

РЕФЕРАТ

Магістерська робота за темою: «Підвищення експлуатаційного ресурсу колінчастих валів судових дизельних двигунів за рахунок їхнього відновлення плазмовим напилюванням з використанням термореагуючих порошків»: 83с., 3 табл., 21 рис., 100 джерел посилання.

ПЛАЗМОВЕ НАПИЛЮВАННЯ, НІКЕЛЬ-АЛЮМІНІЄВІ ПОРОШКИ, КОНГЛОМЕРАТНІ ПОРОШКИ, ПЛАКОВАНІ ПОРОШКИ, ЕКЗОТЕРМІЧНІ РЕАКЦІЇ, ОКИСЛЮВАННЯ, РОЗЧИНЕННЯ, МІЦНІСТЬ ЗЧЕПЛЕННЯ, КОГЕЗІЙНА МІЦНІСТЬ.

Теоретично досліджено кінетику екзотермічних реакцій в частках плакованих та конгломератних нікель-алюмінієвих порошків в умовах плазмового напилювання. Побудовано математичні моделі, що описують кінетику протікання екзотермічних реакцій в частках гомодисперсних конгломератних порошків у режимі горіння та в частках плакованих порошків у режимі розчинення.

Розрахунковим та експериментальним шляхом встановлені оптимальні режими плазмового напилювання покриттів конгломератними та плакованими нікель-алюмінієвими порошками, що забезпечують гарантоване проплавлення часток порошків в об'ємі плазмового струменя.

Експериментально досліджено залежності міцності зчеплення та когезійної міцності покриттів з нікель-алюмінієвих порошків від дистанції напилювання. Методами металографічного аналізу покриттів встановлено, що при напилюванні на повітрі екзотермічні реакції в частках порошків протікають як у режимі горіння, так і у режимі розчинення. При напилюванні у камері із захисною атмосферою екзотермічні реакції в частках порошків протікають у режимі розчинення без окислювання алюмінієвої фази. Це сприяє суттєвому підвищенню міцності зчеплення та когезійної міцності покриттів.

ЗМІСТ

	С.
СКОРОЧЕННЯ ТА УМОВНІ ПОЗНАКИ	4
ВСТУП	5
1 Стан та аналіз проблеми вдосконалення технології відновлення шийок колінчастих валів суднових дизелів	6
1.1 Вплив конструктивних факторів підшипників і умов роботи колінчастих валів суднових дизелів на їх довговічність	6
1.2 Причини відмов і дефекти колінчастих валів суднових дизелів	18
1.3 Вплив зносу шийок колінчастих валів на довговічність і експлуатаційні характеристики суднових дизелів	19
1.4 Методи відновлення і підвищення зносостійкості і задиростійкості шийок колінчастих валів суднових дизелів	21
2 Методика проведення досліджень	30
3 Дослідження закономірностей взаємодії нікелю та алюмінію при плазмовому напилюванні термореагуючих порошків	34
3.1 Протікання екзотермічних реакцій в частках гомодисперсних нікель - алюмінієвих порошків	34
3.2 Протікання екзотермічних реакцій в частках плакованих нікель - алюмінієвих порошків	39
4 Експериментальне дослідження залежності міцності зчеплення та когезійної міцності покриттів від умов та режимів напилювання	50
5 Охорона праці	63
Висновки	71
Список використаних джерел	72

СКОРОЧЕННЯ ТА УМОВНІ ПОЗНАКИ

H – мікротвердість, МПа.

HB – твердість за Бринелем.

HV – твердість за Вікерсом.

HRC – твердість за Роквелом.

δ – відносне подовження, %.

σ_m – межа текучості, МПа.

σ_s – межа міцності, МПа.

$\sigma_{0,2}$ – умовна межа текучості, МПа.

σ_{-1} – границя втоми, МПа.

ψ – відносне звуження, %.

μ – коефіцієнт Пуасона.

ВСТУП

Економічна доцільність відновлення деталей обумовлена, насамперед, можливістю повторного та багаторазового використання 65 - 75 % деталей. Собівартість відновлення деталей, як правило, не перевищує 50 - 70 % вартості нових деталей, а витрати матеріалів у 15 - 20 разів нижче [1].

Разом з тим експлуатаційна надійність відновлених деталей залишається низькою. Ресурс деталей після відновлення становить у середньому 80 - 90 % ресурсу нових деталей [1]. Це обумовлено дефектами просторової геометрії корпусних і базових деталей і застосуванням способів відновлення, які не забезпечують необхідну зносостійкість, втомну міцність деталей з покриттями, адгезійну та когезійну міцність покриттів.

