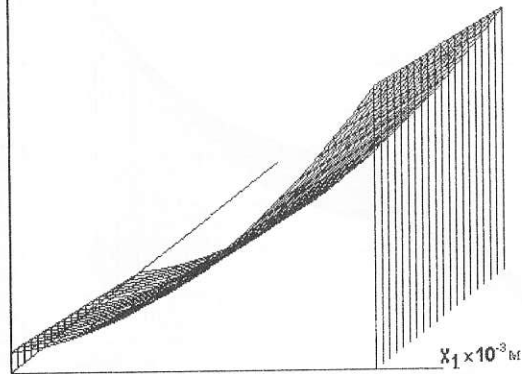
Рис. 2.33. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_1, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 10$ МПа; $X_5 = 50$ мкм

$Y_3 \text{max} = 2.68e-003$
 $Y_3 \text{min} = 1.55e-003$

Шаг по $Y_3 = 1.13e-004$
 $Z \text{min} = 10$

Фактор по $Z - X_4$
 Шаг = 1.05263

Y_3, Γ



z0=10
 z1=11.05263
 z2=12.10526
 z3=13.15789
 z4=14.21053
 z5=15.26316
 z6=16.31579
 z7=17.36842
 z8=18.42105
 z9=19.47368
 z10=20.52632
 z11=21.57895
 z12=22.63158
 z13=23.68421
 z14=24.73684
 z15=25.78947
 z16=26.84211
 z17=27.89474
 z18=28.94737
 z19=30

$Y_3 \text{min} \& X_1 \text{min} \& Z \text{min}$ $X_1 \text{min} = 1.5$ $X_1 \text{max} = 3$ Шаг по $X = 0.075$

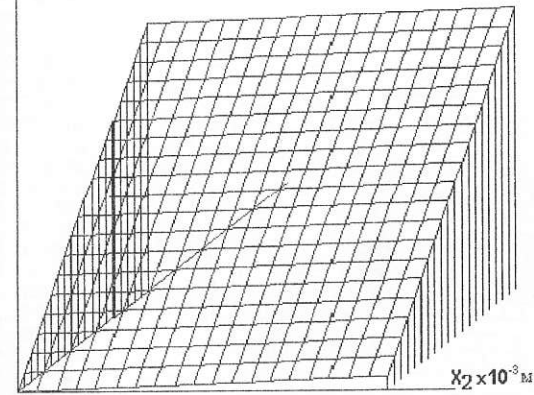
Рис. 2.34. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_1, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_5 = 50$ мкм

$Y_3 \text{max} = 8.09e-003$
 $Y_3 \text{min} = 4.14e-003$

Шаг по $Y_3 = 3.95e-004$
 $Z \text{min} = 10$

Фактор по $Z - X_4$
 Шаг = 1.05263

Y_3, Γ



z0=10
 z1=11.05263
 z2=12.10526
 z3=13.15789
 z4=14.21053
 z5=15.26316
 z6=16.31579
 z7=17.36842
 z8=18.42105
 z9=19.47368
 z10=20.52632
 z11=21.57895
 z12=22.63158
 z13=23.68421
 z14=24.73684
 z15=25.78947
 z16=26.84211
 z17=27.89474
 z18=28.94737
 z19=30

$Y_3 \text{min} \& X_2 \text{min} \& Z \text{min}$ $X_2 \text{min} = 1.5$ $X_2 \text{max} = 3$ Шаг по $X = 0.075$

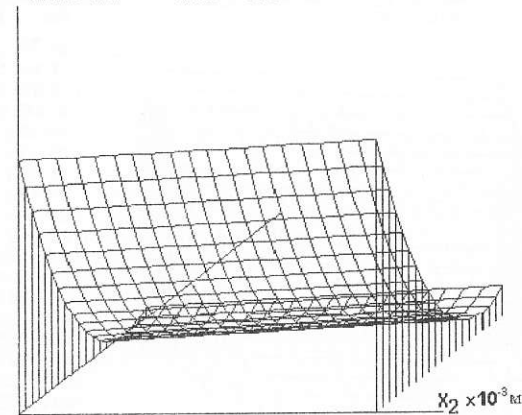
Рис. 2.35. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_2, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

$Y_3 \text{max} = 1.05e-002$
 $Y_3 \text{min} = 7.78e-003$

Шаг по $Y_3 = 2.72e-004$
 $Z \text{min} = 0.5$

Фактор по $Z - X_3$
 Шаг = 0.0526316

Y_3, Γ



z0=0.5
 z1=0.5526316
 z2=0.6052632
 z3=0.6578947
 z4=0.7105263
 z5=0.7631579
 z6=0.8157895
 z7=0.8684211
 z8=0.9210526
 z9=0.9736842
 z10=1.026316
 z11=1.078947
 z12=1.131579
 z13=1.184211
 z14=1.236842
 z15=1.289474
 z16=1.342105
 z17=1.394737
 z18=1.447368
 z19=1.5

$Y_3 \text{min} \& X_2 \text{min} \& Z \text{min}$ $X_2 \text{min} = 1.5$ $X_2 \text{max} = 3$ Шаг по $X = 0.075$

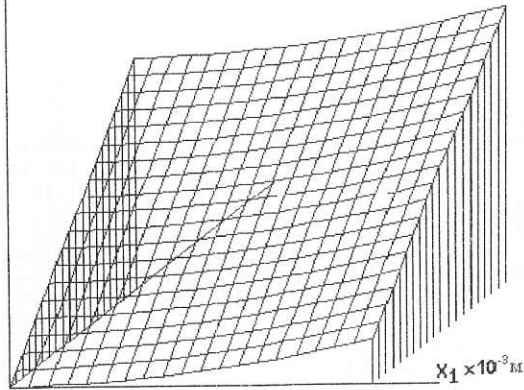
Рис. 2.36. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_2, X_3)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа; $X_5 = 300$ мкм

$Y_3 \text{ max} = 8.09e-003$
 $Y_3 \text{ min} = 1.55e-003$

Шаг по $Y_3 = 6.54e-004$
 $Z \text{ min} = 50$.

Фактор по Z - X_5
 Шаг = 13.1579

$Y_{3,r}$



z0=50.
 z1=63.15789
 z2=76.31579
 z3=89.47368
 z4=102.6316
 z5=115.7895
 z6=128.9474
 z7=142.1053
 z8=155.2632
 z9=168.4211
 z10=181.5789
 z11=194.7368
 z12=207.8947
 z13=221.0526
 z14=234.2105
 z15=247.3684
 z16=260.5263
 z17=273.6842
 z18=286.8421
 z19=300.

$Y_{3 \text{ min}} \& X_{\text{min}} \& Z_{\text{min}}$ $X_{\text{min}} = 1.5$ $X_{\text{max}} = 3$ Шаг по X = 0.075

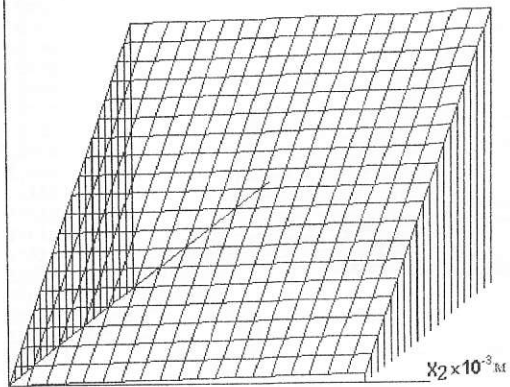
Рис. 2.37. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_1, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_5 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 300$ мкм

$Y_3 \text{ max} = 8.09e-003$
 $Y_3 \text{ min} = 2.41e-003$

Шаг по $Y_3 = 5.68e-004$
 $Z \text{ min} = 50$.

Фактор по Z - X_5
 Шаг = 13.1579

$Y_{3,r}$



z0=50.
 z1=63.15789
 z2=76.31579
 z3=89.47368
 z4=102.6316
 z5=115.7895
 z6=128.9474
 z7=142.1053
 z8=155.2632
 z9=168.4211
 z10=181.5789
 z11=194.7368
 z12=207.8947
 z13=221.0526
 z14=234.2105
 z15=247.3684
 z16=260.5263
 z17=273.6842
 z18=286.8421
 z19=300.

$Y_{3 \text{ min}} \& X_{\text{min}} \& Z_{\text{min}}$ $X_{\text{min}} = 1.5$ $X_{\text{max}} = 3$ Шаг по X = 0.075

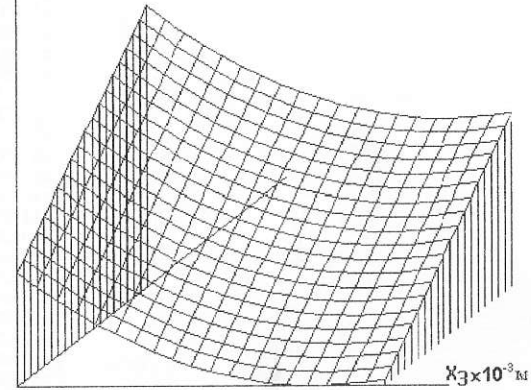
Рис. 2.38. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_2, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

$Y_3 \text{ max} = 1.05e-002$
 $Y_3 \text{ min} = 4.22e-003$

Шаг по $Y_3 = 6.28e-004$
 $Z \text{ min} = 10$.

Фактор по Z - X_4
 Шаг = 1.05263

$Y_{3,r}$



z0=10.
 z1=11.05263
 z2=12.10526
 z3=13.15789
 z4=14.21053
 z5=15.26316
 z6=16.31579
 z7=17.36842
 z8=18.42105
 z9=19.47368
 z10=20.52632
 z11=21.57895
 z12=22.63158
 z13=23.68421
 z14=24.73684
 z15=25.78947
 z16=26.84211
 z17=27.89474
 z18=28.94737
 z19=30.

$Y_{3 \text{ min}} \& X_{\text{min}} \& Z_{\text{min}}$ $X_{\text{min}} = 0.5$ $X_{\text{max}} = 1.5$ Шаг по X = 0.05

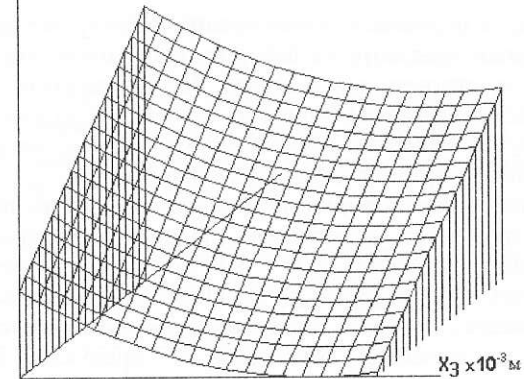
Рис. 2.39. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_3, X_4)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_5 = 300$ мкм

$Y_3 \text{ max} = 1.05e-002$
 $Y_3 \text{ min} = 2.48e-003$

Шаг по $Y_3 = 8.02e-004$
 $Z \text{ min} = 50$.

Фактор по Z - X_5
 Шаг = 13.1579

$Y_{3,r}$



z0=50.
 z1=63.15789
 z2=76.31579
 z3=89.47368
 z4=102.6316
 z5=115.7895
 z6=128.9474
 z7=142.1053
 z8=155.2632
 z9=168.4211
 z10=181.5789
 z11=194.7368
 z12=207.8947
 z13=221.0526
 z14=234.2105
 z15=247.3684
 z16=260.5263
 z17=273.6842
 z18=286.8421
 z19=300.

$Y_{3 \text{ min}} \& X_{\text{min}} \& Z_{\text{min}}$ $X_{\text{min}} = 0.5$ $X_{\text{max}} = 1.5$ Шаг по X = 0.05

Рис. 2.40. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_3, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_4 = 30$ МПа

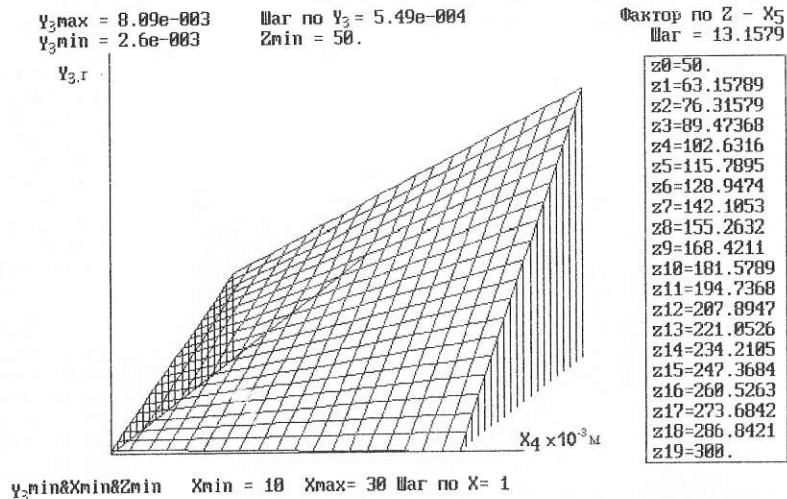


Рис. 2.41. Графік дослідження поверхні відгуку $Y_3 = f(X_4, X_5)$ при зафіксованих факторах на рівні $X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м; $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м

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, у результаті статистичного аналізу встановлено, що регресійні залежності адекватні та інформативні, результати відтворені, коефіцієнти b_0 і b_i статистично значущі. Усе це свідчить 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-корозійного зношування.

Аналіз динаміки зростання амплітуди ковзання показав, що інтенсивність фретинг-корозійного зношування збільшується при зростанні параметра X_1 (див. рис. 2.26, 2.37). Це пояснюється тим, що при збільшенні відстані між рядками X_1 зменшується кількість видалених продуктів зношування з поверхні тертя з міжлункового простору в лунки, що призводить до локальної абразивної дії продуктів зношування, руйнування граничної мастильної плівки, втомного розпушування поверхні матеріалу і інтенсифікації процесів захоплення (рис. 2.42). Збільшення відстані у рядку X_2 при зростанні амплітуди (див. рис. 2.28, 2.38) не впливає на інтенсивність фретинг-корозійного зношування.

Інша тенденція спостерігається при зростанні навантаження X_4 (див. рис. 2.30, 2.39) і X_5 (див. рис. 2.31, 2.40) при збільшенні парамет-

ра X_3 , коли інтенсивність фретинг-корозійного зношування різко падає і досягає свого мінімального значення при значенні $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м. Це пояснюється здатністю лунк 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 в лунках для забезпечення регенерації граничних мастильних плівок у місцях трибоконтакту. Крім того, зростання навантаження і амплітуди призведе до зростання ролі температурного фактора, який компенсується здатністю лунк відводити спалахи температури в місцях контакту.

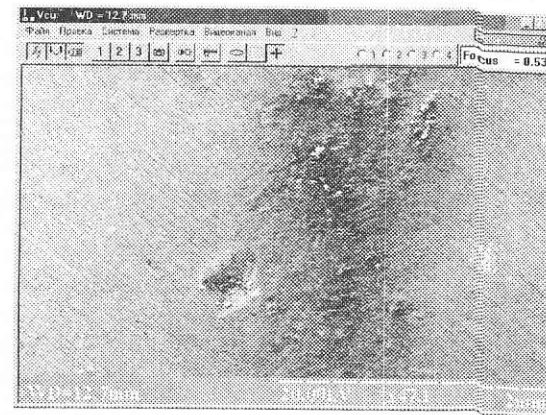


Рис. 2.42. Фрактографічні зображення поверхні тертя ($X_1 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м, $X_2 = 3,0 \cdot 10^{-3}$ м, $X_3 = 1,5 \cdot 10^{-3}$ м, $X_4 = 30$ МПа)

Таким чином, за результатами проведеного аналізу та багатопараметричної оптимізації триботехнічних характеристик зразків з ТЛП встановлено оптимальні параметри, за якими знос в умовах фретинг-корозії має найменші значення (табл. 2.9).

Таблиця 2.9
Результати багатопараметричної оптимізації за математичними моделями

Значення факторів					Значення критеріїв
Відстань між рядками, $\cdot 10^{-3}$ м X_1	Відстань у рядку, $\cdot 10^{-3}$ м X_2	Глибина лунки, $\cdot 10^{-3}$ м X_3	Навантаження, МПа X_4	Амплітуда, мкм X_5	Знос в умовах фретинг-корозійного зношування, гр. Y_3
1,49043	2,92383	1,48047	9,9218	100,586	0,00225366

2.8. Дослідження впливу дискретно-текстурованих лункових поверхонь на фретинг-утому

У результаті проведення експериментальних досліджень було одержано криві втоми сталі 30ХГСА на корсетних зразках (крива 1 на рис. 2.43) і на цих же зразках за наявності притиснутих до них фретинг-накладок (крива 2 на рис. 2.43). Зусилля притискання накладок до зразка вибирали виходячи з реалізації найбільш пошкодженого рівня контактних напружень. Наведені на рис. 2.43 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 [155–157].

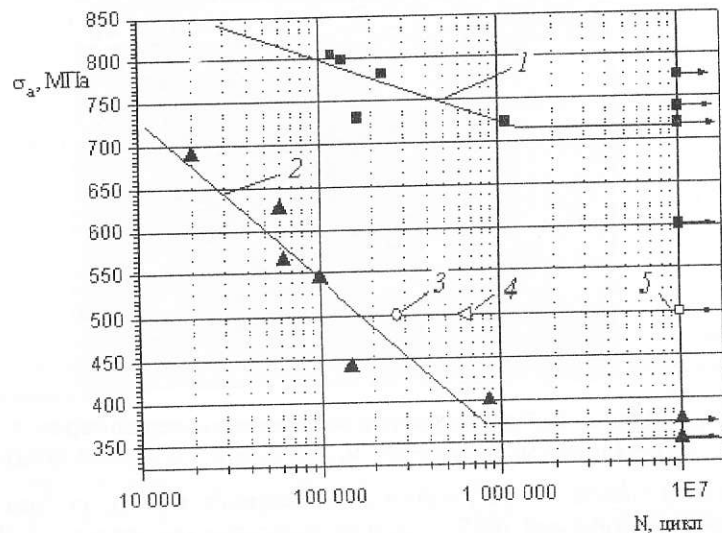


Рис. 2.43. Результати випробувань сталі 30ХГСА на втоми і фретинг-утому: 1 — крива втоми гладких зразків; 2 — крива втоми тих же зразків в умовах фретингу в контакт з тією ж сталлю за номінального контактного тиску 140 МПа; 3, 4, 5 — фретинг-утома зразків за номінального контактного тиску 56, 70 і 14 МПа відповідно

У табл. 2.10 наведені числові значення результатів статистичної обробки даних кривих втоми і фретинг-утоми дослідженої сталі за їхнього представлення у вигляді лінії регресії

$$\lg N = A - B\sigma_a, \quad (2.6)$$

де N — кількість циклів навантаження до руйнування зразка; σ_a — амплітуда прикладеного напруження в перерізі, у якому сталося руйнування.

Таблиця 2.10

Дані статистичної обробки кривих втоми і фретинг-утоми

Вид досліджень	Вільний член, А	Коефіцієнт регресії, В	Коефіцієнт кореляції, R	Середньоквадратичне відхилення, S
Втома	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 $\lg N$.

Слід зазначити, що, незважаючи на близькі значення середньоквадратичних відхилень для обох кривих, розсіювання результатів більш значуще для випадку «чистої» втоми, оскільки 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 виміру параметрів фретингу і циклічної деформації було використано цифрову обробку сигналів [158].

Оскільки рівень контактних напружень у досліді з випробувань на фретинг-утому був вибраний виходячи з літературних джерел, а за такого рівня притискання накладок проковзування в контакт може бути незначним, було виконано кілька експериментів за менших значень контактних напружень і амплітуди циклічних напружень $\sigma_a = 500$ МПа.

На рис. 2.43 ці точки позначені цифрами 3, 4, 5 ($S_{\kappa\phi}$ 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 параметра залишається майже на одному рівні, можна вважати, що цей рівень досягнуто. Тим більше, що перерахунок на фактичні напруження в контакт свідчить, що вони змінювалися в різних досліджених з побудови кривої фретинг-утоми у діапазоні $S_{\kappa\phi}$ — 276–290 МПа.

На рис. 2.44 наведені фактографічні зміни поверхонь зламу зразків, які показують, що в зразках, які випробувалися на «чисту» втоми, зародження тріщини та її розповсюдження відбувалося з одного осередку (рис. 2.44, а, б), а в зразках, навантажених за умов фретингу, може бути декілька таких осередків (рис. 2.44, в, г), що пов'язано з нерівностями, які можуть давати кілька плям фретинг пошкодження при контакт площина-площина, який використовувався в експерименті.

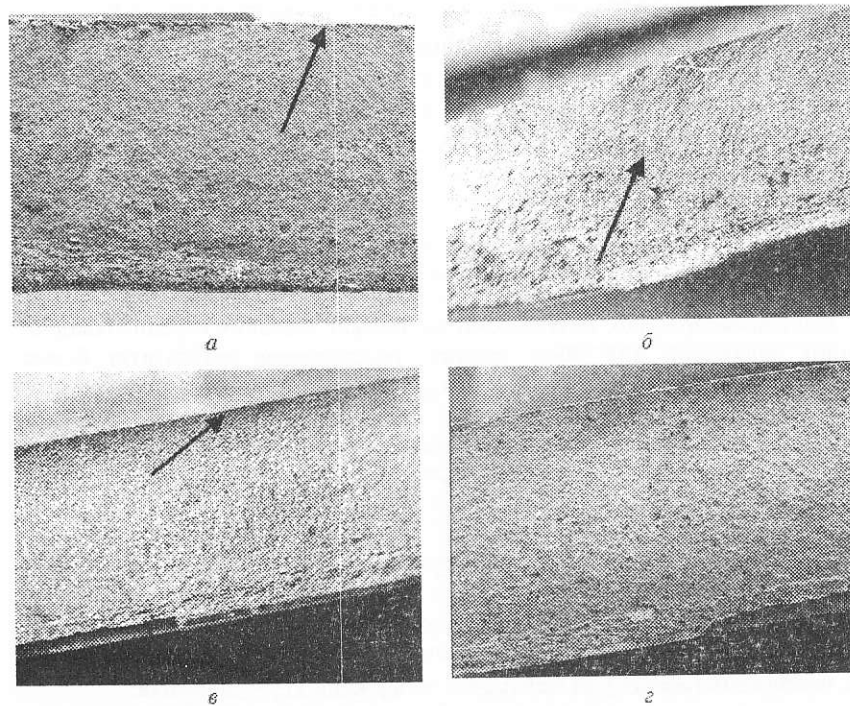


Рис. 2.44. Фрактографічні зміни поверхонь зламу досліджених зразків (·25) в умовах втоми (а, б) та фретинг-втоми (в, г). Стрілками вказано: а — місце зародження тріщини втоми; б — фронт розповсюдження тріщини втоми; в — початкове зростання тріщини фретинг-втоми під кутом до поверхні контакту; г — зародження двох тріщин втоми та їх місце сходження

Це, по-перше, якоюсь мірою, пояснює більший розкид результатів при втомі, порівняно з фретинг-втомою, і, по-друге, свідчить про те, що напружений стан, який призводить до руйнування у випадку фретинг-втоми, 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 в різних зразків і, отже, обумовлювати більше розсіювання довговічності.

Слід також зазначити 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 осях у зоні фретингу.

На рис. 2.45 подані результати випробувань на втому і фретинг-втому зразків з дискретними поверхнями. Отримані результати свідчать про те, що ТЛП для даного режиму його нанесення істотно знижує характеристики опору втоми зразків зі сталі 30ХГСА порівняно з гладкими зразками (границя витривалості зменшилася в $\sim 1,84$ рази, криві 1 і 6 на рис. 2.45 і табл. 2.11). Це цілком закономірно, тому що лунки є концентраторами напружень, і, крім того, у процесі нанесення лунок у їх околиці на поверхні зразка ініціюються залишкові напруження розтягу. Але зниження характеристик опору фретинг-втоми зразків з лунками (крива 2) стосовно характеристик їх «чистої» втоми (крива 1) істотно менше (границя витривалості відрізняється в $\sim 1,22$ рази), ніж 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 лунок стосовно характеристик опору втоми в умовах фретингу. Крім цього, як видно з рис. 2.45, характеристики опору втоми в умовах фретингу зразків з ТЛП і гладких зразків 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.

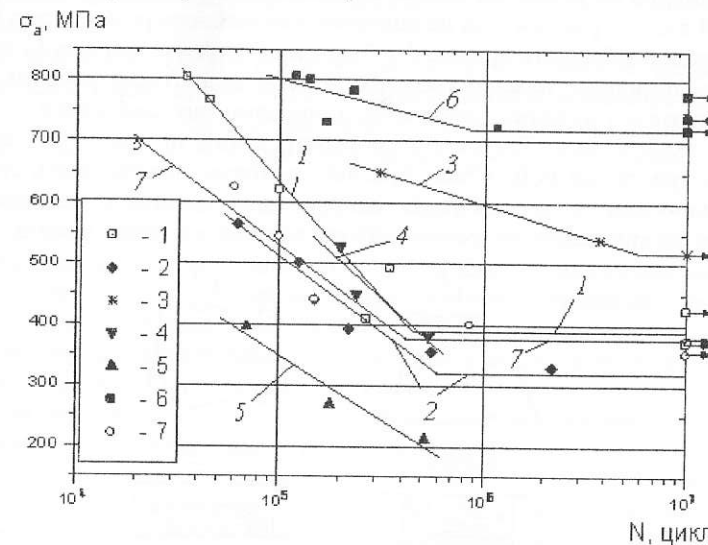


Рис. 2.45. Результати випробувань на втому і фретинг-втому зразків зі сталі 30ХГСА: 1, 3, 4, 6 — криві «чистої» втоми; 2, 5, 7 — криві втоми в умовах фретингу (□, ◆ — зразки з ТЛП; * — зразки з ТЛП з наступним іонним азотуванням; ▼, ▲ — зразки з електроіскровим покриттям ВК8+М; ■, ○ — поліровані зразки без покриття)

Таблиця 2.11

Границі витривалості випробуваних партій зразків зі сталі 30ХГСА

Вид досліджень	Границі витривалості зразків з різною обробкою поверхонь, σ_{-1} , МПа		
	Полірування без покриття	ТЛП	ТЛП+ШТА
Втома	718	390	520
Фретинг-втома	375	320	—

Слід зазначити, що після фіксації кількості циклів до руйнування за прийнятним 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 пов'язане з розташуванням лунок. Тільки в одному випадку тріщини втоми ініціювалися на контурах лунок, тому що в цьому випадку край опори контртіла збігся з лінією розміщення лунок. Схематично це показано на рис. 2.46. Однак це не вплинуло на загальний вигляд положення експериментальних точок на кривій втоми 2 рис. 2.45, 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 лунками, порівняно зі зразками вихідної партії, поверхня яких полірувалась. Результат, проілюстрований на рис. 2.46, свідчить також про те, що НДС у зоні фретингу визначає довговічність сталі при фретинг-утомі, а концентрація напружень і залишкові напруження в лунках не впливають на граничний стан матеріалу в даних умовах.

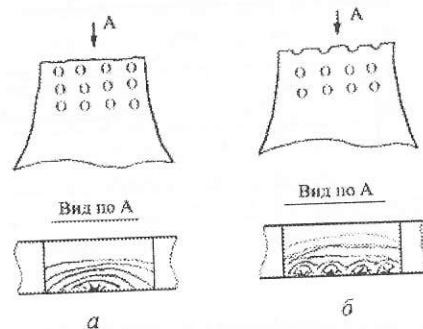


Рис. 2.46. Схематичне зображення поверхні і зламу зразків з ТЛП, зруйнованих від фретинг-утоми: а — руйнування поза лунками; б — руйнування по лунках

Значне зниження характеристик опору втоми сталі 30ХГСА в області границі витривалості при нанесенні ТЛП на поверхню зразка пов'язано з впливом концентрації напружень у лунках і ініційованими технологією їхнього формування залишковими напруженнями розтягу. З огляду на невисокі значення залишкових напружень при оптимальному формуванні дискретної поверхні, зниження границі витривалості сталі 30ХГСА, оцінене за діаграмою Хейя через залишкові напруження, як асиметрію циклу, може складати близько 3 %.

Отже, основне зниження кривої втоми 1 порівняно з кривою б на рис. 2.45 пов'язано з напруженнями від лунок як концентраторів. Дійсно, якщо для орієнтовної оцінки максимальних напружень (σ_{\max}) узяти рішення Нейбера для мілкого зовнішнього виточення:

$$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_a} = 3 \sqrt{\frac{t}{2\rho}} - 1 + \frac{4}{2 + \sqrt{\frac{t}{2\rho}}}, \quad (2.7)$$

де σ_a — амплітуда номінальних напружень у розрахунковому перерізі; t — глибина мілкого зовнішнього виточення; ρ — радіус округлення виточення.

Наведена 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 відношення $\frac{t}{\rho}$: навіть при $\frac{t}{\rho} = 1$ відношення $\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_a}$ складає $\sim 2,6$.

Таким чином, можна припустити, що, дійсно, концентрація напружень за рахунок лунок призвела до значного зниження границі витривалості випробуваної сталі. З огляду на це, а також на результати досліджень, представлених кривою 3 (див. рис. 2.45), можна вважати, що іонне азотування ТЛП призвело до значного підвищення характеристик опору втоми вихідного матеріалу до рівня, що може бути визначений через ефективний коефіцієнт концентрації напружень, що впливає зі співвідношення напружень кривих б і 1 (див. рис. 2.45). Тобто, це величина границі витривалості близько 900 МПа, якщо вважати, що концентрація напружень від лунок після азотування поверхні залишилася на тому ж рівні, що і до азотування.

Як видно з рис. 2.45, 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 місця дії фретингу. Тобто, руйнування проходило від «чистої» втоми в зоні дії максимальних напружень по лінії розташування лунок (рис. 2.46, а). При цьому в перерізі зразка на лінії контакту з контртілом напруження були ~ на 20 % меншими [159–162]. Незважаючи на це, такі напруження істотно вище, ніж напруження, за яких відбувалося руйнування від фретинг-утоми й втоми зразків з ТЛП (криві 1 і 2, рис. 2.45). Тому логічно зробити висновок, що передбачувана крива фретинг-утоми зразків з іонним азотуванням ТЛП близька до кривої «чистої» втоми і характеристики опору фретинг-утоми істотно вище, ніж у зразків з ТЛП і у вихідних полірованих зразках.

Такого не можна сказати про ефект дискретного покриття, нанесеного електроіскровим методом. Характеристики опору втоми як в умовах «чистої» втоми, так і в умовах фретинг-утоми дуже істотно знизилися. Хоча на рис. 2.45 криві втоми 4 і 5 позначені усього лише трьома реперними точками, явно спостережується тенденція до різкого погіршення втомлених характеристик. Так, що в цьому випадку про границю витривалості говорити не приходиться.

На рис. 2.47, б показані фотографічні зміни зламу зразка з електроіскровим покриттям зруйнованого від фретинг-утоми. Стрілками позначені два осередки зародження втомної тріщини, що зумовлено наявністю ушкодження вихідного матеріалу в дискретних ділянках електроіскрового проникнення сплаву ВК8+М у сталь 30ХГСА. Ці ушкодження знижують вихідні втомні характеристики сталі (криві 6 і 4 на рис. 2.46) і значно погіршують опір утомі при додатковому впливі на них зусиль від контакту і тертя в зоні фретингу [159].

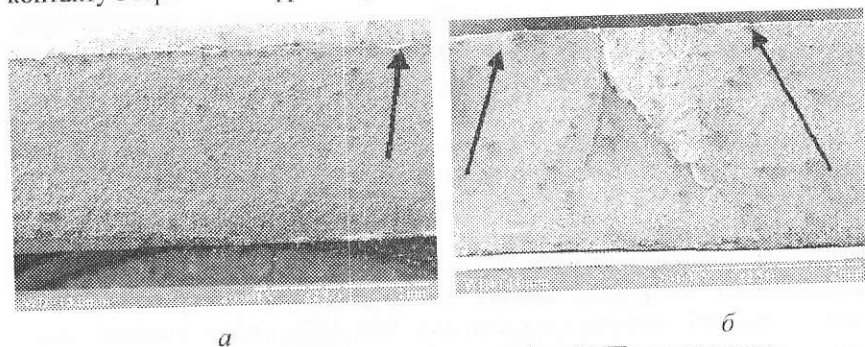


Рис. 2.47. Фотографічні зміни зразків з ТЛП з наступним іонним азотуванням (а) і електроіскровим покриттям ВК8+М (б) зруйнованих від фретинг-утоми (стрілкою позначено осередок зародження утомленої тріщини)

Порівнюючи ці результати і дані щодо фретинг-корозійного зношування сталі з ТЛП, можна зробити висновок, що наявність такої поверхні є

позитивним чинником для підвищення опору сталі фретинг-корозійному 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-утоми 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 ТЛП. В обговореному випадку циклічні навантаження мають на увазі на рівні, що відповідають випробуваному діапазону амплітуд напружень — області багатоциклової втоми.

Список використаних літературних джерел до розділу 2

1. Gaul D. J. The effect of fretting and environment on fatigue crack, initiation and early propagation in a quenched and tempered 4130 steel / D. J. Gaul, J. Duguet // Metallurgical Transaction, A. — 1980. — Vol. 11A. — P. 1555–1561.
2. Waterhouse R. B. Fretting Corrosion / R. B. Waterhouse // Pergamon Press. — 1972. — Vol. 10. — P. 272.
3. Армбрустер М. Фреттинг-коррозия: возникновение и пути борьбы с ней / М. Армбрустер // Трение, износ и смазочные материалы: Труды Междунар. конф., (Москва, Ташкент). — 1985. — Том 1. — С. 229–234.
4. Шевеля В. В. Фреттинг-усталость металлов / В. В. Шевеля, Г. С. Калда. — Хмельницький: Поділля, 1998. — 299 с.
5. Усталость и хрупкость металлических материалов / В. С. Иванова, С. Е. Гуревич, И. М. Копьев и др. — М.: Металлургиздат, 1968. — 216 с.
6. Шанявський А. А. Роль контактного взаємодіяння берегов усталостної тріщини в формуванні сферических частиц при фреттинге / А. А. Шанявський // Трение и износ. — 1985. — Т. 6, № 4. — С. 613–618.
7. Степанов В. Н. Некоторые вопросы методики исследования циклической прочности металлов в условиях фреттинг-коррозии / В. Н. Степанов // Прочность металлов при циклических нагрузках. — М.: Наука, 1967. — С. 181–183.
8. Голего Н. Л. Фреттинг-коррозия металлов / Н. Л. Голего, А. Я. Алябьев, В. В. Шевеля. — К.: Техніка, 1974. — 272 с.
9. Queruel M. Usure et frottement: l'Insa etude lespetits debatementes/ M. Queruel // Galvano-Organo-Train Surfase. — 1988. — 57, № 13. — P. 33.

10. Eckert J., Richter H. Reibkorrosion an einem Abtriebsflansch. Fretting Corrosion on an Output Shaft Flang / J. Eckert, H. Richter // *Prakt. Metallurg.* — 1984. — V.21, № 3. — S. 140–143.
11. Heinz R. Schwingungsverschleiss — Erscheinungsformen, Prufmethoden und Abhilfemassnahmen / R. Heinz // *Mat. — Wiss. u. Werkstofftech.* — 1989. — 20, № 1. — S. 14–20.
12. Hoepfner D. W. Fretting fatigue considerations in engineering design / D. W. Hoepfner, F. L. Gates // *Wear.* — 1981. — Vol. 70, № 2. — P. 155–164.
13. Ковалевский В. В. Малоамплитудный фреттинг-износ и фреттинг-усталость металлов и сплавов: 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.
14. Neukirchner J. Tribokorrosion und Wege zu ihrer Verhinderung / J. Neukirchner // *Maschinenbautechnik.* — 1980. — V. 29, № 7. — S. 313–316.
15. Уотерхауз Р. Б. Фреттинг-коррозия / Р. Б. Уотерхауз. — Л.: Машиностроение, 1976. — 272 с.
16. Филимонов Г. Н. Фреттинг в соединениях судовых деталей / Г. Н. Филимонов, Л. Т. Балацкий. — Л.: Судостроение, 1973. — 296 с.
17. Усталостное разрушение стале и дисков колес автомобилей и рекомендации по их расчетам на прочность. Влияние различных факторов на характеристики сопротивления усталости стале и колес / В. Т. Трошенко, Г. В. Цыбанев, В. В. Зорин и др. — К.: Ин-т пробл. прочн., 1988. — 45 с.
18. Schijve J. Significance of fatigue cracks in micro-range and macro-range, fatigue crack propagation / J. Schijve // *ASTM. Spec Techn. Publ.* — 1967. — № 5. — P. 415.
19. Шевеля В. В. Механизм разрушения металлов при фреттинг-усталости / В. В. Шевеля, Г. С. Калда // *Проблемы трибології.* — 2000. — № 2. — С. 72–76.
20. Waterhouse R. B. The effect of clamping stress distribution on the fretting fatigue of alpha brass and Al-Mg-Zn-alloy / R. B. Waterhouse // *ASLE Transactions.* — 1968. — Vol. 11, № 1. — P. 401.
21. Yan P. The effect of number of cycles on the critical transition boundary between fretting fatigue and fretting wear / P. Yan // *Wear.* — 1993. — Vol. 160, № 2. — P. 279–289.
22. Fenner A. J. A study of the onset of fatigue damage due to fretting / A. J. Fenner, J. E. Field // *North East Coast Inst. of Eng. and Shipbuilders.* — 1960. — Vol. 76, № 4. — P. 183.
23. Hoepfner D. W. The Effect of Prior Fatigue Cycles on the Charpy V — Notch Impact Behavior of Annealed 4140 Steel/ D. W. Hoepfner, W. S. Hyler // *Mater. Res. Stand.* — 1966. — № 6. — P. 1–3.
24. Poon C. Deffect of environment on the mechanism of fretting fatigue / C. Poon // *Wear.* — 1979. — Vol. 52. — P. 175–191.
25. Edwards P. R. The application of fracture mechanics to predicting fretting fatigue / P. R. Edwards // *Fretting Fatigue.* — London. — 1981. — P. 67–97.
26. Fretting fatigue analysis using fracture mechanical/ T. Hattori, M. Nakamura, H. Sakata, T. Watanabe // *Trans. Jap. Soc. Mech. Eng.* — 1987. — A53, № 492. — P. 1500–1506.
27. Вибрации в технике: Справочник в 6-ти томах. — Т. 6: «Защита от вибрации и ударов». — [2-е изд., испр. и доп.]; под ред. К. В. Фролова. — М.: Машиностроение, 1995. — 456 с.
28. Підвищення надійності шасі літальних апаратів нанесенням дискретних структур на поверхні зношених деталей/ А. П. Кудрін, В. С. Марчук, В. Ф. Лабунець, В. В. Жигінас // *Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб.* — К.: НАУ, 2006. — Вип. 46. — С. 149–159.
29. О механическом факторе при фреттинг-коррозии / Н. Л. Голего, В. П. Оноприенко, М. Н. Рожков, Л. А. Гайдаренко // *Трение и износ.* — 1983. — Том IV, № 4. — С. 581–585.
30. Шевеля В. В. Изучение неупругих явлений при фреттинг-усталости металлов/ В. В. Шевеля, Г. С. Калда // *Проблемы трибологии.* — 1998. — № 4. — С. 3–5.
31. Waterhouse R. B. Theories of fretting processes / R. B. Waterhouse // *Fretting Fatigue.* — London. — 1981. — P. 203–219.
32. Yeung C. The effect of grain flow orientation on the fretting fatigue characteristics of forged AMS6415 steel / C. Yeung, D. W. Hoepfner // *Wear.* — 1985. — 104, № 3. — P. 189–201.
33. Калда Г. С. Использование метода внутреннего трения для изучения субструктурных изменений металлов при фреттинг-усталости / Г. С. Калда, В. В. Шевеля, К. С. Соколан // *Проблемы трибологии.* — 1999. — № 2. — С. 7–10.
34. Gassner E. On the influence of fretting corrosion on the fatigue life of notched specimens of an Al-Cu-Mg₂ alloy / E. Gassner // *Fatigue Aircraft Struct.* — Oxford-L-N-Y-Paris: Pergamon Press. — 1963. — P. 87–95.
35. Веллер В. А. Исследование влияния фреттинг-коррозии на усталостную прочность осей подвижного состава / В. А. Веллер // *Труды ВНИТИ.* — М.: Коломна. — 1960. — Вып. 6. — С. 3–17.
36. Is fatigue surface roughness a sufficient condition for the generation of crack closure/ M. E. Fitzpatrick, D. Brattacharjee, A. M. Cree,

- C. R. S. Daykin // *Scripta Materialia*. — 1996. — Vol. 35, № 11. — P. 1335–1340.
37. Иванова В. С. О связи рельефа излома, формирующегося при росте усталостной трещины в алюминиевых сплавах, с механизмом разрушения / В. С. Иванова, А. А. Шанявский // *Проблемы прочности*. — 1979. — № 6. — С. 6–11.
 38. Кинетика роста несквозных усталостных трещин в элементах самолетных конструкций / 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.
 39. Иванова В. С. Количественная оценка длительности стабильного роста магистральной усталостной трещины методами фрактографии / В. С. Иванова, А. А. Шанявский. — В кн.: *Циклическая вязкость разрушения металлов и сплавов*. — М.: Наука, 1981. — С. 168–193.
 40. Шанявский А. А. Соответствие закономерности усталостного разрушения образцов и деталей из авиационных алюминиевых сплавов / 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.
 41. Hurriks P. The occurrence of spherical particles in fretting wear / P. Hurriks // *Wear*. — 1974. — Vol. 27, № 3. — P. 319–328.
 42. Smith M. C. The formation of spherical wear debris in mode II fatigue cracks / M. C. Smith, R. A. Smith // *Wear*. — 1982. — Vol. 76, № 1. — P. 105–128.
 43. Suresh S. Crack growth retardation due to micro roughness a mechanism for overloads effects in fatigue/ S. Suresh // *Scripta metallurgica*. — 1982. — Vol. 16, № 8. — P. 995–999.
 44. Tomkins B. Roles of mechanics in corrosion fatigue / B. Tomkins // *Metal Science*. — 1979. — Vol. 13, № 3. — P. 387–395.
 45. Кудрявцев И. В. Соппротивление усталости в зоне контакта / И. В. Кудрявцев, Н. М. Савина, Л. Н. Бурмистрова. — В кн.: *Коррозионная усталость металлов*. — Львов: Каменяр. — 1964. — С. 137–154.
 46. Федоров А. В. Основные факторы, влияющие на усталостную долговечность, роль усталостных процессов на изнашивание при скольжении / А. В. Федоров, И. Г. Пальцев // *Наукоемк. технол. и пробл. их внедрения на машиностр. и металлург. предпр.: тезисы докл. Междунар. научн.-техн. симп. / Комсомольск-на-Амуре*. — 1994. — С. 15–16.
 47. Forrest G. The fatigue properties of aluminium alloys/ G. Forrest // *Chapter in Metal Fatigue*. Chapman and Hall. — 1959. — P. 189.

48. Макаров А. Д. Исследование тесноты связей между характеристиками качества поверхностного слоя и коррозионной стойкостью деталей после их механической обработки/ А. Д. Макаров, В. И. Дерябин // *Труды Уфимского авиационного ин-та*. — 1975. — Вып. 77. — С. 141–143.
49. Effect of contact pad geometry on fretting fatigue behavior / T. Satch, J. Mutch, T. Nishida, K. Nagata // *Trans. Jap. Soc. Vlech. Eng. A*. — 1995. — 61. — № 587. — P. 40–47.
50. Sebel E. The influence of surface roughness on the fatigue strength of steels and non-ferrous alloys/ E. Sebel, M. Gaier // *Z. Ver. Dtsch. Ing.* — 1957. — № 98. — P. 109.
51. Thum A. Reibkorrosion an zweieing angepassten Bauteilen u id ilirc Auswirkung auf Ermsdungsschiden / A. Thum, F. Wunderlich // *Zeitschnft für Metallkunde*. — 1935. — Bd. 27. — № 12. — S. 277.
52. Waterhouse R. B. Residual stress and surface roughness in fretting fatigue / R. B. Waterhouse, A. J. Trowsdale // *Int. Conf. Front. Tribol. J. Phys. D.: Appl. Phys.* — 1992. — Vol. 25, № 1. — P. 236–239.
53. Bergman C. A. Wear of Materials/C. A. Bergman, R. C. Cobb, R. B. Waterhouse // *New York ASME*. — 1987. — P. 7–33.
54. Labeledz J. Metal treatments against wear, fretting and fatigue / J. Labeledz. — Oxford: Pergamon, 1988. — P. 87–98.
55. Leadbeater G. Advances in fracture research / G. Leadbeater, B. Noble, R. B. Waterhouse. — Oxford Pergamon, 1984. — P. 2125–2132.
56. Kreither L. Die Auswirkung der Reibbeanspruchung auf die Dauerhaltbarkeit von Maschinenteilen / L. Kreither, H. W. Muller // *Konstruktion*. — 1976. — Vol. 28, № 6. — S. 209–216.
57. Miyagawo H. Propagation of fatigue cracks in high strength steel roping wire and the influence of fretting / H. Miyagawo, M. Takeuchi, R. B. Waterhouse // *EUROTRIB-89: Proc 5th mt — Coigr. Tnbol*. — 1989. — Vol. 5. — P. 265–271.
58. Nowell D. Tribology — friction, lubrication and wear — 50 years on / D. Nowell, D. A. Hills, J. J. Connor. — London: Institute of Mechanical Engineers. — 1987. — P. 965–973.
59. Shmidt G. K. Metallphysikahshe Grundlagen der Werkstoffermudung / G. K. Shmidt // *Vorth Problemsein Werkstoffermudung*. — Dresden. — 1976 — S. 22–35.
60. Билл Р. С. Связь между фреттинг-износом и фреттинг-усталостью / Р. С. Билл // *Проблемы трения*. — 1983. — Т. 105, № 2. — С. 74–84.
61. Mutoh Y. Effect of relative slip amplitude and contact pressure on fretting fatigue strength / Y. Mutoh, T. Nishida, I. Sakamoto // *J. Soc. Mater. Sci. Jap.* — 1988. — 87, № 417. — P. 649–655.

62. Malkin S. Courtney TH Surface effects during fretting fatigue of Ti-6Al-4V / S. Malkin, D. P. Majors // *Wear*. — 1972. — Vol. 22 — P. 235–244.
63. Билонога Ю. Л. Влияние шероховатости контактирующих поверхностей на фреттинг-усталостную долговечность соединений из стали 65Г / Ю. Л. Билонога // *Физико-химическая механика материалов*. — 1985. — № 3. — С. 95–97.
64. Билонога Ю. Л. Роль контактного давления в процессе фреттинг усталости / Ю. Л. Билонога, Н. Я. Яремченко, М. В. Клым // *Физико-химическая механика материалов*. — 1986. — Вып. 22, № 5. — С. 108–109.
65. Фреттинг-коррозия цементованной стали 18X2H4BA / М. Г. Вейцман, Л. Н. Колтунова, И. С. Коган, А. В. Скосарев // *Вестник машиностроения*. — 1979. — № 8. — С. 64–66.
66. Hushend G. Effect of slip amplitude of fretting / G. Hushend, G. Haichend, Z. Huijlu // *Wear*. — 1991. — 148, № 1. — P. 15–23.
67. Hushend G. The effect of hardness on the fretting fatigue of alloy steels / G. Hushend, G. Haichend, Z. Huijlu // *Fatigue and Fract. Eng. Mater. and Struct.* — 1991. — 14, № 7. — P. 789–796.
68. Феннер А. Д. Контактная коррозия и ее влияние на усталостные поломки / 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.
69. Weismann P. Reibkorrosion — ein besonderes Verschleissproblem / P. Weismann // *Antriebstechnik*. — 1982. — Vol. 21, № 1–2. — S. 44–48.
70. Adibnazan S. A fretting fatigue normal pressure threshold concept / S. Adibnazan, D. Hoepfner // *Wear*. — 1993. — Vol. 160, № 1. — P. 33–35.
71. Fenner A. J. Faiigue under fretting conditions / A. J. Fenner, J. E. Field // *Rev. Met.* — 1958. — Vol. 55, № 5. — P. 475–485.
72. Kisu H. The effects of applied loads and atmosphere on the fretting fatigue / H. Kisu, A. Ura: Proc. 5 Congr. Tribol. — 1989. — Vol. 3 — P. 48–53.
73. Nakazawa K. A new information in fretting fatigue failure in metallic structural materials / K. Nakazawa, M. Sumita, N. Maruyama // *ASTM*. — 1997. — P. 266–273.
74. Nakazawa K. Effect of contact pressure on fretting fatigue of high strength steel and titanium alloy / K. Nakazawa, M. Sumita, N. Maruyama // *ASTM*. — 1992. — P. 25–115.
75. Gotoh Y. A study on the mechanism of fretting fatigue in metals / Y. Gotoh, H. Ohuchida // *Res. Repts Kogakuin Univ.* — 1987. — № 62. — P. 41–51.
76. Kisu H. The effect of applied loads and atmosphere on the fretting fatigue / H. Kisu, A. Ura: Proc. 5th Int. Congr. Tribol. — Espoo. — 1989. — Vol. 3. — P. 48–53.
77. Hills D. A. An analysis fretting fatigue cracks during loading phase / D. A. Hills, M. Comninou // *Int. J. Solids and Struct.* — 1985. — 21, № 7. — P. 721–730.
78. Kantimathi A. The effect of periodic high loads on fretting fatigue / A. Kantimathi, J. A. Alic // *Trans. ASME. J. Eng. Mater. and Technol.* — 1981. — 103, № 3. — P. 223–228.
79. Goto S. Fretting and fretting intrigue of titanium alloys under conditions of high normal load / S. Goto, R. B. Waterhouse // *Titanium 80. Sci. and Technol: Proc. 4 Int. Conf. (Kyoto, New York, 1980)*. — 1980. — Vol. 3. — P. 1837–1847.
80. McMath R. An experimental study of fretting wear in gear tooth flexible candelings / R. McMath // *Transactions*. — 1961. — Vol. 4, № 2. — P. 197–205.
81. Mutoh Y. Fretting fatigue behavior of leaf springs under random loading / Y. Mutoh, K. Tanaka, K. Takeda // *Trans. Jap. Soc. Mech. Eng.* — 1987. — A53, № 487. — P. 421–427.
82. Mutoh Y. Fretting fatigue in SUP9 spring steel under random loading / Y. Mutoh, K. Tanaka, M. Kondon // *JSME Int. J. Ser.—1989.—32, № 2.* — P. 274–281.
83. Fernando U. S. The development of friction force in fretting contacts / U. S. Fernando, K. Webster, R. B. Waterhouse // *International Tribology Conference: (Jokoham, 1995)*. — 1995. — P. 134–148.
84. Петухов А. Н. Усталостная прочность материалов и элементов конструкции ГТД в условиях контактной коррозии трения / А. Н. Петухов // *Проблемы прочности*. — 1972. — № 2. — С. 99–103.
85. Петухов А. Н. Методы повышения усталостной прочности деталей в условиях фреттинг-коррозии / А. Н. Петухов, Б. Ф. Балашов // *Вестник машиностроения*. — 1974. — № 6. — С. 17–19.
86. Field J. E. Effect of direction of fretting on the fretting fatigue strength of L65 aluminium alloy / J. E. Field // *N. E. L. Report*. — Glasgow: Nat. Eng. Lab. — 1965. — № 120. — P. 65–71.
87. Gee A. W. J. The wear of sintered aluminium powder under conditions of vibrational contact / A. W. J. Gee, C. P. L. Commissaris, J. H. Zaat // *Wear*. — 1964. — № 7. — P. 535–550.
88. Field J. E. The fretting fatigue strength of a 100 ton/in²En30B steel / J. E. Field, D. M. Waters // *N. E. L. Report*. — 1968. — № 340. — P. 95–105.
89. Ахматов А. С. Предупреждение фреттинг-коррозии совмещенных подшипниковых опор турбохолодильников / А. С. Ахматов // *Авиационная промышленность*. — 1969. — № 4. — С. 15–17.

90. Синицын В. В. Влияние состава пластических смазок и присутствия в них дисульфида молибдена на фреттинг-коррозию подшипников качения / В. В. Синицын // Труды института ВНИИП. — М.: Изд-во ВНИИП. — 1971. — № 1. — С. 43–48.
91. Juniti S. Fretting wear of stainless steel / S. Juniti, S. Muneo, J. Sakae // *Wear*. — 1981. — Vol. 69, № 2. — P. 167–177.
92. Kalin M. Fretting wear of silicon nitride against bearing steel contacts in lubricated and dry conditions / M. Kalin, J. Vizintin, S. Novak // *Tribologia*. — 1996. — 15, № 4. — P. 42–60.
93. Neukirchner J. Probleme der Tribokorrosions verhinderung / J. Neukirchner, D. Wacker // *Schmierungstechnik*. — 1980. — V. 11, № 5. — S. 154–156.
94. Phillips C. E. Fretting corrosion and fatigue failure / C. E. Phillips // *Technick Ukeblad*. — 1958. — Vol. 105, № 13. — P. 281–286.
95. Scarlett N. A. Greases to prevent fretting corrosion / N. A. Scarlett // *Engineering*. — 1960. — Vol. 424. — P. 255–259.
96. On the behaviour of oil lubricated fretting contact / M. Shima, H. Suetake, I. R. McColl etc // *Wear*. — 1997. — 210. — P. 304–310.
97. Zhou Z. R. Lubrication in Fretting — a review / Z. R. Zhou, L. Vincent // *Wear*. — 1999. — 225–229. — P. 962–967.
98. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов: Справочное пособие в трех томах; под общей редакцией чл. корр. АН СССР А. Т. Туманова. — М.: Машиностроение, 1974. — Т. 2. — 229 с.
99. Waterhouse R. B. The effect of electrodeposited metals on the fatigue behavior of mild steel under conditions of fretting corrosion / R. B. Waterhouse, P. A. Brook, G. M. C. Lee // *Wear*. — 1962. — № 5. — P. 235–244.
100. Хейвуд Р. Б. Проектирование с учетом усталости / Р. Б. Хейвуд. — М.: Машиностроение, 1969. — 222 с.
101. Вахтель В. Ю. Повышение усталостной прочности деталей, работающих в условиях контактной коррозии трения / В. Ю. Вахтель // *Вестник машиностроения*. — 1969. — № 2. — С. 33–39.
102. Coyle M. B. Fatigue strength of turbine shafts with shrunk — on discs / M. B. Coyle, S. J. Watson // *Proc. Instn. Mech. Engrs*. — 1963. — Pt. 1, № 178. — P. 147.
103. Heywood R. B. Designing against fatigue / R. B. Heywood // *Chapman and Hall*. — London. — 1962. — P. 67.
104. Measures to counter fatigue failures in railway axles / W. W. Maxwell, B. R. Dudley, A. B. Cleary, etc // *Proc. Instn. Mech. Engrs*. — 1967. — Vol. 182, № 1. — P. 89.
105. Bartel A. Passungsrostabzw. Reinoxidation — besondere Verschleissprobleme / A. Bartel — *Der Machinenschaden Helf*, 1964. — P. 208.
106. White D. J. // *Proc. Instn. Mech. Engrs*. — 1968. — Vol. 182, Pt. L. — P. 615.
107. Hartman A. // *Nat. Lucht. — en Ruimte vaartlaboratorium. Report No TNM2147*. — Amsterdam. — 1965. — P. 543.
108. Филимонов Г. Н. Фреттинг в соединениях судовых деталей / Г. Н. Филимонов, Л. Т. Балацкий. — Л.: Судостроение, 1973. — 296 с.
109. Rolfer R. T. Fretting corrosion / R. T. Rolfer // *Allen Engineering Review*. — 1953. — Vol. 30. — P. 13–16.
110. Шевеля В. В. Развитие фреттинг-коррозии в условиях граничного трения / В. В. Шевеля, В. А. Кирилков, В. П. Федьина // *Проблемы трибологии*. — 2007. — № 2. — С. 102–108.
111. Ревков Г. А. Мероприятия по устранению фреттинг-коррозии в вариаторах / Г. А. Ревков // *Новое в тяжелом машиностроении*. — 1957. — № 1. — С. 15–21.
112. Алябьев А. Я. Методы защиты деталей от фреттинг-коррозии / А. Я. Алябьев // *Надежность и долговечность авиационных газотурбинных двигателей*. — К.: КИИГА, 1971. — С. 32–37.
113. Gueric Yvesle. Le grenailage re tarde le fretting / Yvesle Gueric // *Conf. Grenailage precontainte*. — Senlis, 1989. — P. 165–176.
114. Xianglin D. The effect of quench hardening on the fretting wear of medium carbon steel / D. Xianglin // *Wear*. — 1988. — 123, № 4. — P. 77–85.
115. Waterhouse R. B. Fretting-corrosion / R. B. Waterhouse. — Imprint Oxford, New York, Pergamon Press, 1972. — 253 p.
116. Schwingungsverschleissfestigkeu von plasmanitrier tern 34CrAlMo / K. T. Rie, Th. Lampe, E. Broszeit, B. O. Schweighofer // *Werstoffteehn*. — 1986. — 17, № 10. — S. 370–388.
117. Waterhouse R. B. Residual stress and fretting, crack initiation and propagation / R. B. Waterhouse // *Adv Surface Treat.* — 1987. — Vol. 4. — P. 511–525.
118. Yunshu D. The fretting behaviour of a nitrided steel 38CrMoAl / D. Yunshu, Z. Baoyu // *Wear*. — 1988. — 125, № 2. — P. 193–204.
119. Костогрыз С. Г. Механика вибрационного трения в номинальном неподвижном фрикционном контакте: 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.
120. Влияние углерода на сопротивление разрушению конструкционной стали / В. Г. Лазько, В. Е. Лазько, Б. М. Овсянников, Н. М. Фонштейн // *Проблемы прочности*. — 1979. — № 5. — С. 64–68.
121. Waterhouse R. B. Fretting / R. B. Waterhouse // *Treatise Mater. Sci. And Technol.* — 1979. — Vol. 13. — P. 259–286.

122. Wharton M. H. The fretting fatigue behaviour of mild steel with electrodeposited nickel and Ni-Co alloys with controlled internal stresses / M. H. Wharton // *Wear*. — 1981. — 68, № 1. — P. 71–84.
123. Некоторые принципы разработки фреттингостойкости смазки / В. И. Похмурский, Ю. Л. Билонога, Я. М. Сирак, Н. В. Герман // *ФХММ*. — 1985. — Т. 21, № 6. — С. 85–86.
124. Билонога Ю. Л. Влияние наводороживания поверхности на фреттинг-усталость металла / Ю. Л. Билонога, Я. М. Сирак // *ФХММ*. — 1981. — 23, № 4. — С. 108–110.
125. Повышение фреттингостойкости деталей грузовых автомобилей // Долговечность трущихся деталей машин; под ред. Д. Н. Гаркунова. — М.: Машиностроение, 1987. — 264 с.
126. Jones W. J. D. The fretting fatigue behaviour of mild steel with electrodeposited nickel alloys / W. J. D. Jones, G. M. C. Lee // *Wear*. — 1983. — Vol. 71. — P. 233–240.
127. Ковалевский В. В. Технологические методы управления фреттинг-процессами / В. В. Ковалевский, С. Г. Костогрыз. — К.: Знание, 1989. — 18 с.
128. Goldelier B. C. A literature review of palliatives for fretting fatigue / B. C. Goldelier, T. C. Olivers // *Wear*. — 1979. — 56. — P. 177–190.
129. Ильинский И. И. Оптимальные и граничные условия фреттингостойкости детонационных покрытий на основе карбида вольфрама / И. И. Ильинский, А. И. Духота, В. В. Сергеев // *Трение и износ*. — 1986. — Т. 2, № 5. — С. 850–856.
130. Nishioka K. Fundamental investigation of fretting fatigue / K. Nishioka, K. Hiiakawa // *Bull. Japan. Soc. Mech. Eng. Pt.2*, — 1969. — 12 (50). — 180. — P. 397.
131. Фреттингостойкость композиционных фторопластовых покрытий / Ю. А. Евдокимов, К. К. Мороз, Т. В. и др. // *Трение и износ*. — 1981. — 12, № 4. — С. 610–616.
132. Серебряков В. И. Повышение долговечности при фреттинг-усталости технологическим методом / В. И. Серебряков // *Поверхностный слой, магн. — экспл. свойства деталей машин: Тез. докл. Семинара*. — Москва. — 1990. — С. 81.
133. Waterhouse R. B. Fretting fatigue / R. B. Waterhouse // *Int. Mater. Rev.* — 1992. — 37, № 2. — P. 77–97.
134. Tavlор D. E. Fretting fatigue in high temperature oxidizing gases / D. E. Tavlор // *Fretting Fatigue*. — London. — 1981. — P. 177–232.
135. Neukircher J. Problem der Tribokorrosionsverhinderung / J. Neukircher, D. Wacker // *Schmierungstechnik*. — 1980. — 11, № 5. — S. 154–156.
136. Juniti S. Fretting wear of stainless steel / S. Juniti, S. Muneo, Y. Sakae // *Wear*. — 1981. — 69, № 2. — P. 167–177.

137. Gordelier S. C. A literature review of palliatives for fretting fatigue / S. C. Gordelier, T. C. Chivers // *Wear*. — 1979, 56. — № 1. — P. 177–190.
138. Шарыпов А. З., Башкатов И. Г. К вопросу фреттингостойкости узлов ГТД газотермическим напылением: тез. докл. 28 науч.-техн. конф. Перм. гос. техн. ун-та по результатам НИР. — Пермь. — 1995. — С. 60–61.
139. Фреттингостійкість дискретних поверхонь в умовах граничного тертя / 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.
140. Фреттингостійкість дискретних поверхонь в умовах граничного тертя / 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.
141. Жеглов О. С. Фреттинг-коррозия металлов при больших относительных перемещениях и ее амплитудная граница / О. С. Жеглов // *Трение и износ*. — 1983. — Т. IV, № 5. — С. 828–836.
142. Ляшенко Б. А. Зносостійкість дискретних поверхонь в умовах фреттингу / 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.
143. Марчук В. Є. Зносостійкість дискретних поверхонь в умовах фреттинг-зношування / В. Є. Марчук // *Вісник НАУ*. — К.: Вид-во нац. авіац. ун-ту «НАУ-друк», 2010. — Вип. 2 (43). — С. 40–45.
144. Осадчий Н. В. Конечно-элементное моделирование фланцевого соединения с контактирующими круговыми фланцами. Сопоставление результатов конечно-элементного расчета с результатами экспериментального исследования / Н. В. Осадчий // *Инженерный журнал*. — 2003. — С. 33–40.
145. Диссипативные свойства и фреттингостойкость пластичных смазок / В. В. Шевеля, В. О. Орлович, В. А. Кирилков, В. П. Федина // *Проблеми трибології*. — 2007. — № 13. — С. 55–66.
146. Марчук В. Е. Зносостійкість текстурованих лункових поверхонь з дискретно орієнтованою структурою в умовах граничного мащення // В. Е. Марчук, О. І. Духота, В. І. Морозов // *Проблеми тертя та зношування*. — 2012. — № 57. — С. 128–138.
147. Ахматов А. С. Молекулярная физика граничного трения / А. С. Ахматов. — М.: Гос. изд-во физ.-мат. л-ры, 1963. — 472 с.
148. Сорокатый Р. В. Моделирование поведения трибосистем методом трибоэлементов / Р. В. Сорокатый // *Трение и износ*. — 2002. — Т. 23. — № 1. — С. 16–22.