Підвищення якості відновлення деталей є великою комплексною проблемою, яка вимагає багатобічного, системного розгляду. Процес керування якістю відновлення деталей повинен охоплювати дослідження і проектування технологічних процесів відновлення, реалізацію процесів відновлення та експлуатацію відновлених деталей. При виготовленні нових машин, а також їхньому ремонті велика увага повинна приділятися раціональному використанню високолегованих матеріалів і більш широкому залученню у господарську сферу недефіцитних антифрикційних і зносостійких матеріалів.

Одними з найбільш важливих параметрів якості покриттів є їхня адгезійна та когезійна міцність. Ці параметри значною мірою визначають експлуатаційну надійність покриттів. У сучасній технології плазмового напилювання для підвищення адгезійної міцності покриттів широко застосовують напилення підшару термореагуючим порошком перед нанесенням основного функціонального шару покриття. Як правило, саме міцність зчеплення підшару з основою визначає адгезійну міцність покриття в цілому.

1 СТАН ТА АНАЛІЗ ПРОБЛЕМИ ВДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ВІДНОВЛЕННЯ ШИЙОК КОЛІНЧАСТИХ ВАЛІВ СУДНОВИХ ДИЗЕЛІВ

1.1 Вплив конструктивних факторів підшипників і умов роботи колінчастих валів суднових дизелів на їх довговічність

Підшипник колінчастого вала середньооборотних дизеля складається з шийки (рамної або мотилевої) двох тонкостінних вкладишів, корпусу і кришки. Конструкції підшипників різних суднових середньооборотних дизелів принципових відмінностей не мають. Вони відрізняються тільки наявністю або відсутністю мастильних канавок і отворів на вкладишах, їх розмірами, кількістю, а також наявністю або відсутністю фіксуючих елементів (виступів, пазів або отворів) у вкладишів.

Колінчасті вали з діаметром шийок більше 200 мм зазвичай виготовляють з вуглецевих сталей, які, в порівнянні з легованими, менш схильні до виникнення різного роду дефектів і не вимагають складної термічної обробки. Якщо необхідні більш високі механічні властивості, застосовують низьколеговану сталь 40X з підвищеною в'язкістю. Колінчасті вали середньооборотних дизелів, в залежності від ступеня напруженості, виготовляють з сталей 45, 40X, 30ХМА, 40ХМА [1 - 5].

Наприклад, дизелі типу Z40/48 марок: 2-тактні - 9ZH, 12ZH, 9ZL і 4-тактні 6ZL, 8ZL, 12ZV, 16ZV - встановлені на криголамних, пасажирських і транспортних суднах морського флоту в якості головних. Колінчастий вал виготовлений зі спеціальної сталі наступного хімічного складу (%): C 0,38-0,45; Si 0,15-0,40; Mn 0,50-0,80; P <0,035; S <0,035; Ni <0,60; Mo 0,15-0,30; Cr 0,90-1,20. Механічні властивості: $\sigma_b = 698-833$ МПа; $\sigma_t = 490$ МПа. Шийки не зміцнені і мають твердість 215-260 НВ. Шорсткість шийок не перевищує $Ra = 0,32$ мкм.

Поверхневу твердість і зносостійкість шийок валів із сталей 45, 40X підвищують до 50-55 HRC високочастотним гартуванням. Твердість шийок і втону міцність всього вала іноді збільшують азотуванням.

Традиційний матеріал для виготовлення підшипників - бабіт - володіє високими триботехнічними властивостями, хорошою прироблюваністю, відмінною здатністю до поглинання твердих часток, але не витримує високих питомих навантажень і швидкостей ковзання в сучасних двигунах підвищеної потужності з високими частотами обертання. Це відноситься і до найбільш сучасних марок бабіту, наприклад, WM88. Тому сталєво - бабітові вкладиші не застосовуються на сучасних середньообертових дизелях [6-10].

Бронзи, володіючи достатньою твердістю та міцністю, в цілому добре витримують навантаження, що виникають при роботі колінчастих валів. Бронзи мають прийнятну втомну міцність, але абсолютно неприйнятну прироблюваність при граничному терті і недостатню здатність до поглинання твердих часток, а також недостатню сумісність при терті.

Алюмінієві сплави, в порівнянні з бронзами, мають кращу сумісність, але їх прироблюваність і здатність до поглинання твердих часток хоча і краще, ніж у бронз, але все ж недостатня для надійної роботи сучасних двигунів.