149. Цыбанев Г. В. Управление свойствами поверхностей трения при приработке дискретных покрытий в условиях фреттинга / Г. В. Цыбанев, В. Е. Марчук, В. И. Калининченко // Проблемы трибологии. — 2011. — № 1. — С. 52–57.
150. Марчук В. Е. Напряжено-деформований стан текстурованих поверхонь трибологічних систем / В. Е. Марчук // Проблеми тертя та зношування. — 2014. — № 3 (64). — С. 89–93.
151. Голего Н. Л. Схватывание в машинах и методы его устранения / Н. Л. Голего. — К.: Техніка, 1971. — 240 с.
152. Слободян Б. С. Моделивання контактної взаємодії періодично текстурованих тіл з урахуванням фрикційного проковзування / 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.
153. Slobodyan B. S. Local sliding of elastic bodies in the presence of gas in the intercontact gap / B. S. Slobodyan, N. I. Malanchuk, R. M. Martynyak, V. A. Lyashenko, V. E. Marchuk // Springer Science+Business Media New York. — 2014. — Vol. 50. — P. 261–268.
154. Марчук В. Є. Вплив параметрів дискретно-лункових поверхонь контакту на фреттингові стійкість конструкційної сталі в умовах граничного навантаження / В. Є. Марчук, А. П. Кудрін, О. І. Духота // Проблеми тертя та зношування: наук.-техн. зб. — К.: НАУ, 2012. — Вип. 58. — С. 58–64.
155. Дискретные покрытия в условиях фреттинг-усталости и фреттинг-изнашивания / Г. В. Цыбанев, Б. А. Ляшенко, В. Е. Марчук // материалы IV Міжнар. наук.-техн. конф. «Проблеми динаміки і міцності в турбомашині будівництві» (Київ, 31 травня-02 червня 2011 р.). — К.: Ін-т проблем міцності ім. Г. С. Писаренка НАН України, 2011. — С. 257–258.
156. Фреттинг-утома деталей авіаційної техніки / Г. В. Цыбаньев, 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.
157. Tsybanov G. V. Fretting-resistance of aircraft tribological assembly details in the conditions of alternating loads / 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.
158. Марчук В. Е. Повышение точности измерения параметров фреттинга путем цифровой обработки сигналов / В. Е. Марчук, Ю. П. Кураш, Г. В. Цыбанев // материалы Міжнар. наук.-метод. конф. «Сучасні проблеми трибології» (Київ, 19–21 травня 2010 р.). — К.: ІВЦ АЛКОН НАН України, 2010. — С. 151.
159. Цыбанев Г. В. Фреттинг-усталость поверхностей с дискретными покрытиями / Г. В. Цыбанев, В. Е. Марчук, О. Н. Герасимчук // Проблемы трибологии. — 2009. — № 1. — С. 97–104.
160. Фреттинг-утома сталі 30ХГСА з дискретно-орієнтованою лунковою поверхнею / Г. В. Цыбаньев, 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.
161. Марчук В. Е. Дискретные покрытия деталей авиационной техники в условиях фреттинг-усталости / В. Е. Марчук // Вестник военной академии республики Беларусь. — 2013. — № 4 (41). — С. 122–128.
162. Марчук В. Є. Системність та комплексний характер наукових досліджень поверхонь дискретної структури / В. Є. Марчук, Ю. О. Градиський // Деревооброблювальні технології та системна техніка лісового комплексу. Транспортні технології: сб. наук. пр. / Харківський НТУСГ ім. Петра Василенка. — 2015. — Вип. 160. — С. 115–122.

Розділ 3

ГРАНИЧНЕ ТЕРТЯ ТА ЗНОШУВАННЯ В ТРИБОСИСТЕМАХ З ЧАСТКОВО РЕГУЛЯРНИМ МІКРОРЕЛЬЄФОМ

Більшість вузлів тертя працює в умовах мащення контактуючих поверхонь у підшипниках ковзання [1–3]. Найбільше застосування знаходить граничне мащення. Навіть у вузлах, що працюють при гідродинамічному й гідростатичному мащенні, у момент пуску й гальмування виникають умови, близькі до граничного тертя. Граничне мащення, як і рідинне, у чистому вигляді трапляється вкрай рідко й залежить від режимів тертя, умов мащення, стану поверхневого шару металу. Граничне й рідинне мащення важкороздільні, а вид мащення залежить від багатьох факторів, у першу чергу, від товщини мастильної плівки, від механізму мастильної дії. Граничне мащення — це складний процес і з'ясування механізму граничного мащення є актуальною проблемою. Значення граничного мащення виявляється й у тім, що саме за мінімальної товщини мастильної плівки на контактах можливий мінімальний коефіцієнт тертя в радіальних підшипниках ковзання [4].

Найбільше зношування поверхонь тертя відбувається в період припрацювання. Саме в цей період відбувається «приспособовуваність» поверхневого шару третьових деталей, яка полягає в структурних змінах тонкого поверхневого шару металу й у зміні мікротопографії поверхонь тертя. Ці зміни забезпечують надійність мастильної плівки у вузлі тертя. Найменше порушення мастильної плівки під час припрацювання призводить до задирів робочих поверхонь. Після закінчення припрацювання мастильна плівка стає більше стійкою й установлюється нормальний період зношування, інтенсивність якого в кілька разів менша, ніж під час припрацювання. Отже, якщо на фінішних операціях забезпечити якість поверхні, близьку до того, що виходить після припрацювання, то час і знос припрацювання, а також імовірність схоплювання зменшаться, і, в першу чергу, за рахунок утворення надійної мастильної плівки.

Таким чином, дія мастильної плівки найбільш відчутна в умовах граничного тертя під час припрацювання. Забезпечення надійної граничної мастильної плівки під час припрацювання повинно привести до істотного ефекту й тому розроблення технологічних методів і заходів щодо створення поверхонь тертя із властивостями, що забезпечують надійну

мастильну плівку із самого початку припрацювання, є перспективним напрямом триботехніки й технології машинобудування. Однак практичне вирішення цих завдань неможливо без знання механізму мащення й факторів, що впливають на стан граничної мастильної плівки.

Пошуки нових технологічних методів утворення зносостійких поверхонь у 60-і роки ХХ ст. призвели до створення на поверхнях тертя мікро- й макропоглиблень. Зокрема, Шнейдером Ю. Г. був розроблений спосіб утворення сітки мікроканалів вібронакатуванням [5]. Незважаючи на те, що було виконано велику кількість науково-дослідних робіт, зокрема [6–20], з вивчення поверхонь із частково регулярними мікро-рельєфами (ЧРМР), механізм мащення таких поверхонь в умовах граничного тертя не вивчений.

Відсутність теоретичного й експериментального обґрунтування механізму граничного тертя й мащення поверхонь із ЧРМР призводила до необґрунтованих способів застосування таких поверхонь у промисловості й гальмувало розроблення нових технологічних методів і способів утворення поверхонь тертя. Тому дослідження механізму граничного мащення поверхонь із ЧРМР, а також їхнє технологічне забезпечення є актуальним завданням триботехніки.

3.1. Механізм мащення поверхонь при граничному терті

Тертя поверхонь із частково регулярним мікро-рельєфом в умовах граничного мащення неможливо вивчати, не знаючи законів мастильного механізму поверхонь без штучно створюваних мікропоглиблень або мікроканалов. Механо-фізико-хімічні процеси тертя на поверхнях зі ЧРМР протікають на фактичних площадках контакту, розташованих між мікропоглибленнями й по своїй суті аналогічні процесам, що відбуваються на поверхнях контакту гладких поверхонь тертя, тобто без ЧРМР.

Механізм граничного мащення досліджували Ахматов О. С., Слин Л. В., Крагельський І. В., Костецький Б. І., Матвеевський Р. М., Венцель С. В., Аксьонов О. Ф., Райко М. В. та ін. Мастильний механізм поверхонь із мікропоглибленнями вивчався Євдокимовим Ю. А., Поляковим А. А., Снеговським Ф. П. та їхніми учнями. Найбільша кількість робіт з вивчення тертя поверхонь із мікропоглибленнями було опубліковано в період з 60-х по 80-і роки минулого сторіччя.

Механізм граничного тертя й мащення доволі складний, залежить від великої кількості факторів і при нормальному терті саморегулюючий.

Костецький Б. І. [21] запропонував функціональну схему протікання процесів при нормальному граничному терті (рис. 3.1).

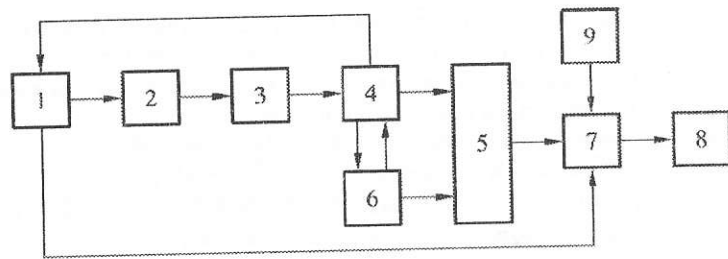


Рис. 3.1. Функціональна схема протікання процесів при нормальному терті: 1 — стійкий граничний шар; 2 — деконцентрація напружень; 3 — текстурування (поверхнева локалізація пластичних деформацій); 4 — активізація поверхневого шару; 5 — відновлення вторинних структур (у тому числі й граничного шару мастила); 6 — насичення шару мастила активними компонентами газового середовища; 7 — механо-фізико-хімічний розподіл; 8 — динамічна рівновага руйнування й відновлення вторинних структур (у тому числі й граничного шару мастила); 9 — газогідродинамічний шар

За виконання всіх умов, наведених у функціональній схемі, забезпечується динамічна рівновага руйнування й відновлення вторинних структур й існування надійної мастильної плівки.

Зі схеми видно, що на утворення стійкого (надійного) граничного шару 1 впливає активізація поверхневого шару 4, тобто збільшення вільної поверхневої енергії твердого тіла. Питання самоорганізації мастильних плівок розглядаються в роботах [22; 23; 24].

Механізм мастильної дії в цьому напрямку вивчений мало. Крагельський І. В., Добичін М. Н. і Комбалов В. С. вказують на це [25]: «Стосовно до рідкої фази механізм подачі мастила на поверхню, що треться, недостатньо ясний. Він може мати дифузійний характер, може мати місце змочування (розтікання рідини по поверхні твердого тіла) тощо.» У роботі [26] автори зазначають, що на сьогодні відсутні дані про параметри відновлення мастильних плівок.

Уявлення про механізм граничного мащення різноманітні, але більшість дослідників дотримуються думки, що в умовах граничного тертя велику роль відіграють процеси руйнування й відновлення мастильної плівки в точках контакту, причому швидкість відновлення повинна бути не нижче швидкості руйнування [25–35]. Найбільш докладно дана точка зору розвивається в роботах Крагельського І. В. і його учнів [25; 26; 30; 31; 35–38].

Швидкість відновлення мастильної граничної плівки залежить від механізму подачі мастила на поверхню, що треться, як вказувалося вище, зумовлена дифузією, змочуваністю поверхні й розтіканням рідкого масти-

ла. Крагельський І. В. приділяє велику роль у цих процесах мікротопографії поверхні тертя й особливо шорсткості: «... чим гладкіша поверхня, а значить більша протяжність плями контакту, тим більш тривалий час необхідний для змащування плями» [25].

Для пояснення неможливості існування гладких поверхонь одним з авторів роботи [25] було висунуто гіпотезу «плівкового голодування». Ця гіпотеза виходить із того, що для протікання процесу нормального тертя необхідна наявність захисної плівки на поверхні тертя й потрібно враховувати «час процесів формування плівки і її стирання, що залежить від шорсткості. Плівка ззовні може утворюватися за рахунок рідкої або газоподібної фази». Поняття «плівкове голодування» визначає процес граничного тертя, коли інтенсивність відновлення мастильної плівки в місцях її розриву нижча інтенсивності руйнування, плівка в місцях розриву не встигає відновлюватися й на поверхнях контактуючих тіл утворюються ювенільні площадки.

Для з'ясування механізму утворення й руйнування мастильної плівки у ВНДІНМАШ проводилися дослідження, результати яких опубліковані в роботах [26; 30–32; 35–38].

За результатами цих робіт можна зробити такі узагальнення:

1. Існує інтервал умов граничного тертя (невеликі швидкості ковзання, помірні подачі мащення, помірні температури поверхні тертя), за яких захисні плівки на виході із плями фактичного контакту цілком відновлюються й ефект «плівкового голодування» не проявляється [30]. Так, у роботі [26] не виявлено залежності коефіцієнта тертя сталевих зразків від довжини контакту в діапазоні швидкостей ковзання 0,5–1 м/с, що свідчить про відсутність плівкового голодування на поверхнях тертя.

2. На стан мастильної плівки істотно впливає швидкість ковзання. Для різних діапазонів швидкостей ковзання існують свої умови прояву ефекту «плівкового голодування». У роботі [26] досліджувався стан мастильної плівки за малих швидкостей і робиться такий висновок: ефект «плівкового голодування» за швидкостей ковзання порядку 0,5–1 м/с проявляється в тих випадках, коли фактичні контактні тиски великі, а розміри плям фактичного торкання становлять десятки й сотні мікрметрів і сумірні з відстанями між ними. Збільшення гладкості поверхонь і навантаження, а також зниження твердості матеріалів сприяє прояву «плівкового голодування».

У роботі [31] на підставі аналізу умов динамічної рівноваги процесів руйнування й відновлення адсорбованих плівок за високих швидкостей ковзання, сумірних зі швидкістю відновлення плівки або менших на один–два порядки, доведено, що для підвищення задиростійкості необхідно збільшувати висоту нерівностей мікрорельєфу до певного рівня і прагнути до можливо більшого збільшення радіусів кривизни вершин нерівностей. Там же відзначається, що коли швидкість ковзання набагато

нижча швидкості відновлення плівки, то атермічне заїдання може наступити лише у випадку великих навантажень, які призводять до пробою захисної плівки на макроділянках, утворених пластичною текучістю матеріалу. У цьому випадку варто прагнути до зменшення висоти мікронерівностей R_{\max} і збільшення радіусів кривизни вершин нерівностей r , тобто до збільшення комплексного параметра мікрогеометрії r/R_{\max} .

3. Мікрогеометрія поверхонь тертя значно впливає на прояв ефекту «плівкового голодування». Вище наводилися результати досліджень [31], у яких показано роль параметрів шорсткості R_{\max} і r у формуванні захисної плівки. Параметр R_z також впливає на швидкість відновлення плівки. Встановлено [30], що оптимальною величиною є значення R_z , що дорівнює 4–6 мкм, при цьому навантаження заїдання найбільше. У цій же роботі досліджений вплив напрямку слідів оброблення на навантаження заїдання. Автори очікували істотного зниження навантаження заїдання за збігу напрямків оброблення обох зразків з напрямком ковзання. Експериментальним шляхом встановлено зниження навантаження заїдання в 2–3 рази, замість очікуваних 7–10 разів. Ці висновки не узгоджуються з висновками, зробленими Гітісом М. В. [37]. Досліджуючи ефект «плівкового голодування» на установці, спеціально розробленої для виявлення процесів руйнування й відновлення мастильних плівок, Гітіс М. В. стверджує, що варто прагнути до підвищення корелірованості поперечних профілів. Це значить, що контактування поверхонь тертя повинно відбуватися по точках, розташованих одна за іншою на лініях, що збігаються з напрямком ковзання, тобто всі виступи мікрорельєфу повинні рухатися слід у слід. У результаті частка металевого контакту не зміниться на вході й виході зразка. Це ствердження не відповідає великій кількості досліджень, у яких доведено, що перпендикулярний напрямок слідів оброблення до напрямку ковзання більш сприятливий, ніж паралельний, але добре узгоджується з мікрорельєфом, що утворюється в результаті припрацювання, коли на робочих поверхнях утворюються поздовжні сліди тертя.

У деяких роботах показано залежність «плівкового голодування» від відношення середньої відстані між плямами контакту S до їхнього середнього діаметра l . За розмірів плям торкання $l \sim 0,1$ мм і відношень $S/l \sim 1$, ця залежність має місце, а за малих розмірів плям торкання ($\sim 0,0001$ мм) і несумірних з ними відстанях між плямами торкання, тобто $S/l \gg 1$ ефект «плівкового голодування» не проявляється [26; 35]. Гітіс М. В. провів експеримент на роликівій машині СМЦ-2 за схемою «ролик (сталь 18ХГТ) — колодка». Ролики після чистового шліфування оброблялися вібронакатуванням з утворенням мікрорельєфу IV типу [5]. Досліджувалося 15 значень S/l . Встановлено, що при $S/l \sim 1$ величина критичного тиску, за якого відбувається заїдання, набагато нижча, ніж при $S/l \approx (3-8)$,

тобто при $S/l \sim 1$ ефект «плівкового голодування» проявляється сильніше, ніж при $S/l \approx (3-8)$, що узгоджується з даними роботи [26]. Під час дослідження впливу відношення S/l на плівкове голодування на плоских зразках [37] також виявлено збільшення «плівкового голодування» у разі зменшення S/l від 3,9 до 1. У роботі [38] Крагельський І. В. і Гітіс М. В. знову експериментально довели, що ефект «плівкового голодування» згладжується зі збільшенням S/l , причому для різних мастильних матеріалів і різних питомих тисків існує критичне значення $(S/l)_k$, за якого ефект «плівкового голодування» перестає проявлятися. У цій же роботі зроблено цікавий висновок щодо оптимальної площі масляних мікроканалів. Автори отримали аналітичну залежність, за допомогою якої може прогнозуватися ефективність масляних мікроканалів:

$$\left(\frac{b}{d}\right)_{\text{опт}} \approx t_p \left[\left(\frac{S}{l}\right)_{\text{опт}} + 1 \right] - 1, \quad (3.1)$$

де $\left(\frac{b}{d}\right)_{\text{опт}}$ — оптимальне значення відношення ширини масляних мікроканалів до відстані між ними; t_p — розрахункова опорна довжина профілю; $\left(\frac{b}{d}\right)_{\text{опт}} = (1,1 - 1,3) \left(\frac{S}{l}\right)_k$ — оптимальне значення відношення відстані між плямами контакту S до їхнього середнього діаметра l .

Автори наводять приклад для шліфованої поверхні у випадку $t_p = 0,25$, тоді формула (3.1) набуде вигляду:

$$\left(\frac{b}{d}\right)_{\text{опт}} \approx \frac{(S/l)_{\text{опт}} - 3}{4}$$

і можна зробити висновок: якщо $(S/l)_k \leq 3$, то мікроканавки на шліфованій поверхні не потрібні, а якщо $(S/l)_k > 3$ — мікроканавки доцільні.

На підставі проведених експериментів й отриманої формули робиться такий висновок: «Слід зазначити, що для багатьох випробуваних авторами рідких і пластичних мастильних матеріалів за швидкостей ковзання порядку 0,2–2,0 м/с $(S/l)_k \approx 4,1 \dots 5,5$. Для цих умов доцільні канавки з параметром $(b/d) \approx 0,3 \dots 0,65$. Під час нанесення таких канавок номінальна площа контакту зменшується на 25–40 %, що за даними Шнейдера Ю. Г. виявляється доцільним для більшості вузлів тертя ковзання».

4. Швидкість розтікання мастила між третьовими поверхнями може бути домінуючим чинником, що впливає на стан мастильної плівки.

Дослідження [36; 37] показали, що в'язкість мастила дуже впливає на прояв ефекту «плівкового голодування». Збільшення в'язкості мастильних

матеріалів, що відповідає зменшенню швидкості його розтікання, інтенсифікує прояв ефекту «плівкового голодування». Це явище цілком відповідає даним, отриманим іншими дослідниками на реальних парах тертя [39; 40].

Автори робіт [36; 37] вважають, що переважаюче значення має швидкість розтікання в напрямку, перпендикулярному до напрямку ковзання.

Механізм закриття розривів мастильної плівки майже завжди пояснюється здатністю рідкої мастильної плівки до самовідновлення [25; 27; 28; 30; 31; 33–45]. Причиною самовідновлення мастильної плівки висувається адсорбція або змочуваність поверхонь тертя.

«Завдяки рухливості молекул мастила на поверхні процес адсорбції протікає з великою швидкістю, що надає мастильній плівці властивість «самозаліковуватися» при місцевих ушкодженнях. Ця здатність відіграє велику роль у попередженні лавинного процесу схоплювання» [27].

Ахматов О. С. пов'язує швидкість самовідновлення мастильної плівки з латентним періодом мащення. Як відомо, латентний період складається із двох фаз: часу адсорбційного дозрівання шару й часу молекулярної переорієнтації в ньому. «Технічне значення латентного періоду варто розглядати з погляду механізму закриття розривів мастильного шару в процесі його зношування. Після руйнування мастильної плівки внаслідок зустрічі (зачеплення) двох виступів профілю й оголення вільної поверхні металу виникають умови, за яких елементарні ділянки ювенільної поверхні металу вступають у взаємодію з мастильним середовищем. Величина латентного періоду, тобто часу адсорбційного заповнення цих площадок, визначає час регенерації граничного мастильного шару. Треба, втім, відзначити, що адсорбція з об'єму не є єдиним фактором ліквідації розривів мастильної плівки; одночасно протікає й процес «доцентрової» міграції молекул граничного шару з периметра, що обмежує область руйнування» [28]. У роботі [40] зазначається, що у разі короткочасної роботи вузла тертя менш в'язке мащення краще захищає від схоплювання тертьові поверхні й пояснюється це тим, що таке мастильне середовище краще проникає між тертьовими поверхнями й сприяє змочуванню площадок фактичного контакту.

Велику увагу механізму мастильної дії приділив Сухов С. А. [41]. Він розглянув три випадки існування мастила на шорсткуватій поверхні тертя залежно від його кількості. У першому випадку мастило покриває всі нерівності моношаром або шаром однакової товщини (первинний шар); у другому випадку — зі збільшенням кількості мастила воно частково заповнює западини шорсткості, але на вершинах мікронерівностей зберігається первинний шар, а поверхня мастила в западинах має увігнуту форму; у третьому випадку — кількості мастила достатньо для заповнення всіх западин і рівень мастила перебуває вище всіх вершин мікронерівностей. У всіх трьох випадках поведінку мащення Сухов С. А.

пояснює поверхневим натягом мастила й вільною поверхневою енергією металевої поверхні: «Якщо в западинах шар мастила товщий первинного, то при зношуванні первинного шару на виступах мастило із западин повинно переходити на виступи в ті місця, де внаслідок стоншення первинного шару збільшилася вільна енергія поверхні».

У роботі Одинцова Л. Г. поширення мастила на поверхні тертя також пов'язується зі змочуваністю [42]. На роль змочування поверхонь звернута увага й у роботах [43; 44; 45].

Що стосується способу підведення мастила до місць контакту мікронерівностей і поповнення запасів мастила в западинах мікронерівностей, то цей процес вивчений більш повно й пояснюється дією мікроканалів, або пористістю поверхонь тертя. Мастило зі штучних мікроканалів на робочу поверхню вузла тертя може витягуватися спряженою поверхнею [39], що приводить до збільшення заповнення мастилом западин мікронерівностей і сприяє більш надійному відновленню граничного шару на вершинах виступів. Вихід мастила на поверхню з мікропорожнин іноді пояснюється тепловим об'ємним розширенням мастила у разі прориву масляної плівки й локального спалаху температури [45]. Надходження мастила з мікропорожнин можливо й за рахунок видавлювання при пластичному деформуванні мікронерівностей і мікроканалів [43; 46]. Видавлювання мастила може відбуватися й із зон контакту. У цьому випадку умови граничного тертя погіршуються [45]. Змащення вершин мікронерівностей може відбуватися й методом «занурення». Честнов О. Л. пише: «У разі наявності мастила в поглибленнях нерівностей вершина нерівності в процесі ковзання, після зіткнення з виступаючою нерівністю, попадає в зону западини. Якщо ця западина заповнена мастилом, то на виступ нерівності надійде нова порція мастила».

У роботі [47] ставиться під сумнів виникнення «ворсу» з полярних молекул на несучій поверхні при граничному терті й розглядається вплив електричних зарядів, що виникають при руйнуванні поверхневих структур.

У зв'язку з вищевикладеним можна зробити такі висновки:

1. Механізм мастильної дії складається із двох фаз: перша — підведення мастила до місць фактичного контакту тертьових поверхонь; друга — закриття розривів мастильної плівки при її руйнуванні.

Перша фаза пояснюється дією мікроканалів або пористістю поверхонь. Друга фаза вимагає вивчення й пов'язана з розтіканням мастила і змочуваністю поверхні тертя.

2. На сьогодні проводяться дослідження з виявлення впливу різних факторів на механізм відновлення мастильної плівки в місцях розриву («Плівкове голодування»).

3. Необхідно досліджувати роль розтікання мастила й змачуваності в процесах самовідновлення мастильної плівки при граничному терті.

4. При постановці таких досліджень необхідно забезпечити умови, найбільш близькі до граничного тертя, для виключення гідродинамічного ефекту й виявити умови, за яких вплив розтікання мастила й змачуваності проявляється найбільшою мірою.

3.2. Змочуваність поверхонь тертя, розтікання й адгезія мастильної плівки

Змочуваність поверхонь, розтікання й адгезія мастила вивчалися Дерягіним Б. В., Ахматовим О. С., Зимоном А. Д., Фуксом Г. І., Щедровим В. С., Матвєєвським Р. М., Ребіндером П. О. та ін.

Змочування поверхонь залежить від поверхневого натягу на границях розділу твердого тіла, рідини й газу. Звичайне змочування поверхонь характеризується величиною крайового кута змочування Θ , що менше крайовий кут змочування Θ_0 , то краще змочуваність і вище швидкість розтікання краплі рідини на поверхні твердого тіла.

Відомо, що змочуваність й адгезія рідини прямо залежать від вільної поверхневої енергії твердого тіла. Щедров В. С. [48] аналітично описав взаємодію твердої поверхні із граничною плівкою. Він зіставляє міцність граничної плівки із силою, інтенсивністю й довжиною молекулярного поля, утвореного твердим тілом і робить висновок, що міцність граничної плівки повинна зростати зі збільшенням інтенсивності поля.

3.2.1. Вплив поверхневого пластичного деформування на змочуваність поверхонь й адгезію мастила

Поверхнева енергія твердого тіла підвищується з розвитком недосконалостей кристалічної будови під час пластичної деформації. У разі викривлення будови кристалічної ґратки за рахунок роботи зовнішніх сил змінюються її міжатомні інтервали і відбувається збільшення запасу потенційної енергії в поверхневих шарах металу. Ахматов О. С. відзначає, що такі поверхні характеризуються значним підвищенням їхнього адсорбційного потенціалу [28]. Він також посилається на роботу Білецького М. С., якому «... особливо наочно вдалося продемонструвати зазначені властивості металевих поверхонь на прикладі алюмінію: рекристалізований алюміній за відсутності деформації, отже, яких-небудь викривлень зерен, що утворюють структуру його поверхні, практично не адсорбує стеаринову кислоту. Той же алюміній після деформації дає на електроннограмах ясну картину адсорбції цієї кислоти».

Підвищення адсорбційної активності деформованих під час механічного оброблення поверхонь металу було відзначено Ребіндером П. О.

Збільшення адсорбційної активності металевих поверхонь під час тертя часто значно впливає на процеси зношування й мащення металів.

Вплив мастильних речовин на процеси деформації металів вивчено досить добре, а от обернена дія — вплив структурного стану поверхні твердої фази на адсорбцію й властивості граничного мастила не досліджено. На це вказується в роботі [49]. Незважаючи на те, що дія напруженого стану поверхонь тертя й, отже, вільної поверхневої енергії на умови граничного тертя досліджені недостатньо, є дані про посилення адсорбції мастила й поліпшення змочуваності поверхонь тертя після припрацювання. В роботі [50] наведені результати вимірювання коефіцієнта тертя. При однократному проході індентора по недеформованій (відпаленій й електрополірованій поверхні), покритій шаром поверхнево-активного мастила, коефіцієнти тертя не відрізнялися від коефіцієнтів тертя без мащення на тих же поверхнях. У наступному експерименті мастило наносилося на поверхню, деформовану тертям. Під час проходження індентора по цій поверхні коефіцієнти тертя зменшувалися більш ніж на порядок, тобто мастило виконувало свої функції. Існування стійкого граничного шару в цьому випадку можна пояснити кращою змочуваністю поверхні тертя й кращою адгезією мастила.

На поліпшення змочуваності поверхонь тертя вказує й такий приклад [51]: зносостійкість хромованих деталей після оброблення алмазним вигладжуванням ($R_a = 0,1$ мкм) підвищилася на 25–30 % порівняно з полірованими. Причина збільшення зносостійкості, мабуть, у тім, що після алмазного вигладжування хромового покриття зростає величина вільної поверхневої енергії хрому, і він краще змочується мастилом, у той час, як відомо, що полірована хромована поверхня володіє поганою адгезійною здатністю й змочуваністю. У роботі [51] причина збільшення зносостійкості хромового покриття після алмазного вигладжування пояснюється зменшенням пористості покриття, що мало ймовірно.

У роботі [52] ідеться про поліпшення зв'язку металевих покриттів з матеріалом деталі й підвищення опору покриттів зсуву після деформаційної формозміни, що також може бути обумовлено збільшенням адгезії за рахунок підвищення вільної поверхневої енергії матеріалу деталі.

Шнейдер Ю. Г. зазначає результати досліджень впливу наклепу при холодному обробленні тиском на змочуваність поверхонь [53]. Зразки виготовлялися зі сталі 2Х13, загартованої сталі У10А, латуні ЛС59, дюралюмінію ДІ й алюмінієво-магнієвого сплаву АМГ, а також оброблялися поліруванням абразивними порошками різної зернистості й обкатуванням кулями при різних режимах. Змочуваність визначалася величиною крайового кута. Автор роботи [53] робить висновки, що поверхні, оброблені тиском, за умов змочування утворюють менший крайовий кут, тобто краще змочуються, ніж оброблені поліруванням і пояснює це більшою поверхневою енергією й ступенем наклепу.

3.2.2. Вплив мікрогеометрії на змочуваність поверхонь й адгезію мастила

Вплив мікрогеометрії поверхонь тертя на змочуваність й адгезійні властивості очевидний й доведений неодноразово. У роботі [53] автор виявив вплив шорсткості на змочуваність поверхні: «Зі зменшенням шорсткості поверхні під час полірування порошками з поступово зменшуваним за розміром зерном за практично незмінної мікротвердості поверхні крайовий кут збільшується, тобто змочуваність зменшується». Шорсткість в експерименті зменшувалася від $R_a = 0,1$ мкм до $R_a = 0,025$ мкм. Цікаво було б простежити за зміною змочуваності й у діапазоні шорсткості від $R_a = 0,1$ мкм до $R_a = 1,6$ мкм, оскільки можна припустити, що повинна існувати оптимальна шорсткість поверхні, за якої крайовий кут змочування має мінімум. Так, у роботі [54] визначався крайовий кут змочування при розтіканні краплі води на нержавіючих сталевих пластинах, оброблених різними методами пластичної деформації й полірування з різною шорсткістю від $R_a = 3,1$ мкм до $R_a = 0,02$ мкм. Мінімальне значення крайовий кут мав за шорсткості $R_a = 0,1$ мкм і становив 60 градусів. За шорсткості $R_a = 3,1$ мкм й $R_a = 0,02$ мкм крайовий кут змочування був рівним 89 градусам. Повністю віднести зміну крайового кута змочування тільки за рахунок впливу шорсткості не можна, тому що через різні методи оброблення сталеві нержавіючі пластини мали різну поверхневу енергію.

Певну роль у змочуваності поверхонь відіграють, напевно, і фізичні властивості поверхневого шару матеріалу, що змінюють його вільну поверхневу енергію. На це звертає увагу Шнейдер Ю. Г. [53], Костецький Б. І. [21], Зимон О. Ф. [55] та інші автори. У роботах [21; 49] вказано, що поверхні реального кристалічного тіла являють собою складну систему блоків, фрагментів зерен і виходів окремих груп дислокацій, що утворюють тонкий рельєф або 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 субмікрорельєфі. Ці види шорсткості поверхні впливають на адгезію мастила й змочуваність поверхонь. Крім того, різні зерна поверхні мають різні коефіцієнти поверхневого натягу й різні поля. Поле поверхні металу буде різним на гострих виступах і на плоских ділянках суб- і мікрорельєфу. Тому мономолекулярний шар мастила буде мати різну адгезію до металу в різних точках поверхні [41].

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

Вплив мікрошорсткості на крайовий кут змочування доведено в роботі [55]. Крайовий кут краплі алкілдіфенілметана на сталевій поверхні, обробленій із шорсткістю $R_a = 0,2$ мкм, $R_a = 0,4$ мкм і $R_a = 0,8$ мкм, мав такі значення: 24,3; 24,1; 22,3 градусів, тобто зі збільшенням шорсткості значення крайового кута на гідрофільній поверхні знижується, що свідчить про поліпшення змочуваності.

Дерягін Б. В. на підставі теоретичних міркувань прийшов до висновку, що шорсткість зменшує крайовий кут змочування [56]. Він вважає, що на крайовий кут впливає коефіцієнт $K = \Delta S / \Delta S_0$, де ΔS і ΔS_0 — дійсна й уявна поверхні. Величина крайового кута Θ на шорсткуватій поверхні визначається залежністю:

$$\cos \Theta = K \cdot \cos \Theta_0, \quad (3.2)$$

де Θ_0 — величина крайового кута змочування на ідеально гладкій поверхні (мікрокрайовий кут); Θ — величина крайового кута на шорсткуватій поверхні (макрокрайовий кут змочування).

Нерівності шорсткуватої поверхні призводять до збільшення площі фактичного контакту рідини із твердим тілом порівняно із гладкою поверхнею в K разів. Збільшення площі фактичного контакту приводить до пропорційного збільшення питомої вільної поверхневої енергії шорсткуватої поверхні порівняно із гладкою й, отже, до поліпшення змочування. Наявність шорсткості на гідрофобних поверхнях погіршує змочування.

Зимон А. Ф., посилаючись на роботу R. E. Johnsona й R. H. Dettre, опубліковану в 1964 р., наводить докази залежності величини крайового кута змочування від відношення висоти мікронерівностей z_0 до їхнього кроку x_0 . Зі зміною величини z_0 / x_0 від 0,01 до 1,0 значення K збільшилося в 4,2 рази й, отже, зменшився крайовий кут Θ . Відомості про зміну крайового кута при $z_0 / x_0 > 1$ відсутні.

Розтікання рідини на поверхні твердого тіла багато в чому залежить від напрямку виступів поверхні. Умова розтікання уздовж канавки така [55]:

$$\varphi_p < 180^\circ - 2\Theta, \quad (3.3)$$

де φ_p — кут профілю канавки; Θ — крайовий кут змочування на гладкій поверхні.

Ця нерівність дозволяє визначити граничне значення кута φ_p , вище якого розтікання уздовж канавки або поглиблення неможливе. З нерівності (3.3) виходить, що чим гірша змочуваність поверхні, тим меншим повинен бути кут φ_p .

За допомогою цієї нерівності можна пояснити й наступний факт. Відомо, що зі збільшенням радіуса r мастильної мікроканавки й зменшенням глибини канавки h поліпшуються умови тертя за граничного навантаження [5; 39; 42; 46; 57]. Мастильну канавку у вузлі тертя можна розглядати як закритий канал з кутом профілю φ_p (рис. 3.2).

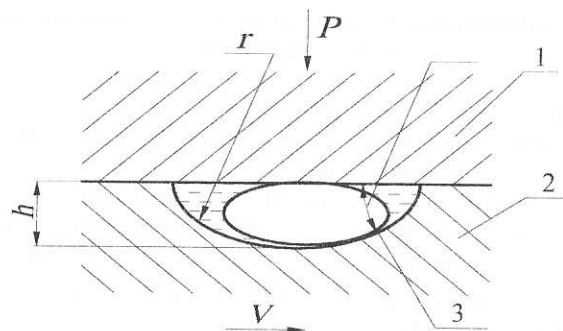


Рис. 3.2. Механізм розтікання мастила в закритій мікроканавці:
1 — втулка; 2 — вал; 3 — адсорбований первинний шар мастила

Зі збільшенням радіуса канавки r і зменшенням глибини канавки h кут φ зменшується й, отже, змочування й швидкість розтікання мастила уздовж канавки збільшуються. Швидкість розтікання мастила повинна відігравати певну роль у випадку збіднення мастила в якому-небудь місці канавки.

Необхідно зазначити, що не завжди прагнення збільшити радіус мікроканавки й зменшити глибину канавки приводить до поліпшення умов мащення, тому що крім змочуваності на тертя й зношування впливає велика кількість факторів. Фуке Г.І. розглянув основи змочування поверхонь і сили, що діють на мащення у звужуючому зазорі. Він робить висновок, якщо зазори між деталями звужуються в напрямку тертя, тоді «... у тім же напрямку зростає капілярна сила, що призводить до усмоктування мастила. У протилежному випадку мастило буде усуватися із зони тертя» [33].

Вплив мікрогеометрії поверхні на змочування безперечно має місце. Дерягін Б. В. [56] зробив висновок, що «... на змочуваність впливають форма й рельєф заглиблень, частота їхнього розташування й ефективна площа. Істотною є залежність між середньою величиною нерівностей змочуваної поверхні і розмірами, що характеризують її мікрорельєф» [43].

У роботах [58; 59] вивчався вплив мікрогеометрії поверхні на теплоту десорбції. Що більше теплота десорбції, то міцніше мастильний шар [25]. Досліджувалися зразки, виготовлені з різних сталей. Мастилом слугував розчин цетіламіну в цетані й розчин стеаринової кислоти у вазеліновому мастилі. У всіх експериментах виявлялася оптимальна шорсткість $R_a = 0,35-0,4$ мкм, за якої теплота десорбції мала максимум. Таким чином, існування оптимальної шорсткості отримало енергетичне пояснення.

Вплив шорсткості на змочуваність підтверджено й у роботах [60; 61]. Зі збільшенням шорсткості від $R_z = 0,8$ мкм до $R_z = 12$ мкм значення

крайового кута для гладкого хрому, хрому з канальчатою пористістю й сірим чавуном зменшувалися в 1,5–2 рази [60].

Дріць М. Є. [61] досліджував змочуваність підшипникових сплавів мастилами. Зразки оброблялися поліруванням й напилком. Змочуваність визначалася за крайовим кутом залежно від шорсткості поверхні, величини зерен бабіту, роду мастила, виду оброблення й часу розтікання. Виявлено, що для більш гладкої поверхні значення крайового кута більше, ніж для грубої. Більш в'язке мастило дає більший кут змочування. Зі збільшенням величини зерна бабіту крайовий кут мало змінюється (зерна мали розміри від 0,002 мм до 1,0 мм). Методи оброблення також практично не змінювали крайовий кут змочування.

Деякі автори пов'язують змочуваність із пористістю поверхонь [27; 44; 45; 60]. Поляков О. А. [44] вважає, що плямисте хромовання має кращі експлуатаційні якості, тому що воно добре змочується мастилом за рахунок пор. Тому дзеркало циліндра двигуна із плямистим хромованням не потребує тривалого припрацювання. Індін В. В. [45] доводить переваги спеціального анодування алюмінієвих антифрикційних сплавів, у результаті якого виходить пориста поверхня й мікрорельєф, що отримав назву «апельсинова кірка». Анодовані деталі порівнювалися з обробленими алмазним розточуванням. Вимірювався кут змочування на обох видах поверхонь. На анодованих він становив 0,013 рад і на розточених 0,17 рад. У роботі [60] випробовувалися хромові, нікельфосфорні, анодноокисні гальванічні покриття й нітросульфідовані сталеві зразки, які порівнювалися зі зразками із чавуну, сталі 38ХМЮА й алюмінієвого сплаву АК4. Гірша змочуваність у хромового покриття. Мінімальний кут змочування у зразків із чавуну перлітного класу із пластинчастою формою графітових включень. Кращу змочуваність чавуну автори роботи пояснюють більшою шорсткістю поверхні й наявністю графітових включень, які, з одного боку, «... є джерелом надходження на поверхню тертя графіту, а з іншого боку — створюють мікрорельєф у вигляді замкнутих резервуарів (поглиблень), здатних утримувати деяку кількість мастила. Графіт, розташований на поверхні чавуну, поліпшує його адсорбційні властивості. Сірий перлітний чавун із пластинчастою формою графіту володіє кращою змочуваністю мастила, ніж чавун із глобулярною формою графітових включень. Пластинчаста форма графітових включень, що поєднується з шорсткістю, отриманою різанням, надає поверхні кращу мікрокапілярність».

Із чим пов'язаний позитивний вплив пористості на змочуваність, сказати важко. Цей вплив можна пояснити певною мікротопографією поверхні й наявністю мастила в порах, що притягає мастило на поверхні.

Дослідження впливу різних факторів на змочуваність поверхонь — складне питання, що вимагає ретельної підготовки експерименту й врахування багатьох обставин. Змочування дуже чутливе до структури

твердої поверхні й наявності на ній сторонніх включень. Найменше забруднення поверхні призводить до зміни крайового кута змочування. За крайовим кутом на полірованих сталевих поверхнях можна визначити забруднення, коли їхня кількість близько 10^{-7} г на 1 см^2 поверхні [55]. Фукс Г. І. і Тимофеева Л. В. [62] вивчали вплив якості очищення поверхонь на їх змочуваність і показали, що універсальних розчинників не існує. Для досягнення якісної по чистоті поверхні необхідно застосовувати ступінчасте очищення різними розчинниками й адсорбентами. На адгезійну міцність мащення великий вплив може зробити швидкість прикладання навантаження, тобто при динамічних випробуваннях робота адгезії іноді зростає в кілька разів [63].

Іноді дослідження проводять не в комплексі, а відокремлено вплив факторів. Наприклад, вивчається вплив шорсткості на кут змочування. Різної шорсткості досягають шляхом застосування різних видів оброблення, але при цьому не враховують, що поверхнева енергія залежить від ступеня пластичної деформації металу. Навіть при одному виді оброблення ступінь деформації залежить від режимів. Це наочно показано Маталінім О. А. [64]. Разом з тим, потрібно врахувати, що існуючі експериментальні методи визначення змочуваності [25] і поверхневого натягу [65] не точні й не можуть бути застосовані для вимірювання змочуваності поверхонь реальних деталей.

3.2.3. Змочуваність і припрацювання поверхонь тертя

Вище було розглянуто вплив на змочуваність поверхонь, адгезію й розтікання мастила таких факторів, як мікрогеометрія, пористість і деформований стан поверхневого шару металу.

У роботі [60] стверджується, що на змочуваність поверхонь впливає процес припрацювання. Встановлено, що досліджувані поверхні після припрацювання мали кращу змочуваність мастила, ніж до випробування на тертя. Вихідну поверхню зразків було отримано шліфуванням. Лише поверхні, хромовані з канальчатою пористістю, показували менший крайовий кут змочування до тертя. Збільшення крайового кута на цих поверхнях у результаті тертя автори пояснюють зношуванням пористої частини хромового покриття.

Поліпшення змочуваності поверхонь після припрацювання відбувається унаслідок фізико-хімічних процесів, спричинених пластичною деформацією, впливом середовища під час тертя, утворенням вторинних структур з підвищеною інтенсивністю електронного поля, що підсилює орієнтовану адсорбцію молекул мащення. Скупчення в активному шарі дислокацій, вакансій, мікропор і безлічі мікротріщин підвищує змочуваність і надійність мастильної плівки. На збільшення внутрішньої енергії поверхневих шарів металу під час тертя звертається увага й у роботі [49].

Якщо ж у процесі тертя відбулося погіршення змочуваності, то це значить, що порушився процес тертя або відбулося руйнування припрацьованої поверхні. У цьому випадку припрацювання повинно відбутися по новому. У результаті нового припрацювання змочуваність знову покращиться.

Змочуваність поверхонь може бути критерієм закінчення припрацювання.

З енергетичного погляду, існування надійної мастильної плівки на третьових поверхнях вигідно, тому що вона знижує роботу тертя. У процесі припрацювання одночасно йдуть два взаємозалежних процеси: перший — відбувається активація поверхні тертя й збільшення її вільної поверхневої енергії; другий — мастильна плівка прагне звести до мінімуму вільну поверхневу енергію третьових поверхонь.

Комбалов В. С. [66], посилаючись на докторську дисертацію Щедрова В. С., наводить його слова: «У результаті припрацювання матеріальна поверхня приходить до такого фізичного стану й такої структури, за яких поверхневий шар має мінімальну потенційну енергію, тобто представляє стійку систему, що допускає в даних умовах мінімальну дисипацію енергії». Зімон А. Д. у роботі [55] так пояснює другий процес: «У випадку застосування мастильних матеріалів для зменшення тертя між плоскими поверхнями, що рухаються, необхідно найбільш повне розтікання цих матеріалів. Такі поверхні повинні добре змочуватися, а адгезійна взаємодія між мастильним матеріалом і твердою поверхнею повинна бути максимальною. У подібних випадках змочування може бути оцінене за допомогою ступеня екранування поверхні. На підставі експериментів досліджено, що для ефективного впливу мастил ступінь екранування не повинен бути менш ніж 90 %».

Костецький Б. І. [21] виділяє дві головні функції мастил: перша — «здатність створювати міцні поверхневі плівки, що добре втримуються на поверхні тертя в результаті фізичної або зворотної адсорбції молекул мастил на поверхнях металу». «Найбільш загальними характеристиками плівок є змочування й прилипання», друга — «здатність взаємодіяти з поверхневими шарами й змінювати їхню структуру й властивості (модифікувати). Зміна стану поверхневих шарів металу проявляється у вигляді пластичної деформації, механічного зміцнення, хемосорбції й дифузії з мастильного й газового середовищ, утворенні специфічних вторинних структур тертя».

Отже, можна сказати, що мастило сприяє пластичній деформації металу, що веде до збільшення поверхневої енергії, а поверхнева енергія, своєю чергою, полегшує умови мащення. Після закінчення припрацювання встановлюється динамічна рівновага між енергетичним рівнем поверхні тертя й станом мастильної плівки на цій поверхні, що залежить від умов

тертя. Оскільки поверхнева енергія істотно залежить від мікрогеометрії й деформованого стану поверхневого шару, то в умовах динамічної рівноваги в процесі тертя зміна мікрогеометрії спричинить зміну ступеня деформації, а зміна ступеня деформації поверхневого шару в результаті тертя вплине на мікрогеометрію, або призведе до зміни стану мастильної плівки. Зміна стану мастильної плівки приводить до зміни поверхневої енергії (шорсткості, ступеня деформації). Вивчені питання дозволяють зробити такі висновки:

1. Змочування, адгезія й розтікання мастила прямо залежать від вільної поверхневої енергії твердого тіла, що підвищується з розвитком недосконалостей кристалічної будови під час пластичної деформації.

2. Істотний вплив на змочування й адгезію робить шорсткість поверхонь. У деяких роботах показано, що зі збільшенням шорсткості змочуваність поліпшується [43; 53; 55; 56; 60; 61]. В інших роботах найкраща змочуваність отримана у випадку оптимальних значень шорсткості [54] $R_a = 0,1$ мкм й [58; 59] $R_a = 0,34-0,4$. Параметри мікрогеометрії і їхнє співвідношення також можуть впливати на змочуваність поверхонь тертя.

3. Розтікання мастила на гідрофільній поверхні відбувається краще в більш вузьких каналах або каналах з більшим радіусом і меншою глибиною.

4. Пористість поверхонь впливає на змочування.

5. Після припрацювання поверхонь змочуваність поліпшується й устанавлюється динамічна рівновага між вільною поверхневою енергією й станом мастильної плівки.

6. Змочуваність поверхонь тертя може слугувати критерієм закінчення припрацювання.

7. Безпосередній вплив змочуваності на процес припрацювання й характеристики тертя вивчено недостатньо. Мало робіт з дослідження впливу поверхнево-пластичного деформування (ППД) на змочуваність поверхонь мастильними речовинами. Не досліджено вплив субмікро-рельєфу на змочування й адгезію. Методи вимірювання змочуваності поверхонь недосконалі.

8. Швидкість відновлення мастильної плівки (при її руйнуванні) можна регулювати за рахунок змочуваності, якою можна керувати за допомогою методів ППД і параметрів мікрогеометрії.

3.3. Технологічне забезпечення надійності мастильної плівки

3.3.1. Способи збільшення вільної поверхневої енергії деталей машин

Відомо, що вільна поверхнева енергія обумовлена наклепом дуже тонкого поверхневого шару металу й шорсткістю.

Більшість відомих технологічних методів фінішного оброблення поверхонь деталей машин можуть забезпечити високу інтенсивність поверхневої

енергії здебільшого за рахунок шорсткості. Це пов'язано з тим, що наклеп дуже тонкого поверхневого шару малоймовірний. Винятком можуть бути методи штучного припрацювання, полірування й доведення, вигладжування й вібронакатування, але за умови, що в тонкому поверхневому шарі металу не відбувається температурного знеміцнення.

Найбільш ефективні методи тонкого поверхневого деформування, такі як штучне припрацювання, оброблення металевими щітками, алмазне вигладжування з малим зусиллям, дорнування.

Ефективність штучного припрацювання доведено Тененбаумом М. М. [67]. Штучне припрацювання полягає в тім, що на поверхню тертя наноситься дуже тонкий шар абразивного порошку. Пояснити скорочення періоду припрацювання й зниження коефіцієнта тертя в цьому випадку можна тим, що дуже дрібні абразивні зерна, перекочуючись між тертьовими поверхнями, наклепують дуже тонкий поверхневий шар. Через малу кількість абразиву інтенсивність пластичної деформації не настільки велика, щоб різко зросла поверхнева температура і відбулося знеміцнення. У результаті наклепу тонкого поверхневого шару збільшується вільна енергія поверхні тертя і поліпшуються умови змочування й розтікання мастила.

Аналогічний наклеп може відбуватися й при поліруванні й доведенні. Але в цьому випадку інтенсивність пластичної деформації більш висока й може відбуватися температурний відпуск у зовнішньому шарі поверхні. Крім того, поліровані поверхні мають низьку мастилоємкість. Проте, незважаючи на це, поліровані поверхні в багатьох випадках краще припрацьовуються, ніж шліфовані, у яких зовнішній шар металу найчастіше знеміцнений і має низьке силове поле.

Зовнішнім проявом інтенсивності силового поля, крім змочуваності й адгезії, можуть бути мікротвердість і залишкові напруження стиску в тонкому поверхневому шарі на глибині до 1 мкм.

У багатьох дослідженнях вивчався вплив мікротвердості й залишкових напружень на характеристики тертя й зношування, але ці величини здебільшого розглядалися на глибинах більше 1 мкм.

Вплив методів оброблення й мікротвердості на тертя й зношування вивчався в роботах [34; 68-78]. Досліджувалися різні технологічні методи: алмазне шліфування торцем кола, притирання алмазними пастами, накочування, електромеханічне оброблення, шліфування [68]; електрохімічне оброблення [69]; обкатування кулею, алмазне вигладжування, ультразвукове зміцнення, оброблення металевими щітками [70; 75]; деформуюче протягання [71], шліфування [72]; обкатування деталей кулькою перед загартуванням струмами високої частоти СВЧ [73]; полірування [76]; накочування роликками методами ППД [74; 77; 78]. Збільшення поверхневої твердості підвищує зносостійкість, знижує

коефіцієнт тертя й критичну температуру схоплювання в умовах граничного тертя й поліпшує припрацьовуваність поверхонь.

У процесі припрацювання відбувається зміна вихідної мікротвердості металу. За цими змінами спостерігали автори робіт [68; 72].

У початковий період тертя мікротвердість змінюється по-різному. У деяких роботах відзначається зниження мікротвердості, в інших — збільшення. Причому на характер змін істотно впливає поверхнева активність мастила (наявність ПАР). Після закінчення припрацювання в більшості випадків значення мікротвердості підвищується й по досягненні певного значення стабілізується. Під час тривалої роботи пари тертя мікротвердість поверхневого шару може падати, що пояснюється підвищенням температури й установленням нової динамічної рівноваги.

Зміни, що відбуваються в результаті тертя в тонкому поверхневому шарі, вивчалися в роботах [79–81] за допомогою рентгеноструктурного аналізу. При малому часі тертя (1 хв) густина дислокації на глибині 0,3 мкм утричі вище, ніж на глибині 5 мкм. Через 35,5 год випробувань на тертя густина дислокацій у шарі завтовшки 0,1–0,3 мкм була вчетверо менше, ніж на глибині 4–5 мкм [80]. Застосування поверхнево-активних мастил призвело до зменшення густини дислокацій на глибині до 1 мкм [81]. У роботі [79] показано, що в результаті тертя відбулося зниження дефектності ґратки в поверхневому шарі металу порівняно з вихідною шліфованою поверхнею.

Отже, підвищення вихідної мікротвердості поліпшує характеристики тертя й знижує період припрацювання, але надалі встановлюється оптимальна поверхнева твердість залежно від умов тертя.

Більш однозначний вплив на зносостійкість і припрацювання мають залишкові напруження стискання в поверхневому шарі металу.

Вплив стискаючих напружень на тертя й зношування виявлено в роботах [70–72; 82; 83]. Встановлено, що зі зростанням величини залишкових стискаючих напружень зносостійкість підвищується.

Зміну залишкових напружень у процесі тертя викладено в роботах [72; 84]. У всіх випадках після припрацювання утворюються стискаючі залишкові напруження. Наявність поверхнево-активних речовин в мастилі впливає на зміну залишкових напружень у процесі тертя.

Напруження стиску в поверхневому шарі металу можна одержати методами поверхневого пластичного деформування, термообробкою, фінішними методами абразивної обробки в режимі полірування, штучним припрацюванням поверхонь. При цьому, що ближче до поверхні розташований максимум залишкових стискаючих напружень, то вище зносостійкість і краще припрацьовуваність поверхонь. Максимальні напруження стиску в тонкому поверхневому шарі були отримані обробленням металевими щітками цементованої сталі 14ХНЗМА [70], вібронакату-

ванням [5], алмазним вигладжуванням загартованих сталей [84]. У роботі [84] наведені результати випробувань на зносостійкість і припрацьовуваність різних сталей, оброблених тонким шліфуванням, поліруванням й алмазним вигладжуванням. Найкращу зносостійкість і мінімальний час припрацювання показали зразки, оброблені алмазним вигладжуванням. Гірші результати дали шліфовані зразки.

Максимальні залишкові стискаючі напруження в тонкому поверхневому шарі виникають у тих випадках, коли під час деформування металу вдається уникнути високотемпературного нагрівання поверхні [82]. У процесі обкатування кулями й вигладжування цей ефект краще досягається зі зменшенням зусилля деформування й зменшенням радіуса інструмента.

Крім вищевказаних технологічних методів підвищення зносостійкості й скорочення періоду припрацювання за рахунок збільшення вільної поверхневої енергії, можна назвати попереднє притирання й холодне обкатування вузла тертя, за допомогою яких удалося підвищити працездатність хромованих циліндрових втулок, поршневих кілець, пальців і деталей паливної апаратури [60]. Алмазне вигладжування хромового покриття підвищило зносостійкість поверхні втулок на 25–30 % порівняно з хромованими й полірованими поверхнями [51].

Розглянувши вплив мікротвердості й залишкових стискаючих напружень на тертя й зношування, можна зробити висновок, що під час фінішного оброблення поверхонь тертя варто прагнути до збільшення вихідної мікротвердості й підвищення величини залишкових стискаючих напружень у поверхневому шарі металу завглибшки до 1 мкм. Потрібно також зазначити, що прямої залежності між мікротвердістю й залишковими напруженнями не виявлено.

Найбільш повно вивчено залежність характеристик тертя й зносостійкості від мікрогеометрії поверхонь. Огляд робіт у цьому напрямку зроблений Комбаловим В. С. [66]. Взаємозв'язок експлуатаційних характеристик поверхонь, у тому числі зносостійкості й коефіцієнта тертя, з геометричними параметрами їхнього мікрорельєфу наведено у роботі [5]. Сам же механізм утворення мікронерівностей під час тертя вивчений недостатньо повно. У роботі [25] наведені деякі з гіпотез утворення мікрорельєфу поверхонь у процесі тертя. Зв'язок між шорсткістю й поверхневою енергією в цих гіпотезах не встановлено.

У підрозділі 3.2.2. було показано, що шорсткість поверхні істотно впливає на змочування, адгезію й розтікання рідин і мастил. Зі збільшенням шорсткості величина поверхневої енергії зростає. Але там само було зроблено посилення на роботи, у яких доведено, що повинна існувати оптимальна шорсткість для кращого змочування поверхонь.

У багатьох роботах стверджується, що після припрацювання встановлюється оптимальна шорсткість поверхонь тертя, що не залежить

від вихідної шорсткості. Стала шорсткість майже завжди перебуває в межах $R_a = 0,1-0,8$ мкм, тобто близька до значення $R_a = 0,35-0,4$ мкм, визначеного виходячи з умов найкращого змочування поверхонь.

Можна припустити, що шорсткість після припрацювання повинна відповідати умовам найкращого змочування. Проте величина шорсткості може й незначно відхилитися від оптимального значення залежно від поверхневої енергії, зумовленої ступенем наклепу поверхні тертя. Різні методи механічного оброблення забезпечують різний ступінь наклепу, а, отже, різну поверхневу енергію [85; 86]. Мікронерівності в процесі припрацювання наклепують поверхні тертя, причому ступінь наклепу залежить від величини й форми мікронерівностей вихідної поверхні. Результати низки робіт підтверджують, що стала шорсткість залежить від вихідної шорсткості й методів її одержання. Підтвердженням вищевикладеному є робота [68]. У ній було зроблено спробу зменшити зношування в процесі випробувань за рахунок одержання в процесі оброблення мікрогеометрії поверхонь, що відповідає параметру R_a експлуатаційної шорсткості (яка встановилася в процесі припрацювання). Це призвело до інтенсивного зношування й захоплення поверхонь тертя. Про взаємозв'язок шорсткості й поверхневої енергії свідчить і такий факт, як характер зміни шорсткості в процесі припрацювання. Якби встановлення оптимальної шорсткості під час припрацювання не було б зумовлене динамічною рівновагою, то зміна висоти мікронерівностей у результаті припрацювання мала б плавний характер. Висота мікронерівностей або плавно зменшувалася б до оптимальної, або плавно зростала. Фактично шорсткість може спочатку зменшуватися, а потім знову зростати й навпаки, причому простежується чіткий взаємозв'язок між висотою мікронерівностей і мікротвердістю поверхні (тобто поверхневою енергією). Зі зменшенням мікротвердості в процесі припрацювання зменшується й шорсткість.

Вплив форми профілю мікронерівностей на характеристики тертя вивчено не так повно, як вплив висоти нерівностей. Це пояснюється тим, що способи оброблення, які дотепер застосовуються у промисловості, не могли забезпечити можливість варіювання форми й розташування нерівностей за однієї і тієї самої висоти. На сьогодні знаходять застосування спосіб вібронакатування з одержанням цілком нового мікрорельєфу, що дозволяє це зробити.

Зазвичай вважають, що збільшення радіуса закруглення вершин мікронерівностей r і зменшення кута нахилу бокових сторін виступів β сприятливо впливає на тертя й знижує зношування. Звичайно ця позитивна дія пояснюється збільшенням опорної довжини профілю й зменшенням питомих фактичних навантажень. Але в деяких роботах зазначається вплив форми мікронерівностей на стан мастильної плівки у вузлі тертя. У роботі [31] показано, що зі збільшенням радіуса закруг-

лення мікронерівностей r і збільшенням до деякої межі їхньої висоти R_{max} , умови відновлення мастильної плівки поліпшуються. Зі збільшенням r і зменшенням β збільшується товщина мастильної плівки на поверхні тертя [5]. Дроздов Ю. М. [87] зробив математичний аналіз впливу геометричної форми мікронерівностей на температуру одиничного контакту й установив, що для зниження температури в зоні контакту необхідно зменшувати висоту мікронерівностей і кут нахилу β . У роботі [88] наведено аналітичну залежність комплексного параметра C_x від деяких значень макро- і мікрогеометрії, а також ступеня наклепу поверхні.

Мінімальне зношування й коефіцієнт тертя будуть за оптимального значення параметра C_x . У формулу входять висота хвилястості, найбільша величина макровідхилень, середнє арифметичне відхилення профілю шорсткості, ступінь наклепу поверхні (відношення величини поверхневої мікротвердості до вихідної) і середній крок нерівностей профілю. Таким чином, для мінімізації процесу тертя необхідно забезпечити оптимальне співвідношення зазначених параметрів. Автори роботи [88] підраховали значення C_x для 30 методів механічного оброблення поверхонь і зробили висновки, що найбільшими можливостями в керуванні комплексним параметром C_x володіє метод вібронакатування. Вихідна шорсткість при вібронакатуванні впливає на параметр C_x .

У процесі припрацювання відбувається зміна як висоти мікронерівностей, так й їхньої форми. Радіус закруглення вершин мікронерівностей r збільшується, а кут нахилу бокових сторін β зменшується. За даними, наведеними у роботі [89], значення кута β для припрацьованих поверхонь становлять $0,2-1^\circ$.

Можна припустити, що зі зменшенням кута β і збільшенням радіуса r повинні поліпшуватися умови розтікання мастила між тертьовими поверхнями, тому що зменшується кут ϕ , (рис. 3.3).

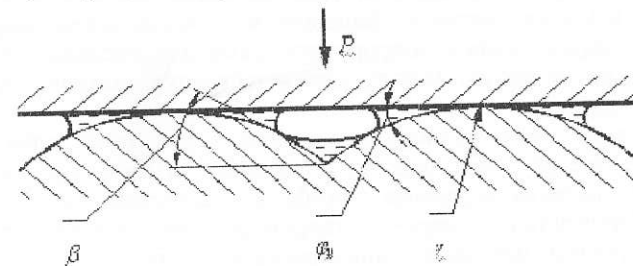


Рис. 3.3. Розтікання мастила між тертьовими поверхнями

Мінімальне значення кута β і найбільший радіус r можуть забезпечити такі методи механічного оброблення, як: вібронакатування з одержанням мікрорельєфу виду IV [5], алмазне вигладжування [84],

накочування кулями й роликками, полірування, суперфініш. Найкращі результати дають методи ППД — вібронакатування, алмазне вигладжування, накочування кулями й роликками. Значення параметрів β і r для різних методів механічного оброблення наведені в літературі [5; 53; 84].

Підбиваючи підсумок сказаному про вплив шорсткості на процес тертя й на стан мастильної плівки, можна зробити деякі висновки. Існуючі гіпотези не пов'язують вплив шорсткості на тертя й зношування з поверхневою енергією металу й змочуваністю поверхонь.

У процесі припрацювання встановлюється оптимальна шорсткість, близька за своїми параметрами до шорсткості, що забезпечує умови найкращого змочування поверхонь. У процесі оброблення поверхонь тертя не слід прагнути до одержання шорсткості повністю відповідної до тої, котра встановлюється під час припрацювання. Правильнішим є забезпечення умов найкращого змочування поверхонь тертя за рахунок оптимального наклепу й оптимальної шорсткості.

Найбільш перспективними методами технологічного забезпечення найкращих умов змочування є методи ППД — вібронакатування з одержанням цілком нового мікрорельєфу, алмазне вигладжування, накочування кулями й роликками й методи штучного припрацювання.

3.3.2. Спосіб збільшення мастилоємності поверхонь тертя й підвищення зносостійкості за рахунок комплексних видів оброблення

Мастилоємність поверхонь тертя, змінюючи стан мастильної плівки в динамічній рівновазі, позитивно впливає на характеристики тертя.

Впливу мастилоємності поверхонь на тертя й зношування присвячено велику кількість робіт, у яких розглядалися різні способи підвищення кількості мастила на тертьових поверхнях. Більшість дослідників основну роль мастилоємності бачать у збільшенні запасу мастила на випадок її збіднення в місцях контакту. Западини мікронерівностей, мікроканали, пори на поверхні тертя є мікрорезервуарами для мастила, звідки воно надходить на поверхню металу для відновлення ділянок зруйнованої мастильної плівки.

Збільшення мастилоємності поверхонь тертя може здійснюватися шляхом створення пористості на поверхнях, оптимізацією шорсткості, утворенням поглиблень різними способами й застосуванням комбінованих методів. Пористість на поверхні металевих деталей найчастіше отримують електрохімічними методами, напилюванням різних покриттів, хімічним обробленням. Ці методи не тільки не збільшують деформований стан поверхневого шару, але навпаки можуть зменшувати його. Тому, якщо й відбувається підвищення вільної поверхневої енергії й поліпшення змочуваності, то тільки за рахунок збільшення площі поверхні. Оптимізація шорсткості з метою збільшення мастилоємності здійснюється застосу-

ванням різних методів оброблення металів різанням, травленням і штучним припрацюванням поверхонь. Можливості цих методів обмежені й не можуть привести до значного збільшення мастилоємності.

Найбільш універсальними й ефективними є способи створення на поверхнях тертя різних штучних поглиблень і мікроканалов. Класифікацію таких способів наведено в роботі [5].

Збільшити деформований стан поверхневого шару з одночасним підвищенням мастилоємності можуть лише методи ППД. До них належать: спосіб вібродинамічного накатування, розроблений Саховим В. Б.; накатування профільним роликком з перенесенням мікрорельєфу інструмента на накочувану поверхню; вібродинамічне накатування кулями, вільно встановленими в обертовому з великою швидкістю диску; вібраційне накочування.

Найбільш розлогіше досліджене вібраційне накатування [5]. Цілковитий перелік робіт з даного питання наведено в бібліографічному покажчику літератури [90]. Метод вібронакатування впроваджений більш ніж на 200 підприємствах [91].

Вібродинамічне накатування вільними кулями вивчалось в роботах [92, 93], накатування профільними роликками з одержанням на оброблюваній поверхні сітки мікроканалів досліджено в роботах [94; 95]. Вібродинамічне накатування досліджувалося Саховим В. Б., Сіроєгіної Н. А. [96] і Кругловим Г. Р. [97].

Про важливу роль мікропоглиблень і мікроканалов у терті свідчить і такий факт, що і дотепер тривають пошуки нових способів утворення ЧРМР і проводяться дослідження таких поверхонь [98–105].

Вплив маслоємності поверхонь на характеристики тертя й зношування не може розглядатися без участі впливу вихідної поверхні, що перебуває між мікроканалами або поглибленнями. Якщо мікроканали або поглиблення є мікрорезервуарами мастила, то шорсткість вихідної поверхні виконує функції доставки мастила з мікрорезервуарів до місць її розриву.

Для поліпшення умов тертя немає необхідності в безмежному збільшенні маслоємності поверхонь [106]. Потрібно прагнути до оптимальної маслоємності з урахуванням енергетичного стану вихідної поверхні.

Відомі роботи [26; 32; 35; 37; 38; 39; 44; 107; 108], у яких досліджувався вплив на тертя й зношування розмірів площадок вихідної поверхні, тобто частота розташування мікроканалів або поглиблень. Результати праці [44] показали, що щільність розташування мікрорезервуарів повинна бути максимальною, а розміри мікропоглиблень оптимальними. Автори роботи [39] одержали формулу для знаходження оптимальної глибини вібронакатаної канавки, у яку входить відстань між канавками t . Із цієї формули встановлено, що глибина канавки може бути зменшена зі зменшенням кроку між канавками t . В інших роботах встановлено, що існує оптимальне співвідношення між розмірами площадок вихідної

поверхні й шириною штучно створених мікропоглиблень. Оптимальна площа, яка зайнята мікропоглибленнями, повинна бути близько 30 % від усієї площі поверхні тертя [32; 38; 107; 108]. Можуть бути й незначні відхилення від 30 %, які зумовлені енергетичним станом поверхні, активністю мастила (наявність ПАР) та іншими факторами. До таких факторів може бути віднесено гідродинамічну дію мікроканалів при ясному мащенні [42; 46; 108; 109; 110].

Практично у всіх роботах вивчення впливу площі вібронакатаних мікроканалів на тертя й зношування відзначається існування оптимальної площі мікроканалів у межах 25–45 % [5; 42; 101]. Причому найчастіше найбільш ефективними виявляються поверхні з частково регулярним мікрорельєфом (ЧРМР) у II й III виді за ДСТУ 24773-81, що зберігають ділянки вихідної поверхні. Автори роботи [43] вважають, що оптимальною є поверхня з переривчасто гладкою топографією й відносною площею поверхні 20–25 %, утворена хонінгуванням й алмазним вібронакатуванням. Низький відсоток відносної площі поверхні зумовлений запасом на зношування на етапі припрацювання, після якого площа поверхні контакту збільшується.

Поверхні з повністю новим регулярним мікрорельєфом (РМР) виду IV за ДСТ 24773-81 у більшості випадків не показали максимальної зносостійкості [5] (для пар метал–метал). Це також можна пояснити низькою поверхневою енергією виступаючих ділянок мікрорельєфу, які погано змочуються мастилом, унаслідок чого вона має малу швидкість самовідновлення. Виступаючі ділянки надмірно деформовані при вібронакатуванні й у результаті мають перенаклеп і знеміцнений поверхневий шар. Перенаклеп підсилюється в момент припрацювання. Гірші результати показали вібронакатовані поверхні з РМР виду IV, а також шліфовані поверхні й у роботі [111]. Проте там же показано, що вібронакатування поверхонь, на які нанесене антифрикційне покриття, дало зворотний результат, кращими виявилися поверхні із РМР виду IV. Бачимо, що антифрикційне покриття поліпшує змочуваність виступаючих ділянок вібронакатованої поверхні.

Таким чином, для поліпшення характеристик тертя, зниження зносу, зменшення часу припрацювання необхідно поряд з достатньою маслоємністю забезпечувати високу швидкість розтікання мастила на ділянках вихідної поверхні між мікропоглибленнями. Ця умова може виконуватися під час оброблення поверхонь тертя комбінованими методами.

Позитивні результати були отримані застосуванням таких комбінованих методів. Проводилось попереднє оброблення вихідної поверхні для забезпечення сприятливих умов тертя в місцях контакту й наступне вібронакатування для підвищення маслоємності. Попереднє оброблення включало нанесення на поверхню тертя антифрикційних покриттів

[42; 111] або термохімічне оброблення [42; 102; 105], хонінгування [43; 112], тонке шліфування [113], гостріння [114].

Застосовувалися й такі методи, коли спочатку підвищували маслоємність поверхонь тертя, а потім забезпечували сприятливі умови тертя на контакт. До них належать переважно методи попереднього накатування поверхонь роликком з утворенням маслоємного макрорельєфу з наступним нанесенням антифрикційних покриттів [52; 60]. У роботі [114] Вітенберг Ю. Р. пропонує проводити комбіноване оброблення в такому порядку: спочатку хонінгування поверхонь твердими брусками для створення маслоємного рельєфу, а потім хонінгування брусками для збільшення площі контакту третьових поверхонь.

Поліпшити умови роботи пари тертя можна й шляхом збільшення маслоємності однієї з поверхонь цієї пари й змочуваності іншої поверхні. У роботі [112] описано спосіб поліпшення умов припрацювання поршня з гільзою дизеля «КамАЗ». Для цього робочі поверхні поршнів були попередньо обкочені кулею з метою зміцнення поверхні й утворення шорсткості 9-го класу, а потім на них нанесений вібронакатуванням мікрорельєф виду II. Крім того, на робочу поверхню гільз також наносився мікрорельєф виду II.

Можна вважати, що найбільший ефект буде досягнутий у випадку одержання під час фінішного оброблення поверхонь тертя достатньої маслоємності цих поверхонь й умов гарного змочування ділянок вихідної поверхні. Відомі методи механічного оброблення дозволяють домогтися необхідної маслоємності поверхонь і підвищити їхній енергетичний рівень переважно за рахунок комплексних заходів, що складаються з декількох операцій. Це подовжує цикл оброблення деталей пар тертя й збільшує їхню собівартість. Потрібне розроблення нових технологічних способів, що дозволяють одночасно одержувати маслоємну поверхню й забезпечувати високу змочуваність цієї поверхні.

3.4. Експериментальні дослідження механізму мастильної дії мікропоглиблень

3.4.1. Результати досліджень адгезійної складової сили тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом

Якщо розглядати тертя поверхонь зі ЧРМР із позицій двоїстої молекулярно-механічної теорії тертя [25], то має сенс вивчити вплив мікропоглиблень на молекулярну й механічну складові сили тертя окремо, а не на сумарну силу тертя, як це робилося раніше.

Поняття «молекулярна» й «механічна складові сили тертя» уведено Крагельським І. В. і його учнями, у той час як у світі більш широко прийняті адекватні поняття адгезійної й деформаційної складових сили й коефіцієнта тертя. При вивченні поверхонь тертя зі ЧРМР більш

правильним є застосувати поняття «адгезійна» й «деформаційна складові», тому що мікропоглиблення слугують у першу чергу для зменшення адгезійних зв'язків і запобігання схоплювання й приводять до більш сильної деформації поверхневого шару спряженої поверхні.

Можна припустити, що наявність мікропоглиблень на поверхні тертя зменшує адгезійну складову сили тертя за рахунок поліпшення механізму змащення й, водночас, збільшує деформаційну складову, тому що краї мікропоглиблень (навіть при вилучених напливах по краях мікропоглиблень) виконують роль деформуючих крайок.

Поділ сили або коефіцієнта тертя поверхонь зі ЧРМР на адгезійну й деформаційну складові повинен сприяти більш повному розумінню механізму тертя поверхонь зі ЧРМР, що врешті полегшить прогнозування й створення більш досконалих пар тертя на основі поверхонь із ЧРМР.

Роздільне дослідження адгезійної і деформаційної складових сили тертя є доволі складним завданням, вирішення якого можливе лише за використання точних експериментальних засобів і ретельної підготовки експерименту.

Застосування прецизійного трибметра, що працює за схемою «вал-стрічка», високоточної апаратури й ретельна підготовка зразків дозволили провести роздільне дослідження адгезійної складової коефіцієнта тертя поверхонь із мікроканавками й вивчити вплив деформаційної складової на процес припрацювання поверхонь тертя зі ЧРМР [115–117].

Відповідно до двоїстої молекулярно-механічної теорії тертя на плямах фактичного контакту утворюються адгезійні зв'язки у вигляді містків зварювання між тертьовими поверхнями. Адгезійна складова сили тертя дорівнює силі, необхідній для розриву цих містків зварювання. Наявність мастильної плівки між тертьовими поверхнями зменшує число адгезійних зв'язків і адгезійну складову сили тертя. Містки зварювання утворюються за умови прориву мастильної плівки й що довше існує незакритою мастильною плівкою пляма прориву з ювенільною поверхнею, то більша ймовірність схоплювання.

Наявність мікропоглиблень на поверхні тертя у разі граничного змащення сприяє більш швидкому «заліковуванню» проривів мастильної плівки й зниженню ймовірності схоплювання. Вивчаючи адгезійну складову сили або коефіцієнта тертя, можна зробити висновок про схильність до схоплювання поверхонь тертя й ролі мікропоглиблень в усуненні цього явища.

Деформаційна складова сили тертя виникає в результаті проорювання спряженої поверхні тертя більш твердими виступами при їхньому проникненні в цю поверхню. Виключити вплив деформаційної складової можна лише на дуже короткочасний період, попередньо обробивши спряжені поверхні до шорсткості не грубіше $R_z = 0,1$ мкм. На такому способі виключення деформаційної складової ґрунтується робота адгезіометрів [25].

Дослідження адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a у роботі [117] проводилося методом виключення деформаційної складової. Із цією метою зразки й стрічка контрзразків оброблялися до шорсткості $R_z = 0,08 \dots 0,1$ мкм. Послідовність, методи й режими оброблення у всіх експериментах з вивчення адгезійної складової залишалися незмінними й включали: шліфування, доведення алмазною пастою й полірування абразивною шкуркою. Шаржування поверхні абразивом не спостерігалось. Вимірювання адгезійної складової сили тертя проводилися на 3...5 циклі тертя (3...5 обертів зразка), у момент максимального значення сили тертя (рис. 3.4). Зменшення сили тертя після 3...5 циклів пояснюється початком мікроприпрацювання, у результаті якого утворюється рівноважна шорсткість, грубіша вихідної, що в кінцевому результаті поліпшує змащення й зменшує адгезійну складову сили тертя. У разі утворення рівноважної, більш грубої шорсткості збільшується деформаційна складова, але її збільшення незначне.

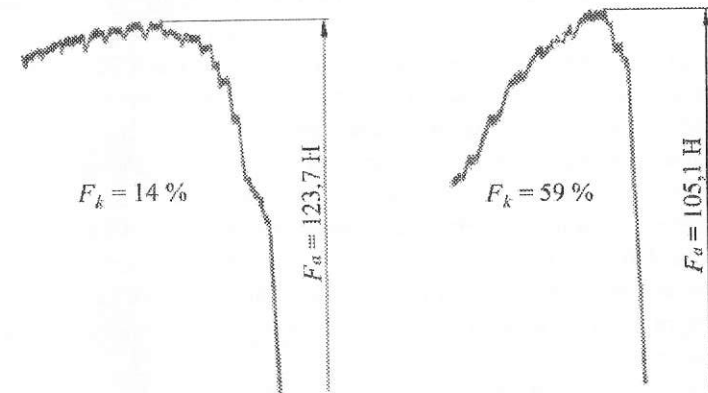


Рис. 3.4. Осцилограми вимірювання адгезійної складової сили тертя F_a при відносній площі мікроканавок F_k [117]

Усі експерименти з вивчення адгезійної складової коефіцієнта тертя проводилися в режимі граничного змащення із застосуванням масла «Індустріальне 20». Швидкість ковзання $3,14 \cdot 10^{-2}$ м/с гарантовано забезпечувала граничне змащення у всьому діапазоні досліджуваних тисків. Температура у всіх експериментах підтримувалася постійною на рівні (33 ± 2) °C.

Зразки виготовлялися зі сталі 45 твердістю HRC 30...32. Стрічка контрзразків – сталь У8 завтовшки 0,06 мм. Однорідність матеріалів сприяла виникненню адгезійних містків зварювання й більш чіткому прояву мастильної дії мікроканалів. У ряді робіт, присвячених дослідженню поверхонь зі ЧРМР, отримані залежності зношування, коефіцієнта

або сили тертя від відносної площі мікроканалов, що мають яскраво виражений мінімум. Наявність мінімуму пояснюється в цих роботах тим, що зі збільшенням відносної площі мікроканалов F_k до оптимального значення збільшується маслємкість поверхні тертя, що знижує адгезійну складову. У разі подальшого збільшення F_k зменшується контурна площа контакту й зростають питомі навантаження, що призводить до зростання адгезійної складової [5; 118].

Таке пояснення суперечить факту, встановленому трибологами багатьох країн, про практичну незалежність фактичних тисків від навантаження [4; 25].

В експерименті використовувалися зразки без мікропоглиблень [117]. Строго дозована крапля мастила об'ємом $(540 \pm 6) \cdot 10^{-5}$ мл наносилась на зразок перед установкою контрозразка і розносилась по всій поверхності кусочком лавсанової плівки, як скребком. Розміри плівки у всіх випадках були однакові, що забезпечувало захоплення з поверхні зразка однакової кількості масла. Потім частина масла видалялась із поверхні зразка кусочками фільтрувального паперу з постійними розмірами 20-30 мм. Використання в кожному вимірюванні нового кусочка фільтрувального паперу дозволяло видаляти із поверхні зразка незмінну кількість масла. Інтерференційна картина на поверхні зразка свідчила про рівномірності товщини плівки і малу її величину, біля декількох десятків моношарів.

Результати даного експерименту наведені на рис. 3.5 (залежність 1). Залежність 2 отримана при видаленні мастила фільтрувальним папером, але на поверхні залишався шар масла завтовшки в декілька моношарів. Режим тертя в цьому випадку був проміжним між граничним і тертям без мастильного матеріалу.

Залежність 3 отримана для порівняння й показує вплив контурного тиску на сумарний коефіцієнт тертя припрацьованих поверхонь при рясному мащенні.

Найбільш стабільні результати отримані для припрацьованих поверхонь, що цілком очікувано. У цьому випадку надлишки масла поглинаються западинами між нерівностями шорсткої припрацьованої поверхні, що робить мастильний шар більш рівномірним. Крім того, прориви мастильної плівки швидше закриваються за рахунок надходження мастильного матеріалу із прилеглих западин.

Незначне зростання адгезійної складової f_a (залежність 1) пояснюється тим, що на високогладких поверхнях надлишки мастильного матеріалу видавлюються із зони контакту лише за межі номінальної площі контакту, тому що западини між нерівностями відсутні або недостатні за об'ємом. Що більша номінальна площа контакту, то більшу відстань потрібно

подолати мастильному матеріалу до границі контакту й тим більший опір витіканню він зазначає. За умови зростання опору витіканню збільшується несуча здатність масляної плівки.

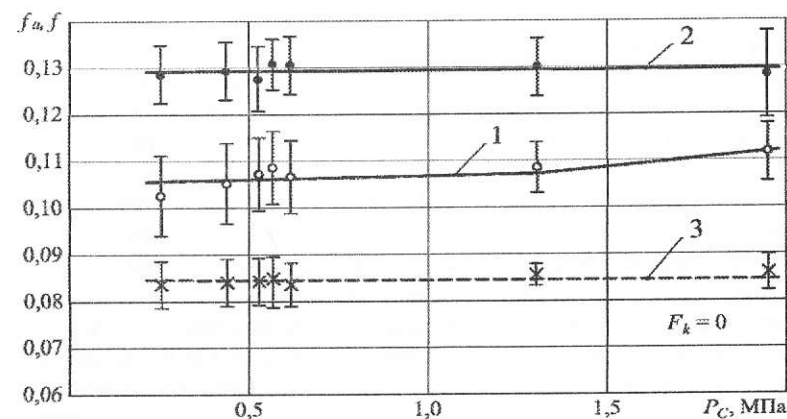


Рис. 3.5. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a (1,2) і коефіцієнта тертя f після мікроприпрацьовання (3) від контурного тиску P_c для поверхонь без мікропоглиблень [117]

Очевидно, що швидкість видавлювання мастильного матеріалу із зони контакту залежить від контурного тиску. За низьких тисків швидкість видавлювання мастила мала й товщина мастильної плівки за 3...5 циклів не встигає прийти до мінімуму, характерного для граничного мащення. Адгезійна складова f_a у цьому випадку нижча, ніж за більш високих тисків, коли мастильний матеріал швидше видавлюється й мастильна плівка більш тонка й за своєю товщиною ближче до мінімуму.

Після повного видавлювання мастильного матеріалу із зони контакту, деякий короткий час пара тертя працює в режимі між граничним мащенням і тертям без мастильного матеріалу. Потім мастильний граничний шар руйнується і тертя переходить у режим, що приводить до схоплювання. За наявності западин між нерівностями шорсткуватої поверхні такого не відбувається, тому що западини слугують джерелами, звідки рідкий мастильний матеріал надходить до місць розриву мастильної плівки. Від числа западин на одиницю площі залежить і швидкість відновлення проривів мастильної плівки.

Із графіків на рис. 3.5 можна зробити висновок, що контурний тиск у діапазоні 0, 25...1, 96 МПа не впливає на адгезійну складову коефіцієнта тертя й на сумарний коефіцієнт тертя.

Висновок про незалежність адгезійної складової коефіцієнта тертя від контурного тиску підтверджує раніше зроблене припущення про те, що

зростання коефіцієнта тертя в разі збільшення відносної площі мікроканалів F_k вище оптимального значення, що перебуває в межах 25...45% [5], не пов'язане зі зменшенням номінальної площі контакту й збільшенням тисків.

Додатково до сказаного можна навести витримку з фундаментальної роботи [25]: «Ще дотепер існує думка, що знижуючи питомі навантаження на вузол тертя, можна поліпшити його працездатність за рахунок полегшення умов на фактичних плямах контакту. Зараз ясно, що такий шлях зниження фактичних тисків є щонайменше неефективним».

Проте для виявлення впливу площі мікроканалов на механізм мащення був поставлений експеримент, під час якого забезпечувалася сталість контурного тиску при площі мікроканалов, що змінювалася [117].

Мікроканалки видавлювалися на зразках уздовж твірної алмазним вигладжувачем з радіусом сферичної частини $r = 1,5$ мм. Перед нанесенням каналов зразки оброблялися, як описано вище, до шорсткості $R_z = 0,08...0,1$ мкм. Після нанесення каналов напливи й спучування металу по краях мікроканалов ретельно усувалися доведенням і поліруванням, шорсткість не змінювалася. Полірування здійснювалося абразивною шкуркою марки ВНИИАШ 498 64С М28 Д на твердому вкладиші, що виключало завалювання крайок мікроканалов. На це зверталася особлива увага. Профілограми показали, що радіус завалу крайок не перевищує 6...9% від радіуса мікроканалки.

Експеримент проводився з маслом «Індустріальне 20». Попередньо на поверхню зразків наносився тонкий шар масла, як описано вище. Потім, виходячи з розрахованого об'єму мікроканалов, на поверхню зразків подавалася така кількість масла, щоб мікроканалки після його рівномірного розподілу були заповнені на 0,5 їхнього об'єму. Вирівнювання об'єму масла в мікроканалках здійснювалося за допомогою скребоків з лавсанової плівки перед установкою контрзразка.

Залежності 1 і 2 на рис. 3.6 переконливо показують, що зі збільшенням площі мікроканалов величина адгезійної складової коефіцієнта тертя в умовах граничного мащення зменшується за лінійним законом, незалежно від контурного тиску. Отже, механізм мащення поліпшується пропорційно площі мікроканалов у діапазоні тисків до 2 МПа. Злам кривих у точках А, В і С пояснюється різною швидкістю видавлювання мастильного матеріалу. Мікропоглиблення за 2...3 цикли цілком забирають у себе надлишки мастильного матеріалу, приводять товщину мастильної плівки до мінімуму, роблячи її більш рівномірною.

Вивчення слідів зношування на стрічці контрзразка після мікроприпрацювання підтвердило стабільний характер процесу тертя поверхонь із мікроканалками і схильність до схоплювання поверхонь без мікроканалов (рис. 3.7).

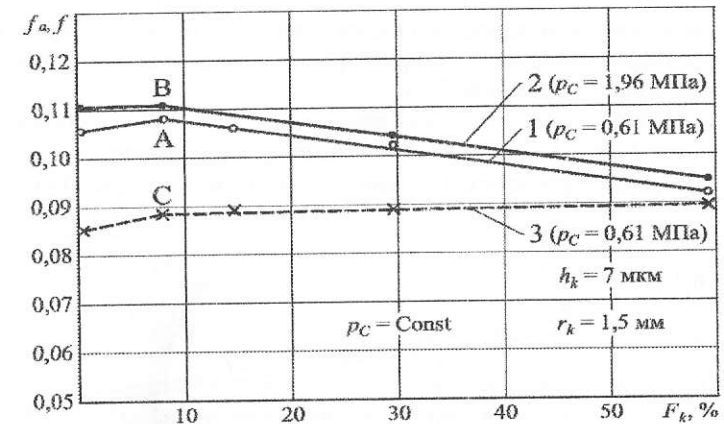


Рис. 3.6. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a (1, 2) і коефіцієнта тертя f після мікроприпрацювання (3) від відносної площі мікроканалов F_k за постійного контурного тиску p_c [117]

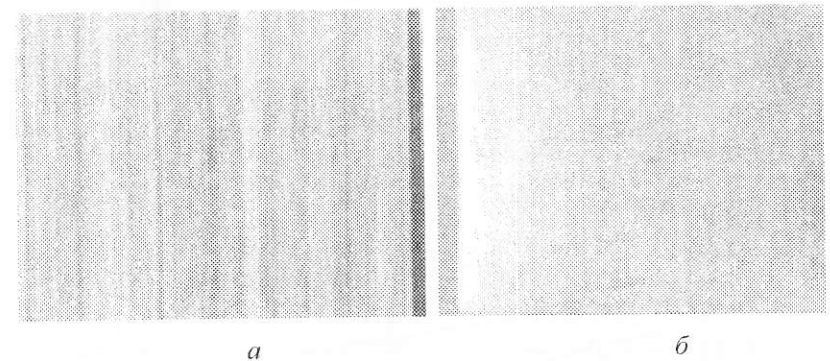


Рис. 3.7. Сліди зношування на стрічці контрзразка після мікроприпрацювання з поверхнею без мікропоглиблень (а) і з мікроканалками (б) [117]

На рис. 3.7, а показано робочу ділянку стрічки контрзразка після мікроприпрацювання з поверхнею без мікропоглиблень. На стрічці чітко видно сліди мікросхоплювань і неоднорідність шорсткості. На стрічці, припрацьованій з поверхнею, що має мікроканалки з відносною площею 14%, сліди мікросхоплювань відсутні й поверхня має однорідну шорсткість (рис. 3.7, б), що свідчить про нормальне, без патології, тертя. Після підтвердження факту незалежності адгезійної складової коефіцієнта тертя від контурного тиску були проведені дослідження з виявлення

впливу на механізм мащення відносної площі, глибини й радіуса мікроканавок, а також шорсткості поверхні, розташованої між мікроканавками. Результати подані на рис. 3.8–3.13.

Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від відносної площі мікроканавок F_k (рис. 3.8) має лінійну спадаючу характеристику, аналогічну залежності f_a від F_k при постійному контурному тиску (див. рис. 3.6).

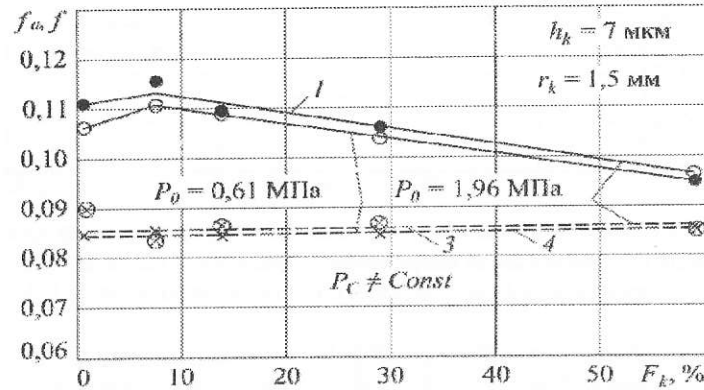


Рис. 3.8. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a (1, 2) і коефіцієнта тертя f після мікроприпрацювання (3, 4) від відносної площі мікроканавок F_k [117]

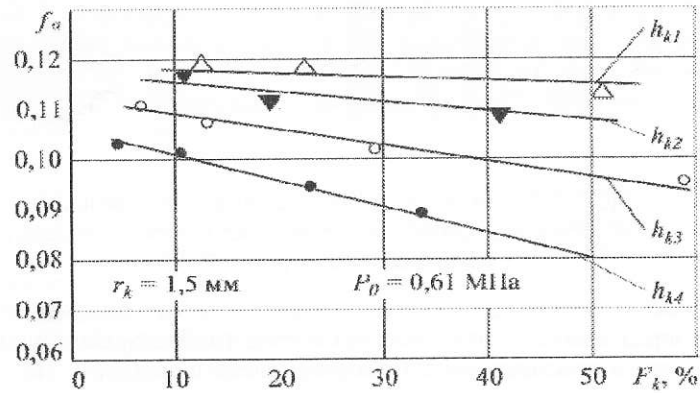


Рис. 3.9. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від відносної площі мікроканавок F_k при глибині мікроканавок h_k : $h_{k1} = 20$ мкм; $h_{k2} = 11$ мкм; $h_{k3} = 7$ мкм; $h_{k4} = 3$ мкм p_c [117]

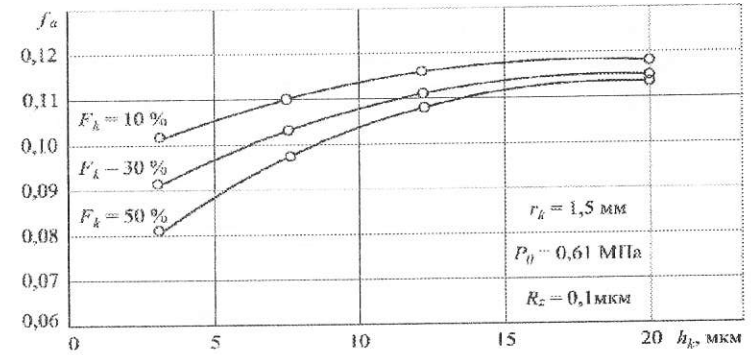


Рис. 3.10. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від глибини мікроканавок h_k [117]

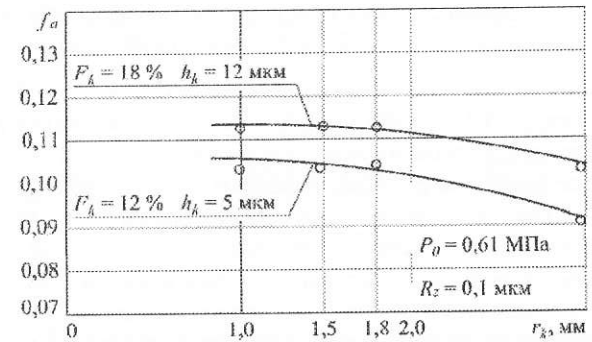


Рис. 3.11. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від радіуса дна мікроканавки r_k [117]

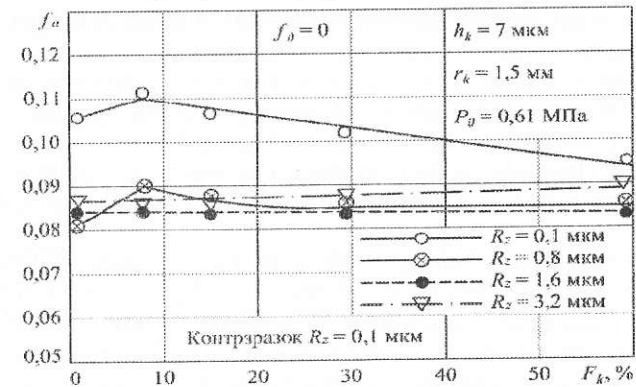


Рис. 3.12. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від відносної площі мікроканавок F_k при шорсткості R_z несучої поверхні [117]

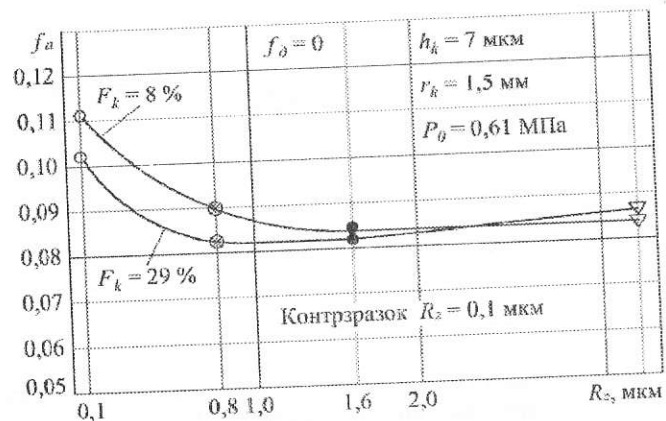


Рис. 3.13. Залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від шорсткості R_z несучої поверхні [117]

Збільшення контурного тиску p_0 , розрахованого для поверхонь без мікропоглиблень, від 0,61 МПа до 1,96 МПа не позначається на характері кривих, також, як і збільшення контурного тиску p до 3,8 МПа за рахунок зменшення несучої поверхні за наявності мікроканалок. На графіках, наведених нижче, контурний тиск розрахований для поверхонь без врахування площі мікроканалок і позначено p_0 .

Важливим висновком є таке: характер залежностей f_a від F_k у даному експерименті зумовлений тільки механізмом мащення, тобто здатністю тертьових поверхонь до добування з мікроканалок мастильного матеріалу й до утворення надійного граничного мащення.

На величині f_a і, отже, на здатності до добування мастильного матеріалу з мікроканалок помітно позначається глибина мікроканалок h_k і їхній радіус r_k .

Із графіків (рис. 3.9 та 3.12) можна зробити висновок, що зі зменшенням глибини мікроканалок і збільшенням їхнього радіуса добування мастила з мікроканалок поліпшується й адгезійна складова коефіцієнта тертя падає. Причому глибина канавок позначається сильніше, ніж їхній радіус і залежності $f_a = \psi(h_k)$ мають нелінійний круто спадаючий характер при зменшенні h_k .

Пояснення даному явищу може бути таке. Зі зменшенням глибини мікроканалок, при незмінній відносній площі мікропоглиблень F_k працюють одночасно два процеси, спрямовані на зниження ймовірності мікросхоплювань. Перший — поліпшення умов добування мастильного матеріалу в разі зменшення глибини канавки. Другий процес — зменшення розмірів площадок контакту між мікроканавками a (рис. 3.14 а), що призводить до зниження плівкового голодування.

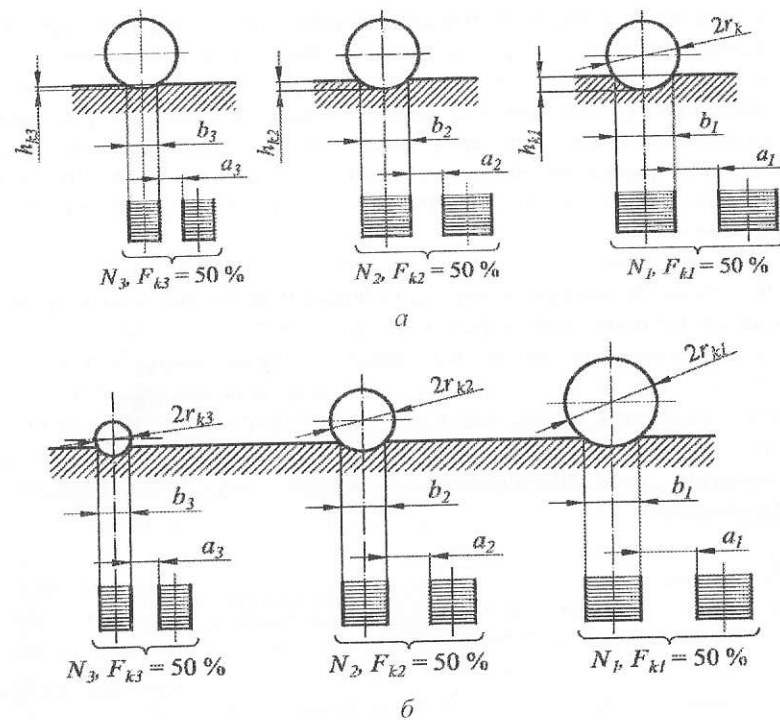


Рис. 3.14. Утворення числа виступів N на одиницю площі залежно від глибини h_k (а) і радіуса дна r_k (б) мікроканалок $N_3 > N_2 > N_1$ [117]

Зі збільшенням радіуса дна мікроканалок r_k ці два процеси працюють по різному, взаємовиключаючи один одного. Збільшення радіуса r_k сприяє добуванню мастильного матеріалу й одночасно збільшує плівкове голодування, тому що зростає a (рис. 3.14, б). Цими двома взаємовиключаючими процесами пояснюється більше пологий характер кривих на рис. 3.12.

Оскільки розміри площадки контакту a між мікропоглибленнями залежать від числа площадок (виступів) на одиниці площі n , то варто говорити в цих випадках про зміну числа n .

Висновок. Для оптимізації процесу тертя в умовах граничного мащення варто прагнути до збільшення числа виступів n на одиницю площі й зменшення глибини мікроканалок.

Цей висновок підтверджується графіками на рис. 3.12 та 3.13. Адгезійна складова f_a у разі зростання шорсткості зразка від $R_z = 0,1$ мкм до $R_z = 1,0$ мкм і, отже, при збільшенні n падає до постійного рівня, характерного для припрацьованих поверхонь.

Зниження f_a є ознакою зменшення швидкості утворення адгезійних містків зварювання — мікросхоплювань. Причому, із графіка на рис. 3.12 видно, що за шорсткості поверхні зразка грубіше, ніж $R_z = 1,0$ мкм f_a не залежить від F_k . Два описаних вище процеси за наявності рівноважної шорсткості на поверхнях тертя реалізуються повністю на виступах і западинах нерівностей шорсткості, що робить мастильну дію мікроканалок на припрацьованих поверхнях неефективною в режимі граничного мащення.

Механізм граничного мащення поверхонь зі ЧРМР можна подати в такий спосіб. За наявності між тертьовими поверхнями мікропорожнин, утворених нерівностями рівноважної шорсткості (рис. 3.15, а), мастильний матеріал може заповнювати їх повністю або частково. Контакт і тертя поверхонь відбуваються по виступах мікронерівностей. Мастильний матеріал надходить на виступи в зону фактичного контакту із прилеглих мікропорожнин. Мікропоглиблення ЧРМР, відстані між якими набагато перевищують крок мікронерівностей вихідної шорсткості, виявляються неефективними.

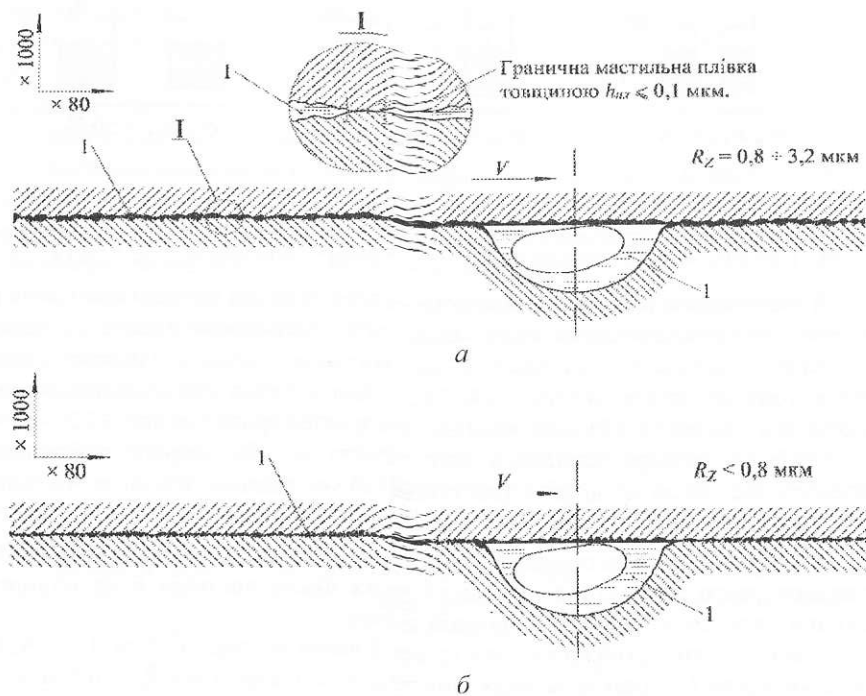


Рис. 3.15. Контакт поверхонь тертя з мікропоглибленнями при граничному мащенні: 1 — мастило

Мастильна дія мікропоглиблень за граничного мащення проявляється у випадках, коли зони фактичного контакту виявляються настільки протяжними, що на них виникає плівкове голодування (рис. 3.15, б). У цьому випадку крок мікропоглиблень сумірний з відстанями між зонами контакту. Надходження мастила до зон контакту, мабуть, відбувається при проходженні його над мікропоглибленнями, заповненими повністю або частково мастилом.

Ефект мікропоглиблень підтверджений експериментально за шорсткості стрічки й зразків не грубіше $R_z = 1,0$ мкм, тобто коли найбільшою мірою проявляється плівкове голодування й схильність до схоплювання.

На практиці такими випадками є приклади, коли довжина зон фактичного контакту зростає: у результаті пластичної деформації виступів мікронерівностей; при нездатності пари тертя створювати рівноважну шорсткість у процесі тертя, коли виступи загладжуються; у процесі прироблення прецизійних пар тертя.

У ряді робіт ефект мікропоглиблень намагаються пояснити маслоємністю поверхонь тертя. Очевидно цей термін не відбиває суті, оскільки високогладкі поверхні з мікропоглибленнями, що володіють більшим об'ємом порожнин для мастила й, отже, більшою маслоємністю більш схильні до схоплювання, ніж поверхні з рівноважною шорсткістю, у западинах яких перебуває набагато менша кількість мастила, але не проявляють плівкового голодування.

Таким чином, ефект мікропоглиблень за граничного мащення проявляється у випадках, коли поверхні тертя не в змозі забезпечити нормальний режим тертя й мащення. Якщо пара тертя припрацьовується й працює без патологій, то створення на робочих поверхнях мікропоглиблень із метою поліпшення механізму мащення й підвищення їхньої зносостійкості й задиристійкості недоцільно. Винятком можуть бути випадки, коли під час розроблення нової пари тертя були допущені конструкторські помилки у створенні пристроїв змазування. До випадків напіврідинного й рідинного мащення вище сказане не належить.

3.4.2. Результати досліджень деформаційної складової сили тертя

Молекулярно-механічна теорія тертя представляє механічну складову сили тертя, як зусилля, необхідне для проорювання поверхневого шару твердого тіла проникливими мікронерівностями. У випадку тертя поверхонь із мікроканалковими мікронерівностями. У випадку тертя поверхонь із мікроканалками до цієї складової додається інша складова, викликана зачепленням вершин мікронерівностей із краями мікроканалок, що викликає за певних умов додаткове зростання сили й коефіцієнта тертя (рис. 3.16) [119].

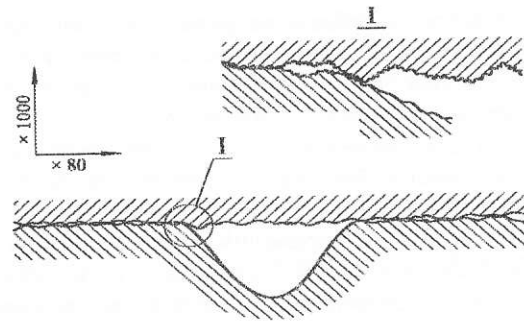


Рис. 3.16. Зачеплення виступів мікронерівностей за крайку мікроканавки при терті ковзання

Мікронерівності, що проходять над мікроканавками в процесі тертя, не піддаються стисканню під дією навантаження й, отже, їхня висота більше висоти мікронерівностей, що перебувають у зоні контакту на ділянках між мікроканавками.

Величина деформації мікронерівностей може бути знайдена виходячи з величини відносного зближення ε :

$$\varepsilon = \frac{\delta}{R_{\max}}$$

де δ — максимальна деформація мікронерівностей; R_{\max} — максимальна висота мікронерівностей.

Значення ε визначається розрахунком [25] і доведено, що не перевищує 0,25 від R_{\max} . Таким чином, при максимальній висоті мікронерівностей $R_{\max} = 10$ мкм, мікронерівності будуть нижче крайки мікроканавки не більше ніж на 0,25 мкм. З огляду на те, що крайка мікроканавок не має гострих країв, а незначно завалена, то виникає припущення про неістотність величини деформаційної складової, викликаній зачепленням із крайками мікроканавок.

Проте є відомості, що після тривалої роботи пари тертя ковзання з мікроканавками на одній з робочих поверхонь одна із крайок мікроканавки стає більш зношеною ніж протилежна [121] (рис. 3.17). Автор роботи [121] пояснює це різною тепловою деформацією крайок мікроканавки, у результаті чого одна з них зношується сильніше. На істотну роль деформаційної складової в механізмі тертя вказується в роботах [138–140].

Для виявлення ролі деформаційної складової було виконане дослідження припрацювання поверхонь із ЧРМР. Якщо наявне зачеплення виступів мікронерівностей із крайками мікроканавок, то тривалість мікроприпрацювання повинна залежати від числа мікроканавок на одиницю площі, тобто від відносної площі мікроканавок F_k при постійній їхній ширині b_k . Еквівалентним фактором є число виступів n на одиницю площі.

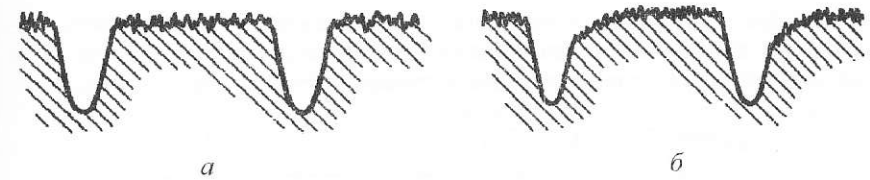


Рис. 3.17. Зношення крайки мікроканавки: а — до роботи; б — після 1500 год. роботи

Із цією метою вивчалася тривалість мікроприпрацювання зразків з мікроканавками й стрічки контрзразків, на якій створювалася шорсткість $R_z = 5...7$ мкм ($R_a \approx 0,8$ мкм). Шорсткість на стрічці створювалася шліфувальною шкуркою, причому напрямок слідів шорсткості перпендикулярний осі стрічки.

Мікроканавки на зразках видавлювалися сферичним індентором радіусом $r = 1,5$ мм. Розташовані мікроканавки паралельні твірній. Напливи й спучування металу по краях мікропоглиблень ретельно видалялися, як і в експериментах з дослідження адгезійної складової сили тертя. Шорсткість несучої поверхні становила $R_z = 0,8...1,0$ мкм ($R_a \approx 0,15$ мкм). Дослідження проводилися в режимі граничного мащення маслом «Індустріальне-20» при швидкості ковзання $V = 3,14 \cdot 10^{-2}$ м/с. Контурний тиск у всіх дослідках розраховувався для поверхонь без врахування площі мікроканавок і становив $p_0 = 0,61$ МПа. Тривалість мікроприпрацювання визначалася за часом до стабілізації значення коефіцієнта тертя (рис. 3.18). У процесі мікроприпрацювання забезпечувався надлишок мастила, про що свідчила його наявність у вхідній зоні пари тертя.

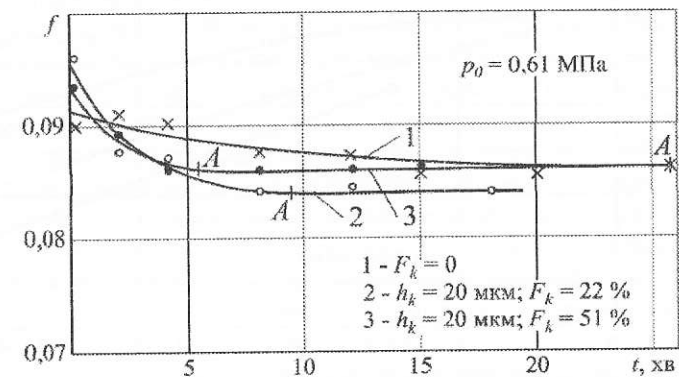


Рис. 3.18. Визначення часу закінчення мікроприпрацювання $t_{\text{пр}}$ за стабілізацією коефіцієнта тертя f (точка А)

Графіки на рис. 3.19 підтверджують залежність часу мікроприпрацювання від відносної площі мікроканалов F_k , що дозволяє зробити висновок про зачеплення виступів мікронерівностей за краї мікроканалов.

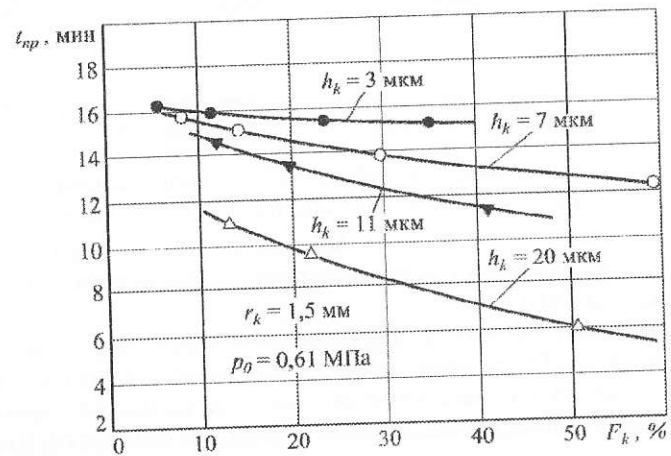


Рис. 3.19. Залежність часу закінчення мікроприпрацювання $t_{пр}$ від відносної площі мікроканалов F_k

Слід зазначити, що мікроприпрацювання в діапазоні $h_k = 7...20$ мкм протікає більш інтенсивно, ніж у діапазоні $3...7$ мкм (рис. 3.20).

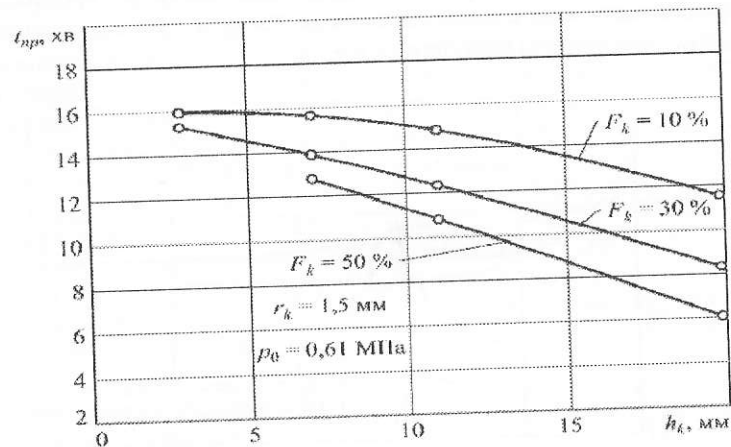


Рис. 3.20. Залежність часу закінчення мікроприпрацювання $t_{пр}$ від глибини мікроканалов h_k

Очевидно, за малої глибини мікроканалов величина деформаційної складової сили тертя на кожній канавці, пов'язана зі зачепленням виступів мікронерівностей за крайку, зменшується за рахунок того, що мастило з неглибоких каналів витягається краще й товщина мастильної плівки на крайках зростає. На це вказує й те, що на рис. 3.6 залежність f_a від F_k при F_k більше 50 % може мати значення f_a нижче, ніж f для припрацьованих поверхонь.

Отже, у випадку глибини мікроканалов h_k менш ніж 3 мкм можливий перехід до напіврідинного мащення за таких самих значень швидкості ковзання, тиску й в'язкості мастильного матеріалу, які характерні для режиму граничного мащення. Проконтролювати за характером осцилограм режим тертя при h_k менш ніж 3 мкм і F_k більше 50 % не вдалося внаслідок труднощів технічної підготовки зразків.

На швидкість мікроприпрацювання, очевидно, впливає й циклічність навантажень виступів мікронерівностей за наявності мікроканалов, що призводить до їхнього втомного руйнування. Щоб більше відносна площа мікроканалов F_k за постійної їхньої ширини b_k , то швидше закінчиться мікроприпрацювання. Під час тертя ковзання в режимі граничного мащення циклічність навантаження мікронерівностей може призвести до більш сильного зношування поверхні тертя, спряженої з поверхню на якій утворений ЧРМР. Але це компенсується зменшенням зносу, зумовленого виникненням і руйнуванням адгезійних містків зварювання й, що особливо важливо, усувається ймовірність схоплювання. Втомним характером зношування можна пояснити збільшення величини зносу при нормальному терті в режимі граничного або напіврідинного мащення при збільшенні відносної площі мікроканалов F_k , коли вона зростає вище оптимального значення $F_k = 25...45\%$.

Значення деформаційної складової сили тертя повинно зростати під час мікросхоплювань, тому що в цих випадках розрив адгезійних містків зварювання супроводжується відривом від поверхні тертя мікрочастинок металу, які приварюються до виступів спряженої поверхні. Це приводить до утворення більш високих виступів з високою твердістю, які зачіпляються за краї мікроканаловки й значно деформують їх (рис. 3.21).

Зменшення деформаційної складової сили тертя призводить до зниження енерговитрат на тертя під час сталого режиму тертя й поліпшення плавності ходу. Про поліпшення плавності ходу свідчило зменшення величини коливань сили тертя при зниженні шорсткості стрічки від $R_z = 5...7$ мкм до $R_z = 2...3$ мкм.

Водночас для прискорення припрацювання необхідно збільшувати деформаційну складову тертя.

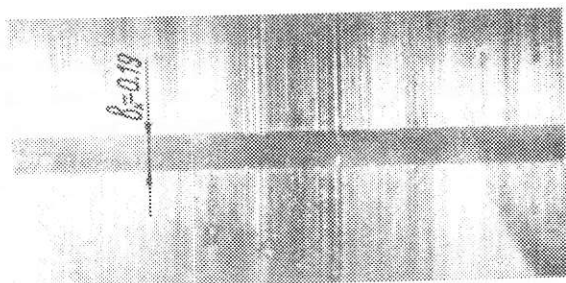


Рис. 3.21. Сліди проорювання крайки мікроканавки виступами мікронерівностей, що утворилися в результаті мікросхоплювань ($h_k = 3$ мкм, $r_k = 1,5$ мм)

Висновок. Глибина мікроканавок повинна бути такою, щоб забезпечувати гарну припрацьовуваність поверхонь тертя, в результаті якої поверхні зношуються й глибина канавок зменшується. Профіль канавок також змінюється, одна із крайок стає більш округленою. Після закінчення припрацювання канавки з меншою глибиною й закруглені крайки мікроканавок забезпечують зменшення адгезійної і деформаційної складових сили тертя й знижують зношування тертьових поверхонь порівняно з періодом припрацювання.

3.4.3. Вплив змочуваності поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом на механізм мастильної дії мікропоглиблень

У роботі [117] виявлено залежність адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a від глибини h_k і радіуса дна r_k мікроканавок. Зниження величини f_a при зменшенні h_k і збільшенні r_k в умовах граничного мащення пояснюється утворенням більш надійної мастильної плівки на фактичних ділянках контакту, тобто зниженням ефекту плівкового голодування й зростанням товщини граничної мастильної плівки.

Надійність граничної мастильної плівки забезпечується механізмом добування рідкого мастильного матеріалу з мікроканавок. У роботах [109; 120–122; 1118] вивчався вплив на надійність граничної мастильної плівки різних параметрів ЧРМР. Механізм добування мастильного матеріалу в цих роботах розкритий не повністю. Зроблені лише припущення, що основну роль повинна відігравати змочуваність поверхонь тертя мастилом.

У праці [117] зроблено спробу виявити залежність змочуваності поверхонь тертя із системою мікроканалів від параметрів ЧРМР і зіставити їх з результатами випробувань на тертя.

Для контролю змочуваності циліндричних поверхонь зі ЧРМР розроблений спосіб, визнаний винаходом [123], що дозволяє виключити вплив похибок форми й хвилястості.

3.4.4. Вплив геометричних параметрів поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом на швидкість розтікання мастила

Відомо, що на величину кута змочування θ , отже, на швидкість розтікання значно впливає ступінь очищення поверхні від адсорбованих плівок, причому, що чистіша поверхня, то цей вплив помітніший [124]. За наявності на поверхні твердого тіла адсорбованих плівок величина вільної поверхневої енергії, зумовлена атомно-молекулярним станом поверхні, слабшає значно сильніше, ніж величина поверхневої енергії, пов'язана із шорсткістю поверхні. Тому в експерименті при контролі змочуваності поверхні не домагалися високого ступеня очищення поверхні, а прагнули лише до одержання на досліджуваних поверхнях плівок однакової товщини.

Перед вивченням впливу площі мікроканавок на швидкість розтікання масла був поставлений експеримент, що дозволив порівняти вплив шорсткості поверхні на величину крайового кута змочування θ і на швидкість розтікання V_θ [117].

Величина кута змочування θ на зразках без мікропоглиблень фіксувалася на фотоплівці при фотографуванні краплі масла «Індустріальне-20», нанесеної на поверхню через дві секунди після відриву її від кінця голки шприца. Фотозйомка здійснювалася при контрастному освітленні, що дозволяло одержувати чіткий силует краплі масла на поверхні (рис. 3.22).

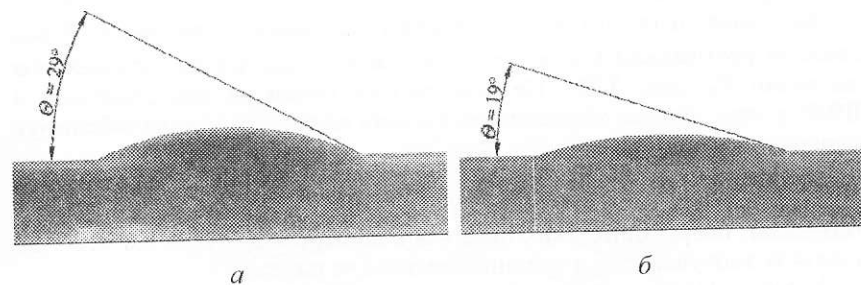


Рис. 3.22. Крапля масла на поверхні зразка із шорсткістю $R_z = 0,1$ мкм (а) і $R_z = 2,9$ мкм (б)

Досліджувалися залежності величини крайового кута змочування θ від шорсткості поверхні для відпалених зразків і для цих же зразків після фінішного оброблення, перед їх відпалом. Зразки виготовлені зі сталі 45. Фінішне оброблення для одержання заданої шорсткості проводилася шліфувальними шкурками різної зернистості. Відпал зразки проходили у середовищі азоту за температури 850°C .

Даний експеримент поставлений з метою виявлення впливу на змочуваність ступеня наклепу поверхні при різному фінішному обробленні

зразків. Встановлено, що кут змочування відпалених зразків більший, ніж не відпалених; це пояснюється тим, що не відпалені зразки мають більшу поверхневу енергію, ніж відпалені, оскільки їхній поверхневий шар у результаті фінішного оброблення наклепаний, а у відпалених зразків наклеп знятий відпалом.

Швидкість розтікання масла визначалася за описаним вище способом на тих самих зразках, на яких вимірялися значення крайового кута змочування й на зразках зі ЧРМР.

З огляду на те, що величина крайового кута змочування Θ обернено пропорційна швидкості розтікання V_{Θ} , можна зробити висновок при порівнянні їх значень, що їхній характер однаковий. Залежність Θ і V_{Θ} від шорсткості поверхні мають оптимуми, що відповідають шорсткості $R_z = 2,0 \dots 3,2$ мкм. Цей оптимум більш явно виражений для швидкості розтікання V_{Θ} і трохи зміщений у бік меншої шорсткості. Пояснюється це тим, що величина кута змочування вимірюється на відкритій поверхні, а швидкість розтікання — між двома поверхнями. І, якщо при вимірюванні кута Θ змочуваність визначається шорсткістю однієї поверхні, то при контролі V_{Θ} змочуваність залежить і від шорсткості плівки, що збільшує величину капілярного зазору між досліджуваною поверхнею й плівкою.

Характер залежностей дозволяє рівноцінно судити про змочуваність поверхні як за кутом Θ , так і за швидкістю розтікання V_{Θ} , тому можливо застосування способу контролю змочуваності за швидкістю розтікання V_{Θ} для поверхонь з ЧРМР.

Зростання швидкості розтікання в разі збільшення F_k викликано більш швидким розтіканням мастила уздовж канавок $V_{\Theta k}$, ніж по ділянках між канавками V_{Θ} (рис. 3.23). Це відбувається тільки на тих поверхнях з ЧРМР, у яких ділянки між канавками мають шорсткість, що не забезпечує задовільну змочуваність.

До таких поверхонь належать поверхні тертя прецизійних вузлів приладів, що працюють в умовах граничного мащення при ресурсному змазуванні. Шорсткість таких поверхонь не перевищує $R_z = 0,8$ мкм, що знижує їх змочуваність і втримання мастила на поверхні.

У роботі [117] усі експерименти з використанням поверхонь із ЧРМР проводилися на зразках з мікроканавками, шорсткість дна й стінок яких була $R_z = 0,7 \dots 1,2$ мкм. Шорсткість дна й стінок мікроканавок безпосередньо після їхнього утворення методом ППД не грубіше $R_z = 0,5$ мкм. Це пов'язане з тим, що при доведенні зразків алмазною пастою шорсткість дна й стінок мікроканавок погіршувалася. Це позначалося й на швидкості розтікання масла. Було відзначено, що масло розтікається гірше по канавках зразків, що не пройшли доведення алмазною пастою.

Розтікання масла по канавці відбувається завдяки наявності кута φ (рис. 3.23). Що менше величина кута φ , то вище швидкість розтікання.

Краща змочуваність поверхонь з ЧРМР у прецизійних вузлах тертя з високогладкими поверхнями пояснюється зародженням нових центрів розті-

кання рідкого мастильного матеріалу в точках перетинання канавок (точки B , рис. 3.23). Такі точки перетинання характерні для ЧРМР II і III видів (ДЕРЖСТАНДАРТ 24773-81). Можна зробити висновок про те, що поверхні тертя з ЧРМР II і III видів забезпечують краще розтікання мастила й створюють більш сприятливі умови для механізму мащення й процесу тертя. Це підтверджується результатами багатьох досліджень, що підтвердили оптимальність ЧРМР II і III видів при граничному змащенні [5].

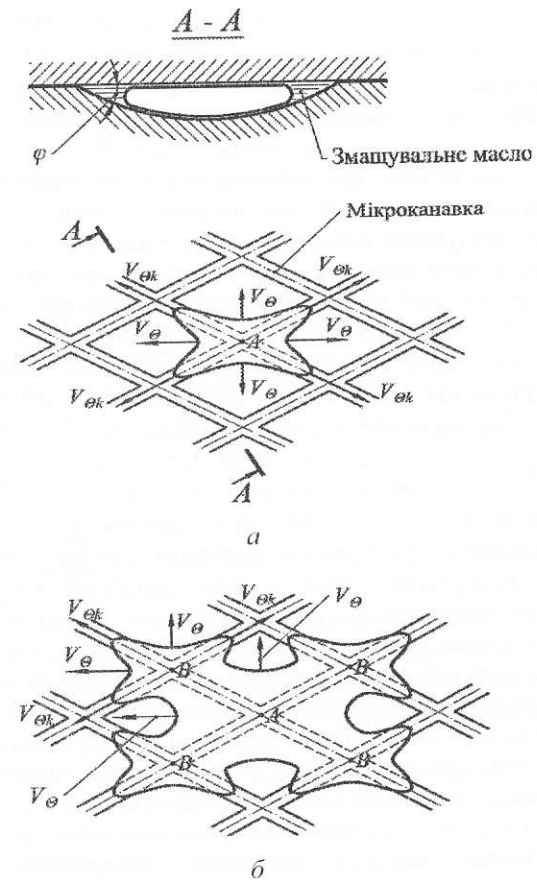


Рис. 3.23. Механізм розтікання масла по поверхні зі ЧРМР за граничного змащення: a — розтікання від крапки A ; $б$ — подальше розтікання від крапок перетинання мікроканавок — B ; $V_{\Theta k}$ — швидкість розтікання масла уздовж мікроканавки; V_{Θ} — швидкість розтікання масла по поверхні між мікроканавками

Отримані результати дозволяються зробити висновок про зв'язок між механізмом витягування мастила з мікроканалов і змочуваністю поверхонь тертя з ЧРМР.

3.4.5. Режими тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом

Дотепер було виконана велика кількість досліджень поверхонь тертя з ЧРМР, у яких відзначається позитивний вплив ЧРМР на виникнення напіврідинного й рідинного тертя. Однак поверхні з ЧРМР не знайшли такого широкого застосування в реальних вузлах тертя ковзання, як поверхні, оброблені традиційними методами — шліфуванням, гладким наочуванням, вигладжуванням, суперфінішем або хонінгуванням. Почасті це пов'язано з тим, що вібронакатуванням утворюються напливи металу по краях мікроканалов, які, якщо їх не видалити, призводять до підвищеного зношування поверхонь тертя. Крім цього, у деяких випадках спостерігається збільшення коефіцієнта тертя при граничному терті й підвищена витрата мастила. Промислове застосування поверхонь з ЧРМР гальмується й у результаті того, що вони більш чутливі до кількості поданого в зону тертя мастильного матеріалу, ніж поверхні без мікроканалов, а оптимізація параметрів ЧРМР залежить від режиму тертя — граничне, напіврідинне або рідинне. Науково-дослідні роботи, що раніше проводилися, виконувалися на парах тертя, не позбавлених похибок форми у вигляді овальності, огранювання, відхилення від циліндричності або похибок розташування, таких як відхилення від паралельності осей зразка й контрзразка. Всі ці похибки приводять до виникнення додаткових зазорів між поверхнями тертя, у яких перебуває мастило, і можуть нівелювати або спотворювати ефект мастильної дії мікроканалов ЧРМР.

Контроль режиму тертя й товщини мастильної плівки в зоні тертя — найбільш складне завдання в трибодослідженнях. Поділ режиму тертя на граничне, напіврідинне й рідинне мащення в експериментальних дослідженнях можливий на підставі діаграми Герсі по товщині мастильної плівки; по характеру осцилограм, отриманих при вимірюванні електроопору мастильної плівки; по величині коефіцієнта тертя.

Рідинне мащення є оптимальним режимом тертя, за якого відсутній механічний контакт третьових поверхонь і зношування поверхонь мінімальне. Наближення до режиму рідинного мащення є важливим завданням при проєктуванні вузла тертя ковзання й розробленні технології його виготовлення.

Раніше на підставі аналізу залежності адгезійної складової сили тертя f_a від глибини мікроканалов h_k і відносної їхньої площі F_k було зроблене припущення про те, що зі зменшенням h_k і збільшенням F_k

зростає ймовірність переходу до рідинного режиму мащення при незмінних значеннях швидкості ковзання, тиску й в'язкості мастильного матеріалу.

З метою перевірки цього припущення був поставлений експеримент, у якому досліджувалися умови переходу до рідинного мащення залежно від методу змазування [117].

3.4.5.1. Залежність режиму тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом від методу мащення

У Держстандарті 23.002-78 методи мащення класифікуються на безперервне й періодичне, ресурсне мащення, циркуляційне й одноразове проточне, мащення під тиском, мащення зануренням, краплинне мащення, гнотове, ротапринтне.

Виникнення «плівкового голодування», що приводить до схоплювання, найбільш імовірно при ресурсному й краплинному періодичному мащенні. Ресурсне мащення рідким мастильним матеріалом найчастіше часто застосовується в прецизійних вузлах тертя приладів, що працюють у режимі граничного мащення. Краплинне періодичне мащення знаходить широке застосування у вузлах тертя ковзання різних механізмів і машин, що працюють в умовах граничного, напіврідинного або рідинного мащення.

В експерименті вивчався вплив на режим тертя краплинного безперервного й періодичного мащення маслом «Індустріальне-20».

Результати досліджень в умовах безперервного краплинного мащення наведені на рис. 3.23–3.26. Кількість мастила, що подавалась на зразок підбиралася така, щоб цілком компенсувати торцевий витік навіть за максимальної швидкості ковзання (не менш ніж $10,8 \cdot 10^{-3}$ мл/с, що забезпечувалось швидкістю подачі масла рівній двом краплям за секунду). У цьому випадку мікроканалки зразків з ЧРМР були заповнені мастилом повністю, що сприяло перетіканню масла по каналах, виникненню гідродинамічної піднімальної сили. Величина цієї сили залежить від швидкості перетікання масла по мікроканалах і опору, перетіканню в мікроканалах. Необхідно зазначити, що величина гідродинамічної сили часто недостатня, щоб змінити режим мащення, наприклад, напіврідинне мащення перевести в рідинне або граничне в напіврідинне, але виникнення гідродинамічної під'ємної сили цілком може змінити товщину мастильної плівки і значення коефіцієнта тертя.

На рис. 3.24 показані залежності f від F_k для тих же припрацьованих вібронкатаних поверхонь, що використовувалося в експерименті раніше. Але в цьому випадку подавання мастила здійснювалося методом періодичного краплинного мащення. Кількість мастила, що подавалась на поверхню зразка, забезпечувала компенсацію торцевого витіку при швидкостях ковзання не вище $3,14 \cdot 10^{-2}$ м/с ($1,8 \cdot 10^{-3}$ мл/с, що відповідало швидкості подавання масла рівній двом краплям за шість секунд).

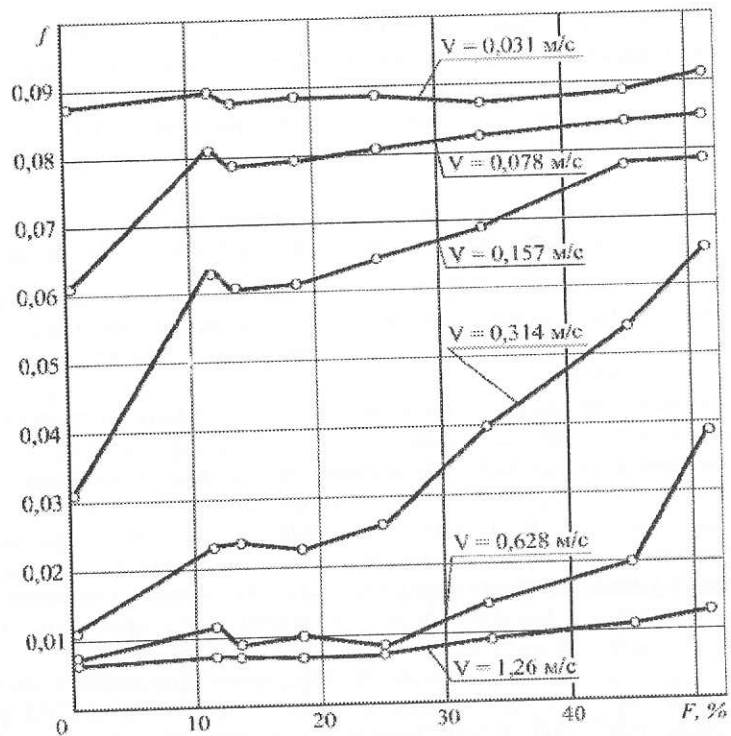
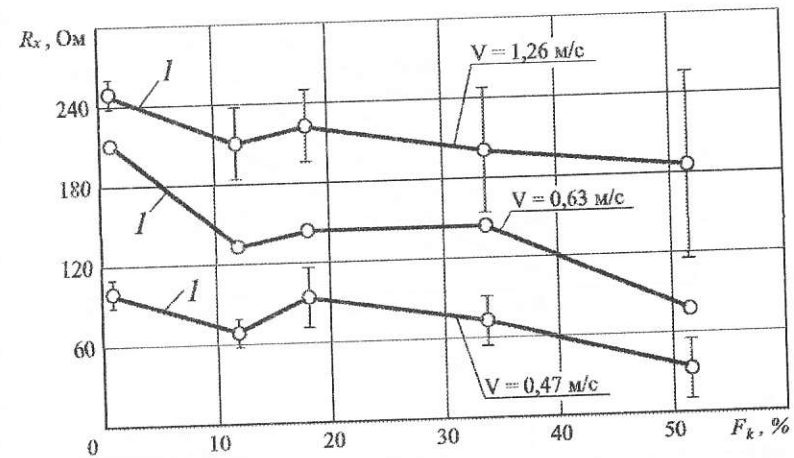


Рис. 3.24. Залежність коефіцієнта тертя f від відносної площі мікроканавок F_k при періодичному краплинному мащенні [117]

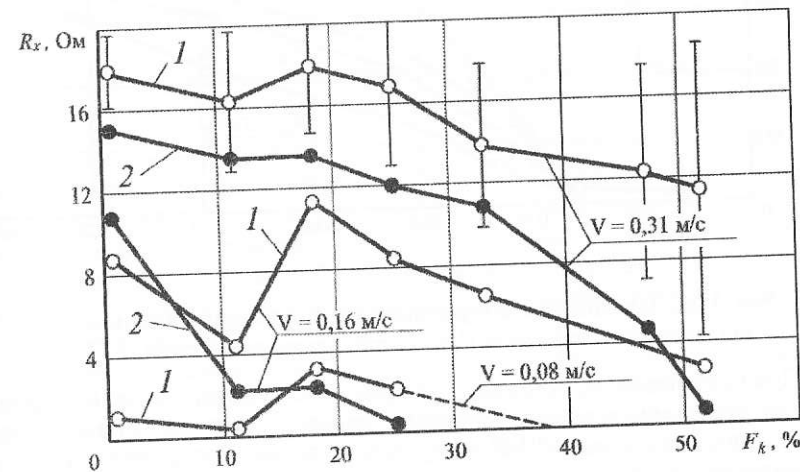
Зіставлення графіків на рис. 3.26 і 3.24 показує, що при безперервному мащенні (рис. 3.25), коли є надлишок масла у вхідній зоні вузла тертя, криві залежностей f від F_k мають яскраво виражений мінімум при оптимальному значенні $F_k = 18\%$ і швидкості ковзання до $6,28 \cdot 10^{-1}$ м/с. При зростанні швидкості мінімум нівелюється.

На рис. 3.24 залежності f від F_k отримані при періодичному краплинному мащенні, коли у вхідній зоні відсутній надлишок мастила. У цьому випадку залежності не мають мінімуму або він досить слабо виражений при швидкостях ковзання від $7,85 \cdot 10^{-2}$ м/с до $1,57 \cdot 10^{-1}$ м/с.

Така різниця в характері кривих викликана тим, що на поверхнях з мікроканавками збільшується торцевий витік порівняно з поверхнями без мікроканавок. Мастило спрямовується по мікроканалах із зони тертя, що при недостатньому підживленні новою кількістю масла із вхідної зони виключає виникнення масляного клина й гідродинамічного тиску. Зі збільшенням швидкості ковзання дренаж масла зростає.

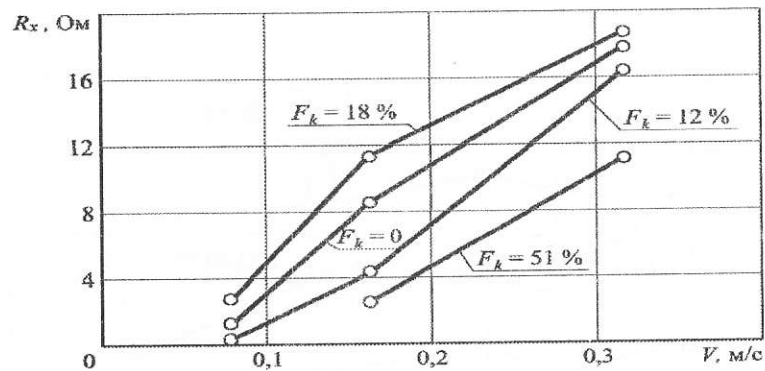


a

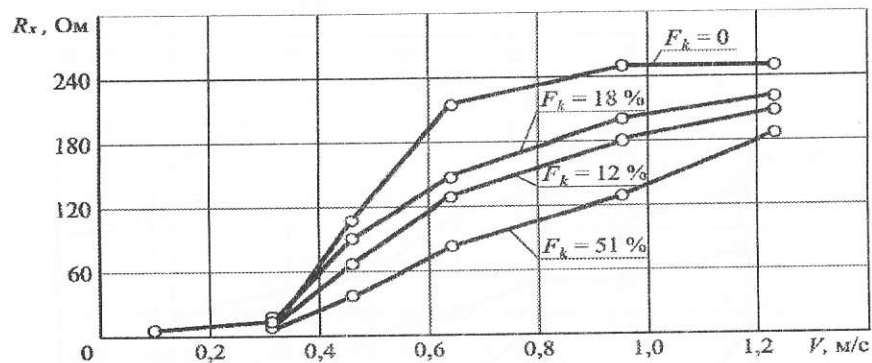


б

Рис. 3.25. Залежність електричного опору мастильної плівки R_x від відносної площі мікроканавок F_k при безперервному змащенні (а) і періодичному (б) [117]



а



б

Рис. 3.26. Залежність електричного опору мастильної плівки R_x від швидкості ковзання V при безперервному мащенні [117]

При безперервному мащенні з компенсацією витoku масла, що відбувається через мікроканали, можливий випадок, коли за певного співвідношення параметрів ЧРМР відбувається як би «запирання» масла в мікроканалах, виникають зустрічні потоки масла в них і виникає гідродинамічний тиск у масляному клині, що приводить до збільшення товщини мастильної плівки.

У разі збільшення швидкості ковзання й у випадку надлишку масла, масляний клин і гідродинамічний тиск виникають на поверхнях зі ЧРМР при більших значеннях швидкостей ковзання, ніж для поверхонь без мікропоглиблень.

Таке пояснення добре узгоджується з результатами вимірювання електричного опору мастильної плівки R_x (рис. 3.25–3.26). На рис. 3.25

видно зростання товщини мастильної плівки при $F_k = 18\%$ в умовах безперервного мащення при надлишку мастила. За періодичного мащення, коли торцевий витік масла не компенсується подаванням масла із вхідної зони тертя, спостерігається зменшення товщини мастильної плівки зі зростанням F_k . У випадку рясного подавання мастила в робочу зону тертя товщина мастильної плівки росте зі збільшенням швидкості ковзання, причому найбільш інтенсивно для поверхонь без мікропоглиблень і при $F_k = 18\%$.

Таким чином, перехід до нового режиму тертя, що характеризується мастильною плівкою більшої товщини на поверхнях з ЧРМР, можливий при оптимальних значеннях F_k або з підвищенням швидкості ковзання, але тільки в умовах безперервного мащення із забезпеченням компенсації торцевих витоків масла, що відбуваються через мікроканали.

Із безперервних методів мащення радіальних підшипників ковзання компенсація торцевих витоків найбільш повно відбувається за мащення зануренням або під тиском. Ресурсне мащення рідким мастильним матеріалом аналогічне мащенню зануренням, але тільки за умови надійної герметизації вузла тертя.

У випадку періодичного й інших методів мащення оптимум F_k відсутній.

3.4.5.2. Залежність режиму тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом від швидкості ковзання й відносної площі мікроканалов

Залежність коефіцієнта тертя f від швидкості ковзання V на рис. 3.24 та 3.25 має характерний вигляд кривої Герсі. Завдяки вимірюванням швидкості зміни температури $\Delta T/\Delta t$ стало можливим більш точно визначити область граничного тертя. Це діапазон малих швидкостей на початковій ділянці кривої Герсі, на якому зі збільшенням швидкості ковзання V підвищується й швидкість збільшення температури $\Delta T/\Delta t$ (ділянка А на рис. 3.27).

Граничне мащення в цьому діапазоні швидкостей підтверджувалося й характером осцилограм — на екрані осцилографа видно пряму дещо мерехтливу лінію. Зі збільшенням швидкості V і наближенням до ділянки В (рис. 3.27) на екрані з'являються слабкі сплески синусоїди. Опір мастильної плівки при граничному терті становив менш ніж 0,1 Ом і не піддавався вимірюванню. Діапазон швидкостей ковзання, що визначає граничне тертя, незначно залежить від відносної площі мікроканалов F_k і розширюється убік збільшення V при підвищенні F_k . (рис. 3.23–3.25). У випадку тертя за схемою «вал–втулка» найбільша швидкість граничного тертя дещо менша, ніж при терті за схемою «вал–стрічка», тобто режим напіврідинного тертя настає при менших швидкостях ковзання, що є результатом зазорів через погрішності форми й розташування.

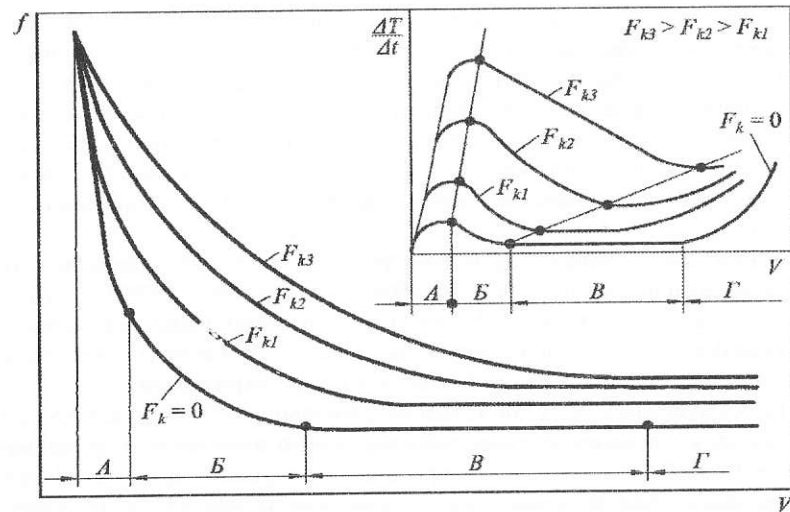


Рис. 3.27. Границі режимів тертя залежно від відносної площі мікроканалов F_k і швидкості ковзання V

Варто звернути увагу, що в області граничного мащення коефіцієнт тертя різко падає зі збільшенням швидкості V , а швидкість підвищення температури $\Delta T/\Delta t$ — зростає. Зниження коефіцієнта тертя f зі зростанням V пояснюється збільшенням товщини мастильної плівки, починаючи від моношару до декількох шарів, і фізико-хімічними процесами тертя на фактичних плямах контакту [25]. Швидкість підвищення температури $\Delta T/\Delta t$ зумовлена кількістю контактів в одиницю часу мікроставупів на поверхні контрзразків із крайками мікроканалов на поверхні зразка з ЧРМР або з мікроставупами на поверхні без мікроканалов. Що вище швидкість ковзання V або, чим більше F_k , то більше число адгезійних містків зварювання, що утворюються в одиницю часу, більша енергія взаємодії мікронерівностей із крайками мікроканалов і більша кількість теплоти виділяється в одиницю часу.

Із графіків на рис. 3.25–3.27 видно, що у випадку граничного мащення швидкість підвищення температури зростає при збільшенні F_k , причому для пари тертя «вал–стрічка» більше, ніж для пари «вал–втулка». Винятком є тертя зі зразком при $F_k = 18\%$.

Напевно, відбувається збільшення деформаційної складової коефіцієнта тертя при збільшенні F_k навіть при малій шорсткості контрзразків. На зразках з $F_k = 18\%$ за безперервного мащення спостерігається зниження як коефіцієнта тертя, так і швидкості підвищення температури $\Delta T/\Delta t$ порівняно зі зразками при $F_k = 12\%$ або більше 18% (рис. 3.26), але при

обмеженій подаванні мастильного матеріалу в зону тертя f і $\Delta T/\Delta t$ вище, ніж для зразків без мікроканалов ($F_k = 0$) (рис. 3.26). Якщо мастило подається в зону тертя з надлишком (безперервне мащення), то при $F_k = 18\%$ спостерігається збільшення опору мастильної плівки R_X і, отже, її товщини навіть при малих швидкостях $V = 0,08$ м/с (рис. 3.25).

На ділянці Б (рис. 3.27 і 3.23–3.25) спостерігається зниження коефіцієнта тертя f і швидкості зміни температури $\Delta T/\Delta t$, що пов'язане з подальшим ростом товщини мастильної плівки (рис. 3.27), і своєю чергою, веде до зменшення кількості контактів в одиницю часу мікроставупів контрзразка із крайками мікроканалов зразка з ЧРМР. На осцилограмах спостерігаються мерехтливі синусоїди, що свідчить про напіввідинний режим тертя. У цьому діапазоні швидкостей V найбільше проявляється мінімум коефіцієнта тертя для зразків з $F_k = 18\%$. Товщина мастильної плівки при $F_k = 18\%$ вища, ніж при інших значеннях F_k (рис. 3.25). З подальшим зростанням швидкості ковзання V товщина мастильної плівки збільшується (рис. 3.26), а зі збільшенням F_k зменшується (рис. 3.25 та 3.26). Зменшення товщини плівки зі зростанням F_k і V викликано початком дренажу мастила із зони тертя по мікроканаллах.

Ділянка В характерна для тертя поверхонь без ЧРМР ($F_k = 0$) і поверхонь із $F_k = 18\%$. У даному діапазоні швидкостей тертя швидкість зміни температури $\Delta T/\Delta t$ залишається постійною, тобто незважаючи на збільшення швидкості V , кількість тепла, що утвориться в одиницю часу, не міняється. Причиною даного факту, напевно, є зменшення числа фактичних контактів мікронерівностей в одиницю часу за рахунок збільшення товщини плівки при пропорційному зростанні енергії взаємодії мікронерівностей і енергії утворення й розриву адгезійних містків зварювання при підвищенні швидкості V . Ріст товщини мастильної плівки при $F_k = 0$ і $F_k = 18\%$ підтверджується графіками (рис. 3.2–3.26). Осцилограми при терті в діапазоні В мають вигляд більш наближений до рідинного, але металевий контакт між поверхнями тертя є, про що свідчать слабкі мерехтливі лінії й розмите зображення синусоїди на екрані осцилографа.

На ділянці Г зміни швидкості ковзання спостерігається плавне підвищення величини $\Delta T/\Delta t$ при майже незмінному коефіцієнті тертя (рис. 3.23–3.25). Збільшення товщини мастильної плівки в цьому діапазоні швидкостей уповільнюється. Причому розкид значень R_X зі зростанням V і F_k збільшується й доходить до 75% при максимальних V і F_k . Основна причина розкиду значень R_X і сповільнення товщини мастильної плівки — дренаж масла через мікроканали за межі поверхонь тертя. Сильний дренаж і торцевий витік масла спостерігалися як на парі тертя «вал–стрічка», так і на парі «вал–втулка», хоча при роботі із втулкою масло затримувалося в зазорах між втулкою й зразком і в зазорах через похибки

форми й розташування. Саме тому коефіцієнт тертя й величина $\Delta T/\Delta t$ для пари «вал–втулка» менші, ніж для пари «вал–стрічка», причому ця різниця збільшується з ростом F_k . У результаті дренажу масла не утворювався рідинний режим, а зберігався напіврідинним, але більш нестійким, ніж на ділянці Б і В. Спостерігалися лише окремі сплески R_x до 900 Ом, і на екрані осцилограми набували вигляду, характерного для рідинного тертя. Ці сплески R_x відбувалися в момент подавання з надлишком свіжого мастила у вхідну зону тертя. Зростання $\Delta T/\Delta t$ на ділянці Г зумовлене більшими швидкостями тертя при незначній товщині мастильної плівки.

Таким чином, за результатами лабораторних досліджень, проведених на моделі прецизійного радіального підшипника ковзання, що працює з рідким мастильним матеріалом у діапазоні тисків від 0,25 МПа до 2 МПа й у діапазоні швидкостей ковзання від $3,14 \cdot 10^{-2}$ м/с до 1,41 м/с, були зроблені висновки:

— величини адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a і коефіцієнта тертя f припрацьованих поверхонь в умовах граничного мащення не залежать від контурного тиску p_c , як при терті поверхонь без мікропоглиблень, так і поверхонь із ЧРМР;

— зростання значень коефіцієнтів тертя f , що відбувається при дослідженні поверхонь з ЧРМР у випадку збільшення відносної площі мікроканалів F_k вище оптимального значення, що перебуває в межах 25–45 %, не пов'язане зі зменшенням контурної й тим більше номінальної площі контакту;

— величина f_a в умовах граничного мащення зменшується при зростанні F_k за лінійним законом, незалежно від p_c ;

— величина f припрацьованих поверхонь при рівноважній шорсткості $R_z = 1,6 \dots 3,2$ мкм не залежить від F_k в умовах граничного мащення;

— механізм мащення зумовлений глибиною мікроканалів h_k і величиною радіуса дна мікроканалів r_k . Зі зменшенням глибини мікроканалів h_k і збільшенням радіуса дна r_k числове значення адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a падає, причому вплив h_k позначається сильніше. Залежність f_a від h_k має нелінійний, круто спадаючий характер при зменшенні h_k . Це свідчить про поліпшення умов добування рідкого мастильного матеріалу з мікроканалів поверхонь із ЧРМР;

— з метою оптимізації механізму мащення прецизійних пар тертя з високогладкими робочими поверхнями шорсткістю $R_z \leq 0,8 \dots 1,0$ мкм, схильними до схоплювання, треба в умовах граничного мащення прагнути до збільшення числа виступів n на одиницю площі й зменшення глибини мікроканалів h_k ;

— мастильна дія мікроканалів на припрацьованих поверхнях тертя з ЧРМР в умовах граничного мащення стає неефективною, оскільки

мастильний механізм забезпечують западини мікронерівностей рівноважної шорсткості. Мікроканалки найбільш ефективні на поверхнях із шорсткістю не більш ніж $R_z = 1,0$ мкм;

— час мікроприпрацювання $t_{пр}$ поверхонь із ЧРМР із шорсткістю спряженої поверхні $R_z \geq 3,2$ мкм залежить від числа виступів n на одиницю площі й від глибини мікроканалів h_k . Еквівалентним числу n фактором у цьому випадку є число крайок мікроканалів на одиницю площі. Залежність $t_{пр}$ від n і h_k свідчить про механічне зачеплення виступів мікронерівностей спряженої поверхні об крайки мікроканалів, тобто про наявність деформаційної складової сили тертя;

— спосіб контролю змочуваності поверхонь за величиною кута змочування Θ неприйнятний для поверхонь із ЧРМР;

— позитивний вплив змочуваності поверхонь із ЧРМР на процес тертя проявляється на високогладких поверхнях прецизійних вузлів тертя із шорсткістю $R_z \leq 0,8$ мкм в умовах граничного мащення;

— встановлено, що зі збільшенням відносної площі мікроканалів F_k при постійній ширині мікроканалки b_k , що рівносильно збільшенню числа виступів n на одиницю площі, змочуваність поверхні з ЧРМР поліпшується;

— механізм добування мастила з мікроканалів пов'язаний зі змочуваністю поверхні з ЧРМР. При збільшенні змочуваності зменшується величина адгезійної складової коефіцієнта тертя f_a ;

— кращою змочуваністю володіють поверхні з ЧРМР II і III виду. Це пояснюється наявністю великої кількості центрів розтікання, що перебувають у точках перетинання мікроканалів між собою. Підтвердженням сказаному є більш висока зносостійкість поверхонь видів II і III, що доведено великою кількістю робіт, виконаних багатьма авторами;

— метод мащення поверхонь тертя з ЧРМР впливає на механізм мащення. На поверхнях із ЧРМР збільшується торцевий витік мастила порівняно з поверхнями без мікропоглиблень. Мастило спрямовується по мікроканалах із зони тертя, що при недостатньому підживленні маслом із вхідної зони виключає виникнення масляного клина й гідродинамічного тиску. Зі збільшенням швидкості ковзання й площі мікроканалів дренаж масла зростає;

— залежність f від F_k для прецизійних пар тертя має оптимум F_k тільки при безперервному методі мащення поверхонь тертя з компенсацією торцевих витоків. У цьому випадку масляний клин і гідродинамічний тиск виникають на поверхні з ЧРМР при більших значеннях швидкостей ковзання, ніж для поверхонь без мікропоглиблень;

— для режиму граничного тертя характерне підвищення швидкості підвищення температури $\Delta T/\Delta t$ зі збільшенням швидкості ковзання V і значне одночасне зниження коефіцієнта тертя f ;

— порівняльні випробування за схемами тертя «вал-стрічка» і «вал-вулка» підтвердили, що наявність зазорів у парі тертя через похибки форми й розташування поверхонь тертя змінює картину механізму тертя й мащення;

— поверхні тертя з нанесеною сіткою мікроканалів (ЧРМР) істотно збільшують дренаж мастила із зони тертя при підвищенні швидкості ковзання V і відносній площі мікроканалів F_k ;

— при терті поверхонь із ЧРМР істотну роль відіграє деформаційна складова коефіцієнта тертя, зумовлена контактами мікроставів однієї з поверхонь тертя із крайками мікропоглиблень поверхні з ЧРМР.

Список використаних літературних джерел до розділу 3

1. Матвеевский Р. М. Развитие теории граничной смазки / Р. М. Матвеевский // Трение и износ. — 1990. — Т. 11, № 6. — С. 1103—1111.
2. Браун Э. Д. Моделирование трения и изнашивание в машинах / Э. Д. Браун, Ю. А. Евдокимов, А. В. Чичинадзе — М.: Машиностроение, 1982. — 191 с.
3. Абдуевский В. С. Трибология и машиностроение / В. С. Абдуевский, М. А. Броневец // Трение и износ. — 1990. — Т. 11, № 1. — С. 7—19.
4. Мур Д. Основы и применение трибоники: пер. с англ. / Д. Мур. — М.: Мир, 1978. — 488 с.
5. Шнейдер Ю. Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом / Ю. Г. Шнейдер — Л.: Машиностроение, 1982. — 248 с.
6. Радионенко А. В. Механизм смазки поверхностей с ЧРМР / А. В. Радионенко // Проблемы трибологии. — 2005. — № 4. — С. 203—206.
7. Радионенко А. В. Модель трения поверхностей с частично регулярным микрорельефом и их технологическое обеспечение / А. В. Радионенко, М. В. Киндрачук // Проблемы трибологии. — 2005. — № 1. — С. 59—68.
8. Киндрачук М. В. Режимы трения поверхностей с частично регулярным микрорельефом / М. В. Киндрачук, А. В. Радионенко // Захист металургійних машин від поломок. — 2005. — № 8. — С. 243—249.
9. А. с. 1521569 СССР, МКИ В 24 В 39/00. Способ обработки поверхности трения / А. В. Радионенко, Я. С. Фельдман, Ю. Г. Шнейдер. — № 4244142/31-27; Заявл. 14.05.87; Опубл. 15.11.89, Бюл. № 42. — 95 с.
10. А. с. 1493444 СССР, МКИ В 24 В 39/00. Способ образования поверхности трения / Ю. Г. Шнейдер, А. В. Радионенко, Я. С. Фельдман, А. П. Бородин. — № 4284417/31-27; Заявл. 15.07.87; Опубл. 15.07.89, Бюл. 26. — 174 с.
11. А. с. 1505800 СССР, МКИ В 24 В 39/00. Поверхность трения / А. П. Бородин, А. В. Радионенко, Ю. Г. Шнейдер. — № 4232864/31-27; Заявл. 09.03.87; Опубл. 07.09.89, Бюл. № 33. — 69 с.

12. Радионенко О. В. Механизм тертя ковзання поверхонь з частково регулярним микрорельефом при граничному мащенні / О. В. Радионенко // Тези доп. 7-го міжнародного симпозиуму українських інженерів-механіків у Львові. — Львів, 2005. — С. 121—122.

13. Радионенко А. В. Механизм трения прецизионных поверхностей с частично регулярным микрорельефом в условиях граничной смазки / А. В. Радионенко // Триботехнические испытания в проблеме контроля качества материалов и конструкций: Тезисы докл. Всесоюз. науч.-техн. конф., Рыбинск, 23–25 мая 1989 г. / Координ. Совет по трибонике правления союза НИО СССР. — Москва, 1989. — С. 46–47.

14. Радионенко А. В. Технология обработки поверхностей трения, обеспечивающих надежную граничную и жидкостную смазку / А. В. Радионенко // Тезисы докл. Республиканской научно-техн. конф. «Прогрессивные методы обработки труднообрабатываемых материалов» / ММИ. — Мариуполь, 1989. — С. 80–82.

15. Радионенко А. В. Влияние частично регулярного микрорельефа на состояние смазочной пленки в узлах трения / А. В. Радионенко // Тезисы докл. XI региональной научно-техн. конф. — Мариуполь: ПГТУ, 2004. — С. 151–153.

16. Радионенко А. В. Моделирование трения поверхностей с частично регулярным микрорельефом в условиях граничной смазки / А. В. Радионенко // Тезисы докл. региональной научно-техн. конф. — Мариуполь: ПГТУ, 1992. — С. 6–7.

17. Радионенко А. В. Механизм трения поверхностей с частично регулярным микрорельефом и технологическое обеспечение их эксплуатационных свойств / А. В. Радионенко // Тезисы докл. научно-техн. конф. «Интенсификация и автоматизация отделочно-зачистной обработки деталей». — Ростов-на-Дону, 1988. — С. 52–54.

18. Радионенко А. В. Оптимизация параметров качества поверхностей трения с частично регулярным микрорельефом / А. В. Радионенко, Я. С. Фельдман // Тезисы докл. региональной науч.-техн. конф. «Интенсификация процессов механической обработки и сборки в машиностроении». — Горький, 1988. — С. 30–31.

19. Радионенко А. В. Экспериментальные исследования способа образования поверхности трения / А. В. Радионенко // Отделочно-зачистная обработка деталей в свободных абразивных средах: Материалы семинара / ММИ. — Мариуполь, 1992. — С. 11–12.

20. Радионенко А. В. Механизм трения прецизионных поверхностей с частично регулярным микрорельефом в условиях граничной смазки / А. В. Радионенко // Повышение качества и надежности машин и приборов регуляризацией микрогеометрии поверхностей деталей: Материалы семинара / ЛДНТП. — Л., 1989. — С. 41–43.

21. Костецкий Б. И. Трение, смазка и износ в машинах / Б. И. Костецкий — Киев: Техніка, 1970. — 396 с.

22. Гайдучок В. М. Роль смазочного действия в процессах самоорганизации трибосистем / В. М. Гайдучок // Трение и износ. — 1993. — Т. 14, № 1. — С. 210–215.

23. Gershman J. S. Thin films and self-organization during friction under the current collection conditions / J. S. Gershman, N. A. Bushe // Surface and Coat. Technol. — 2004. — Vol. 186, № 3. — P. 405–411.

24. Бородай А. В. О фрикционном взаимодействии, самоорганизации систем и их основных механизмах / А. В. Бородай // Изв. вузов. Сев.-Кавк. регион. техн. н. Спец. вып. Пробл. трибозлектрохим. — 2005. — С. 84–89.

25. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. — М.: Машиностроение, 1977. — 526 с.

26. Алексеев Н. В. Экспериментальное исследование «пленочного голодания» при трении твердых тел / Н. В. Алексеев, Н. А. Буше, И. И. Карасик // Проблемы трения и изнашивания. — 1982. — Вып. 21. — С. 64–73.

27. Гаркунов Д. И. Триботехника / Д. И. Гаркунов — М.: Машиностроение, 1985. — 424 с.

28. Ахматов А. С. Молекулярная физика граничного трения / А. С. Ахматов — М.: Гос. изд-во физ.-мат. л-ры, 1963. — 472 с.

29. Розенберг Ю. А. Влияние смазочных масел на долговечность и надежность деталей машин / Ю. А. Розенберг. — М.: Машиностроение, 1970. — 315 с.

30. Крагельский И. В. О природе заедания при сухом и граничном трении / И. В. Крагельский, Н. М. Алексеев, Л. Е. Фисун // Трение и износ. — 1980. — Т. 1, № 2, — С. 197–208.

31. Келле В. В. Расчетная оценка условий «пленочного голодания» в узлах трения при адсорбционном и хемосорбционном механизме восстановления пленок / В. В. Келле, И. В. Крагельский, Н. В. Гитис // Проблемы трения и изнашивания. — Киев, 1982. — Вып. 21 — С. 3–10.

32. Крагельский И. В. Возможность применения метода акустической эмиссии для оптимизации микрорельефа поверхностей трения / И. В. Крагельский, В. М. Щавелин, Н. В. Гитис, Г. А. Сарычев, М. И. Шахновский // Трение и износ. — 1984 — Т. 5, № 5. — С. 773–778.

33. Фукс Г. И. Адсорбция и смазочная способность масел / Г. И. Фукс // Трение и износ. — 1983. — Т. 4, № 3. — С. 398–414.

34. Матвеевский Р. М. Противозадирная стойкость смазочных сред при трении в режиме граничной смазки / Р. М. Матвеевский, И. А. Буяновский, О. В. Лазовская. — М.: Наука, 1978. — 192 с.

35. Комбалов В. С. К вопросу нормирования протяженности фактического контакта и шага микроканалов поверхностей с частично-

регулярным микрорельефом (ЧРМР) / В. С. Комбалов, М. В. Зайцев // Трение и износ. — 1992. — Т. 13, № 1. — С. 110–115.

36. Крагельский И. В. Экспериментальное исследование эффекта «пленочного голодания» / И. В. Крагельский, Н. М. Алексеев, Н. В. Гитис, И. И. Карасик. // Трение и износ — 1982. — Т. 3, № 3. — С. 484–489.

37. Гитис Н. В. О роли микрогеометрии в развитии атермического заедания при граничной смазке / Н. В. Гитис // Машиноведение. — 1982. — № 1. — С. 86–91.

38. Крагельский И. В. Оценка склонности к «пленочному голоданию» пластичных смазочных материалов / И. В. Крагельский, Н. В. Гитис // Трение и износ. — 1983. — Т. 4, № 1. — С. 12–17.

39. Снеговский Ф. П. Механизм действия системы микроканалов при граничной смазке / Ф. П. Снеговский, И. В. Виниченко // Проблемы трения и изнашивания. — 1971. — Вып. 18. — С. 86–89.

40. Лозовский В. Н. Схватывание в прецизионных парах трения / В. Н. Лозовский. — М.: Наука, 1972. — 83 с.

41. Сухов С. А. Исследования закономерностей сухого и граничного трения шероховатых поверхностей металлов / С. А. Сухов // Трение и износ в машинах / АН СССР — М.; Л., 1950. — Т. VI. — С. 105–124.

42. Одинцов Л. Г. Образование специального микрорельефа поверхности для повышения качества масляной пленки и износостойкости деталей / Л. Г. Одинцов // Повышение эксплуатационных свойств деталей поверхностным пластическим деформированием / МДНТП. — 1971. — Вып II. — 65 с.

43. Одинцов Л. Г. Повышение качества масляной пленки в узлах трения. — Вестник машиностроения / [Л. Г. Одинцов, М. М. Снитковский, М. Д. Бочкарев, Л. А. Покровская и др.] — 1970. — № 5. — С. 34–37.

44. Поляков А. А. Исследование антифрикционных свойств хрома, осажденного по накатанной поверхности / А. А. Поляков // Износ и износостойкость. Антифрикционные материалы: Труды 3-й Всесоюз. конф. по трению и износу в машинах / АН СССР. — 1960. — Т. 1. — С. 263–269.

45. Индин В. В. Исследование масел М-10Г и ОМ-2 при работе масляной поверхности анодированной детали в граничном режиме смазки / В. В. Индин // Тезисы докл. Всесоюзной конф. «Физико-химические основы смазочного действия». — Кишинев, 1979. — С. 52–53.

46. Евдокимов Ю. А. Влияние микро- и макротопографии контактирующих поверхностей на процессы трения с граничной смазкой / Ю. А. Евдокимов, В. М. Приходько // Вестник машиностроения. — 1984. — № 3. — С. 10–11.

47. Мельник П. І. Роль поверхневих станів пар тертя у процесах утворення граничних шарів антифрикційних рідин / П. І. Мельник,

А. В. Крамар, В. М. Крамар // Проблемы трибологии. — 2003. — № 1. — С. 31–35.

48. Щедров В. С. О прочности граничных пленок на соприкасающихся твердых поверхностях / В. С. Щедров // Трение и износ в машинах / АН СССР. — 1950. — Т. VI. — С. 97–104.

49. Костецкий Б. И. Механохимические процессы при граничном трении / Б. И. Костецкий, М. Э. Натансон, Л. И. Бершадский — М.: Наука, 1972. — 170 с.

50. Герасютенко Н. Л. Пластическая деформация и активизация металла при трении / Н. Л. Герасютенко, Б. В. Протопопов // Тезисы докладов шестой научной конференции по проблеме прочности и пластичности металлов и сплавов / НТО Машпром — Л., 1969. — С. 52–53.

51. Отделка и упрочнение поверхностей деталей машин выглаживанием сверхтвердыми материалами: Обзоры по межотраслевой тематике / ГОСИНТИ. — М, 1971. — 52 с.

52. Громаковский Д. Г. Повышение износостойкости узлов трения упрочняющим деформационным формоизменением контактирующих поверхностей / Д. Г. Громаковский // Вестник машиностроения. — 1983. — № 5. — С. 24–26.

53. Шнейдер Ю. Г. Холодная бесштамповая обработка металлов давлением / Ю. Г. Шнейдер. — Л.: Машиностроение, 1967. — 352 с.

54. Bikerman J. J. Sliding of drops from surfaces of different roughnesses / J. J. Bikerman // Journal of Colloid Science. — 1950. — V. 5, — № 4. — P. 349–359.

55. Зимон А. Д. Адгезия жидкости и смачивание / А. Д. Зимон // М.: Химия, 1974. — 416 с.

56. Дерягин Б. В. О влиянии микрогеометрии поверхности твердого тела на смачивание / Б. В. Дерягин // Трение и износ в машинах / АН СССР. — 1947. — Т. 1. — С. 74–76.

57. Владимиров В. А., Гриншпун А. Е. Обкатка судовых малооборотных дизелей / В. А. Владимиров, А. Е. Гриншпун. — М.: Транспорт, 1970. — 184 с.

58. Sharma J. P. Surface roughness and Load in Boundary Lubrication / J. P. Sharma, A. Cameron // ASLE Trans. — 1973. — V. 16. — № 4. — P. 258–264.

59. Sharma J. P. Heat of adsorption and critical temperature studies of Boundary Lubricants on steel surfaces / J. P. Sharma, R. S. Malhotra, A. Cameron // Wear. — 1973. — V. 25. — P. 281–297.

60. Асташевич Б. М. Влияние трения на смачиваемость поверхностей / Б. М. Асташевич, Т. В. Ларин, Д. И. Зияев // Проблемы трения и изнашивания. — Киев: Техніка. — 1977. — № 11. — 57 с.

61. Дриц М. Е. Исследование смачиваемости подшипниковых сплавов маслами / М. Е. Дриц // Трение и износ в машинах / АН СССР. — 1950. — Т. VI. — С. 73–84.

62. Фукс Г. И. Очистка деталей часового механизма перед смазкой / Г. И. Фукс, Л. В. Тимофеева // Часы и часовые механизмы. — 1961. — № 5. — С. 43–45.

63. Трение, изнашивание и смазка: справочник. В 2-х кн. / [Под ред. И. В. Крагельского, В. В. Алисина]. — М.: Машиностроение, 1978. — 400 с. — Кн. 1.

64. Маталин А. А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. — Киев: Техника, 1971. — 144 с.

65. Кузьменко А. Г. Поверхностное натяжение и давление масляного слоя в контакте / А. Г. Кузьменко, А. В. Дыха // Проблемы трибологии. — 2005. — № 4. — С. 207–212.

66. Комбалов В. С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ / В. С. Комбалов. — М.: Наука, 1974. — 112 с.

67. Тененбаум М. М. Анализ изменений микрогеометрии при трении баббита о сталь / М. М. Тененбаум // Трение и износ в машинах / АН СССР. — 1950. — Т. VI. — С. 42–51.

68. Рыжов Э. В. Влияние технологических методов обработки деталей на изменение характеристик качества их поверхностей в процессе приработки / Э. В. Рыжов, В. И. Аверченков // Вестник машиностроения. — 1976. — № 7. — С. 56–58.

69. Венцель С. В. Закономерности изнашивания электрохимически обработанных сплавов АС-11 и АО-20 / С. В. Венцель, Б. В. Индин Б. В. // Повышение износостойкости и срока службы машин / УКРНИИТИ. — Киев, 1977. Вып. 2. — 31 с.

70. Папшев Д. Д. Эффективность методов отделочно-упрочняющей обработки / Д. Д. Папшев // Вестник машиностроения. — 1983. — № 7. — С. 42–44.

71. Розенберг А. М. Износостойкость поверхностей деталей упрочненных деформирующим протягиванием / А. М. Розенберг, О. А. Розенберг, Э. И. Гриценко // Синтетические сверхтвердые материалы и твердые сплавы. — Киев, 1973. — 250 с.

72. Рыцова В. С. Изменение состояния поверхностного слоя шлифованных образцов в процессе износа / В. С. Рыцова // Качество поверхности и долговечность деталей машин / Ленингр. инж.-экономич. ин-т. — 1956. — Вып. 13. — 9 с.

73. Меньшаков В. М. Влияние обкатывания на усталостную прочность хромированных и износостойкость закаленных деталей / В. М. Меньшаков, Р. М. Ковалев // Повышение эксплуатационных свойств деталей поверхностным пластическим деформированием / МДНТП. — 1971. — Вып. II. — 138 с.

74. Гасанов Ю. Н. Износ поверхностей деталей, обработанных при различных сочетаниях технологических операций / Ю. Н. Гасанов // Вестник машиностроения. — 2001. — № 4. — С. 50–52.

75. Киричок П. О. Отделочно-упрочняющая обработка поверхности / П. О. Киричок, О. А. Гавриш // Термомеханічна поверхнева очисно-зміцнювальна оброблення деталей: Наук. вісті Нац. техн. ун-ту України / Київ. політехн. ін-т. — 2003. — № 2. — С. 64–69.

76. Tubielewicz Krzysztof. Influence of wear during friction of chosen properties of a steel surface after burnishing process / Krzysztof Tubielewicz, Andrzej Zaborski, Wladyslaw Skoneczny // Tribologia. — 2003. — Т. 22, № 2. — С. 13–19.

77. Шадуро Р. Н. Повышение износостойкости рабочих поверхностей пар трения вал — подшипник / Р. Н. Шадуро, С. А. Каминский // Вестн. Могилев. гос. техн. ун-та. — 2003. — № 2. — С. 166–170.

78. Бойко Н. И. Исследование износостойкости при упрочнении наплавленного металла / Н. И. Бойко // Вестн. Самар. гос. техн. ун-та. — 2004. — № 21. — С. 9–11.

79. Килблук Ю. К вопросу определения толщины напряженного слоя металлических тел при трении / Ю. Килблук. // Теоретические и прикладные задачи трения, износа и смазки машин. — М., 1982. — С. 54–58.

80. Рыбакова Л. М. Исследование структуры тонкого поверхностного слоя деформированного металла / Л. М. Рыбакова, Л. И. Куксенова // Физика и химия обработки материалов. — 1975. — № 1. — С. 104–109.

81. Рыбакова Л. М. Особенности структурных изменений металла при трении под влиянием активной среды / Л. М. Рыбакова, А. Н. Назаров // Физика и химия обработки материалов. — 1976. — № 2. — С. 70–73.

82. Лебедев В. А. Оценка эффективности упрочнения деталей методами ППД на основе термодинамических представлений процесса / В. А. Лебедев, М. А. Подольский // Вестник машиностроения. — 2004. — № 6. — С. 63–67.

83. Панасюк М. Ю. Влияние характеристик поверхностного слоя на процесс изнашивания узлов трения / [М. Ю. Панасюк, С. В. Карнеев, В. В. Аверин, С. К. Тарханов] // Исслед. в обл. теории технол. и оборудов. штамповочного производства / Тул. политехн. ин-т. — 1992. — С. 67–77.

84. Торбило В. М. Алмазное выглаживание / В. М. Торбило — М.: Машиностроение, 1972. — 105 с.

85. Гусяков Д. С., Гусякова Г. П. Влияние скорости скольжения на коэффициент трения металлов / Д. С. Гусяков, Г. П. Гусякова // Эффект безызносности и триботехнол. — 2003. — № 1. — С. 33–38.

86. Суслов А. Г. Экономичная система технологического обеспечения долговечности поверхностей трения изделия / А. Г. Суслов, И. В. Говоров, А. Н. Щербаков // Тяжелое машиностроение. — 2004. — № 5. — С. 16–18.

87. Дроздов Ю. Н. Учет микрогеометрии контакта в расчетах на трение и задиры тяжело нагруженных тел / Ю. Н. Дроздов // Трение, изнашивание и качество поверхности. — М., 1973. — С. 73–84.

88. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение комплексного параметра для оценки свойств поверхностей трения / Э. В. Рыжов, А. Г. Суслов, А. П. Улашкин // Вестник машиностроения. — 1981. — № 9. — С. 52–53.

89. Hallyday I. E. Application of Reflection electron Microscopy to the Study of Wear / I. E. Hallyday // Ins. Mech. Engrs Proc. of the Conference on Lubrication and Wear. — London, 1957 — P. 647–651.

90. Вибрационное обкатывание: Аннотированный библиографический указатель отечественной и иностранной литературы (1960–1973 г. г.) / Л., ЛИТМО. — 1975. — 62 с.

91. Шнейдер Ю. Г. Регуляризация микрорельефов поверхностей деталей машин и приборов / Ю. Г. Шнейдер // Технологическое обеспечение, контроль и нормирование микрорельефа в машиностроении / ЛДНТП. — Л., 1984. — С. 3–15.

92. Сорокин В. М. Механизм формирования и расчет геометрических параметров регулярного микрорельефа при центробежной обработке свободными шариками / В. М. Сорокин // Вестник машиностроения. — 1983. — № 6. — С. 59–60.

93. Сорокин В. М. Прогрессивные отделочно-упрочняющие способы обработки / В. М. Сорокин. — Горький, 1981. — 8 с.

94. Витенберг Ю. Р. Накатывание регулярного рельефа фасонными роликами / Ю. Р. Витенберг // Вестник машиностроения. — 1976. — № 9. — С. 28–30.

95. Элент С. М. Фасонные деформирующие ролики для накатывания регулярного микрорельефа / С. М. Элент, А. В. Незговоров // Вестник машиностроения. — 1983. — № 8. — С. 29–30.

96. Сахов В. Б. Ударное вибронакатывание / В. Б. Сахов, Н. А. Сыроегина // Технологическое обеспечение, контроль и нормирование микрорельефа в машиностроении / ЛДНТП. — Л., 1984. — С. 47–51.

97. Круглов Г. Р. Ударный способ образования регулярных микрорельефов на поверхностях деталей машин и приборов / Г. Р. Круглов // Технологическое обеспечение, контроль и нормирование микрорельефа в машиностроении / ЛДНТП. — Л., 1984. — С. 37–41.

98. Верещагин А. Ю. Вибронакатывание внутренних цилиндрических поверхностей малого диаметра / А. Ю. Верещагин, Ю. П. Кузьмин // Современные технологии: сб. науч. статей / СПбГИТМО (ТУ). — 2002. — С. 292–296.

99. Пат. 2221686 Россия, МПК7 В24 В39/00. Способ обработки цилиндрических деталей / Бутенко В. И., Диденко Д. И. (Россия). — № 2002111986/02; Заявл. 06.05.2002; Оpubл. 20.01.2004.

100. Zhang Hedong. Lubricant on surfaces with groove-shaped textures. Effects of molecular weight and end-group functionality / Hedong Zhang, Yasunaga Mitsuya, Maiko Yamada // J. Tribol. Trans. ASME. — 2003. — Vol. 125, № 2. — P. 350–357.

101. Горохов В. А. Регуляризация микрорельефов поверхностей изделий машиностроения / В. А. Горохов // Машиностр. пр-во. Сер. Прогрессивные технолог. процессы в машиностроении: Обзор информ. / ВНИИТЭМР. Вып. 4. — М., 1991. — 60 с.

102. Паршев С. Н. Формирование регулярного микрорельефа на поверхности стальных изделий комбинированной обработкой / С. Н. Паршев, Н. Ю. Полозенко // Вестник машиностроения. — 2004. — № 11. — С. 47–49.

103. Пат. 2252131 Россия, МПК В24 С 1/00. Способ формообразования регулярного микрорельефа / Исупов М. Г. (Россия). — № 2002133176/02; Заявл. 09.12.2002; Оpubл. 20.05.2005.

104. Ковалевский В. Ф. Капельно-адгезионная технология и повышение износостойкости деталей машин / В. Ф. Ковалевский // Развитие оборонно-промышленного комплекса на современном этапе: Материалы научно-технич. конф., проводимой в рамках 2 Междунар. технолог. конгресса «Военная техника, вооружение и технологии двойного применения в XXI веке» / ОмГТУ 2003. — Омск. — С. 104–107.

105. Пат. 6790295 США, МПК С23 С8/46, С21 D7/06. Method of improving sliding surfaces in anti-seizure property / Honda Giken Kogyo KK, Tanaka Seimitsu Kogyo Co., Ltd, Kinoshita Toyotaka, Sumi Horomi, Nakayama Shingo, Takeda Yoshinori, Yamagoshi Motoharu, Takeuchi Hideki. — № 10/184366; Заявл. 25.06.2002; Оpubл. 14.09.2004. НПК 148/226.

106. Буше Н. А. Оценка маслоемкости поверхностей трения / Н. А. Буше, В. К. Фролов // Проблемы трения и изнашивания. — 1979. — № 16. — С. 41–44.

107. Заболоцкий А. Г. Применение регулярного микрорельефа для повышения противозадиристой стойкости сопряжения с реверсивными перемещениями деталей / А. Г. Заболоцкий, В. В. Рябенко, В. Н. Шпинеv // Вестник машиностроения. — 1983. — № 8. — С. 27–29.

108. Синяков Г. И. Рабочий узел машины для исследования граничного трения / Г. И. Синяков, А. А. Рыбиков // Проблемы трения и изнашивания. — 1980. — № 18. — С. 67–72.

109. Виниченко И. В. Исследование смазки узлов трения с микроканалами: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.04 / И. В. Виниченко // РИСХМ. — Ростов-на-Дону, 1981. — 24 с.

110. Бессонов Н. М. Подшипник скольжения с регулярным микрорельефом в условиях граничного трения: Препр. / Н. М. Бессонов, Т. В. Веретенникова / Ин-т пробл. машиноведения. — М., 1992. — № 77. — С. 1–27.

111. Сорокин В. М. Повышение вибронакатыванием износостойкости трущихся поверхностей с антифрикционными покрытиями / В. М. Сорокин, А. А. Баер // Вестник машиностроения. — 1980. — № 10. — С. 23–24.

112. Елисеев А. Н. Повышение работоспособности цилиндропоршневой группы дизеля «КамАЗ» за счет увеличения маслоемкости трущихся поверхностей поршня и гильзы вибронакатыванием / А. Н. Елисеев // Технологическое обеспечение, контроль и нормирование микрорельефа в машиностроении / ЛДНТП. — Л., 1984. — С. 26–31.

113. Хазов И. А. Влияние методов поверхностного пластического деформирования на износостойкость деталей соединения поршень — шатун малоразмерных дизелей / И. А. Хазов, В. Н. Бочкарев // Машиностроение: Вестник Харьковского политехнического института. — Харьков, 1982. — Т. 194, Вып. 12. — С. 58–60.

114. Витенберг Ю. Р. Комбинированные методы управления параметрами шероховатости / Ю. Р. Витенберг // Вестник машиностроения. — 1983. — № 11. — С. 16–20.

115. Трибометр: А. с. 1215020 СССР, МКИ G 01 N 19/02 / А. В. Радионенко (СССР). — № 3617380/25 — 28; Заявл. 29.06.83; Оpubл. 28.02.86, Бюл. № 8. — 204 с.

116. Радионенко А. В. Трибометр для исследования влияния качества поверхностей на состояние смазочной пленки / А. В. Радионенко // Машиноведение. 1987. — № 6. С. 93–97.

117. Радионенко О. В. Механiзм граничного змащування поверхонь тертя з частково регулярним мiкрорельєфом та їх технологiчне забезпечення: дис. канд. техн. наук / О. В. Радионенко. — К., 2006. — 185 с.

118. Киракосян О. П. Исследование и разработка методики оптимизации микрогеометрии трущихся поверхностей деталей прецизионных соединений: автореф. дис. канд. техн. наук / О. П. Киракосян ЛИТМО. — Л., 1978. — 22 с.

119. Киндрачук М. В. Исследование деформационной составляющей силы трения поверхностей с микроканавками / М. В. Киндрачук, А. В. Радионенко, В. В. Водзянский // Проблемы тертя та зношування: наук.-техн. зб. — К.: НАУ, 2010. — Вып. 53. — С. 5–11.

120. Гитис Н. В. Оптимизация микрогеометрии тихоходных узлов трения с целью управления их задиростойкостью: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.04 / Н. В. Гитис // Ин-т машиноведения им. А. А. Благонравова АН СССР. — М., 1983. — 23 с.

121. Синяков Г. И. Исследования трения и изнашивания смазываемых поверхностей с системой микроканалов (на примере поршневых пар насосов): автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.04 / Г. И. Синяков // РИСХМ. — Ростов-на-Дону., 1979. — 21 с.

122. Приходько В. М. Исследование работы подшипников скольжения с вязкой и вязко-пластичной смазкой в зависимости от макрогеометрии

контактирующих поверхностей: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.04 / В. М. Приходько // РИСХМ. — Ростов-на-Дону, 1981. — 25 с.

123. Способ определения маслосмачиваемости поверхностей трения: А. с. 985549 СССР, МКИ F 16 N 29/02// G 01 N 11/ 00 / А. В. Радионенко (СССР) — № 3321642/25 — 08; Заявл. 20.07.81; Оpubл. 30.12.82, Бюл. № 48. — 110 с.

124. Курицына А. Д. Определение краевых углов смачивания пластмасс / А. Д. Курицына, П. Г. Майнстер // Пластмассы как антифрикционные материалы: Сборник. — М., 1961. — С. 15–21.

125. Комвопулос, С. С. Механизм трения при граничной смазке / С. С. Комвопулос // Проблемы трения и смазки. — 1985. — № 4. — С. 17–22.

126. Буракова М. А. Использование регулярного макрорельефа в узлах трения на примере зубчатой передачи / М. А. Буракова // Интеграция отраслевой и вузовской науки: проблемы современного машиностроения / Матер. Междунар. науч.-техн. конф., Ростов-на-Дону, 29–31 мая, 2001. — Ростов н/Д: Изд-во РГАСХМ. — 2001. — С. 145–146.

127. Комвопулос С. С. Трение пропахивания при скольжении металлов без смазки и со смазкой / С. С. Комвопулос // Проблемы трения и смазки. — 1986. — № 3. — С. 1–15.

ЗМІСТ

УМОВНІ СКОРОЧЕННЯ.....	3
ВСТУП.....	4

Розділ 1

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕТАЛЕЙ АВІАЦІЙНИХ ТРИБОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ

1.1. Аналіз експлуатаційних дефектів деталей авіаційних трибомеханічних систем.....	6
1.2. Стан досліджень з проблематики зношування металів при фретинг-корозії.....	8
1.3. Огляд конструктивно-технологічних заходів боротьби з фретинг-корозією.....	14
1.4. Стан та перспективи розвитку технологічних методів формування зносостійких поверхонь дискретної структури	23
1.5. Розробка технологічних заходів підвищення довговічності трибомеханічних систем	32
Список використаних літературних джерел до розділу 1.....	44

Розділ 2

ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ТА ФРЕТИНГ-УТОМА КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ З ДИСКРЕТНО-ТЕКСТУРОВАНИМИ ЛУНКОВИМИ ПОВЕРХНЯМИ

2.1. Аналіз досліджень ефективності поверхонь дискретної структури в умовах фретинг-корозії та її вплив та втону міцність	59
2.2. Механізм фретинг-корозійного зношування дискретно-текстурованих лункових поверхонь.....	75
2.3. Вплив методу формування дискретно-текстурованих мастилоємних поверхонь на зносостійкість трибосистем.....	80
2.4. Вплив текстури дискретних поверхонь на тривалість процесу припрацювання	86

2.5. Зносостійкість комбінованих дискретних поверхонь в умовах фретинг-корозії	87
2.6. Чисельне моделювання температурно-силового навантаження.....	94
2.7. Побудова математичних моделей за результатами експерименту....	98
2.8. Дослідження впливу дискретно-текстурованих лункових поверхонь на фретинг-утому.....	114
Список використаних літературних джерел до розділу 2.....	121

Розділ 3

ГРАНИЧНЕ ТЕРТЯ ТА ЗНОШУВАННЯ В ТРИБОСИСТЕМАХ З ЧАСТКОВО РЕГУЛЯРНИМ МІКРОРЕЛЬЄФОМ

3.1. Механізм мащення поверхонь при граничному терті	135
3.2. Змочуваність поверхонь тертя, розтікання й адгезія мастильної плівки... ..	142
3.2.1. Вплив поверхневого пластичного деформування на змочуваність поверхонь й адгезію мастила.....	142
3.2.2. Вплив мікрогеометрії на змочуваність поверхонь й адгезію мастила.	144
3.2.3. Змочуваність і припрацювання поверхонь тертя.....	148
3.3. Технологічне забезпечення надійності мастильної плівки.	150
3.3.1. Способи збільшення вільної поверхневої енергії деталей машин.	150
3.3.2. Спосіб збільшення мастилоємності поверхонь тертя й підвищення зносостійкості за рахунок комплексних видів оброблення.....	156
3.4. Експериментальні дослідження механізму мастильної дії мікропоглиблень.....	159
3.4.1. Результати досліджень адгезійної складової сили тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом.....	159
3.4.2. Результати досліджень деформаційної складової сили тертя	171
3.4.3. Вплив змочуваності поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом на механізм мастильної дії мікропоглиблень.....	176

3.4.4. Вплив геометричних параметрів поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом на швидкість розтікання мастила	177
3.4.5. Режими тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом	180
3.4.5.1. Залежність режиму тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом від методу мащення	181
3.4.5.2. Залежність режиму тертя поверхонь із частково регулярним мікрорельєфом від швидкості ковзання й відносної площі мікроканавок.	185
Список використаних літературних джерел до розділу 3.....	190

Наукове видання

КІНДРАЧУК Мирослав Васильович
МАРЧУК Володимир Єфремович
ДУХОТА Олександр Іванович
РАДІОНЕНКО Олександр Васильович

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ
ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕТАЛЕЙ
ТРИБОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ
ДИСКРЕТНИМИ ПОВЕРХНЯМИ

Монографія

В авторській редакції

Технічний редактор *А. І. Лавринович*
Коректор *О. О. Крусь*

Підп. до друку 17.02.2020. Формат 60x84/16. Папір офс.
Офс. друк. Ум. друк. арк. 11,86. Обл.-вид. арк. 12,75.
Тираж 50 прим. Замовлення № 6-1.

Видавець і виготівник
Національний авіаційний університет
03680. Київ-58, проспект Космонавта Комарова, 1.
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру ДК № 977 від 05.07.2002



КІНДРАЧУК Мирослав Васильович

Доктор технічних наук, професор,
член-кореспондент Національної академії наук
України, завідувач кафедри машинознавства
Національного авіаційного університету,
Лауреат Державної премії України
в галузі науки і техніки



МАРЧУК Володимир Єфремович

Доктор технічних наук, доцент,
професор кафедри логістики
Національного авіаційного університету



ДУХОТА Олександр Іванович

Доктор технічних наук, старший науковий
співробітник, професор кафедри підтримання
льотної придатності повітряних суден
Національного авіаційного університету



РАДІОНЕНКО Олександр Васильович

Кандидат технічних наук, доцент,
доцент кафедри технології машинобудування
Приазовського державного технічного
університету