Як видно з перерахованих вимог до матеріалів антифрикційного шару вкладиша, жоден з матеріалів окремо не відповідає їм повністю, оскільки частина цих вимог взаємно виключає одна іншу.

Проблема створення вкладишів для сучасних дизелів вирішується наступними шляхами: розробляються нові, досконаліші антифрикційні матеріали; виготовляються вкладиші з композиційних матеріалів; впроваджуються нові конструкції вкладишів; застосовується метод плазмового напилювання для нанесення антифрикційного шару.

В даний час в двигунах внутрішнього згоряння використовується велика кількість різних матеріалів вкладишів - від найпростіших одношарових до складних багатошарових. На більшості головних і допоміжних середньообертових дизелях експлуатуються тонкостінні багатошарові вкладиші на пружній сталевій основі, що відрізняються між собою кількістю антифрикційних шарів, їх товщиною, хімічним складом і способом нанесення.

На дизелях іноземного виробництва переважно експлуатуються вкладиші фірм «Miba Gleitlager AG» (Австрія), «Sulzer» і «Zollem Stahl und Metall GMBH + Co», «Glasier» (Великобританія) [11-16].

Двошарові (біметалеві) вкладиші. Залежно від того, які властивості підшипника потрібно підвищити, застосовуються наступні типи вкладишів: сталеві-алюмінієві, бронзово-бабітові, алюмінієві з гальванічним шаром свинцево-олов'яного сплаву.

Сталево-бронзові («Miba» 01, 21) і сталеві-алюмінієві («Miba» 05, 14) вкладиші застосовуються при середніх навантаженнях і швидкостях ковзання. Сталева основа надає вкладишу необхідну жорсткість і пружність. Крім того, більш тонкий шар антифрикційного матеріалу здатний сприймати більш високі питомі навантаження [17-20].

Алюмінієві вкладиші з гальванічним шаром свинцево-олов'яного сплаву призначені для підшипників з невисокими питомими навантаженнями. Гальванічний шар дозволяє підвищити прироблюваність вкладишів.

Тришарові вкладиші. В сучасних багатошарових вкладишах (три основних шару) оптимально комбінуються переваги окремих матеріалів. Застосування даної конструкції вкладишів в середньообертових дизелях, у яких інші види вкладишів (монометалічні або біметалічні) вже не відповідають високим питомим навантаженням і швидкостям ковзання, призвело до подальшого підвищення потужності дизелів, а також до збільшення надійності підшипникових вузлів нових машин великої потужності. Сталева основа надає вкладишу необхідну пружність і жорсткість, а бронза або алюмінієвий сплав сприймають навантаження.

В якості матеріалів для антифрикційного шару застосовують свинцево-олов'яні сплави $PbSn18Cu2$ і $PbSn12Cu2$ товщиною 0,02-0,04 мм, які наносять гальванічним способом [20-25]. Дані сплави мають невелику твердість та високу пластичність, а також хорошу прироблюваність, на відміну від бронз та алюмінієвих сплавів. Вони мають також хороші триботехнічні властивості. При невеликій товщині вони здатні витримувати значні навантаження. Тверді час-

тинки, розмір яких не перевищує товщину шару свинцево-олов'яних сплавів, відмінно поглинаються цими сплавами. Але частки більшого розміру вже не можуть бути поглинені повністю, особливо у вкладишів з бронзовим середнім шаром, і це є основним недоліком таких вкладишів.

Вкладиші «Rillenlager». Ці вкладиші («Miba» 24, 26 і 33; «Sulzer» 336; «Zollern» 25) відрізняються наявністю регулярного мікрорельєфу у вигляді гвинтової канавки глибиною 16-40 мкм і кроком близько 0,15 мм на всій поверхні тертя, що у поєднанні з правильно обраною комбінацією матеріалів забезпечує їм високу втомну міцність і здатність витримувати високі питомі навантаження [26-30]. Ділянки меншої ширини (шар AlSn6) сприймають навантаження, а ділянки більшої ширини поглинають абразивні частинки.

Глибина канавок з урахуванням шару, що знімається у процесі приробки, в залежності від типу вкладиша знаходиться в межах 16-40 мкм і забезпечує необхідну втомну міцність антифрикційного шару. Площа, зайнята м'яким антифрикційним матеріалом, становить 67-80% від загальної площі поверхні тертя вкладиша. Використання алюмінієвих сплавів в якості підкладки замість свинцевої бронзи, яка застосовується для виготовлення тришарових вкладишів, дозволило значно збільшити ресурс вкладишів типу «Rillenlager».

Застосування алюмінієво-цинкового сплаву (AlZn 4.5) замість сплаву AlSn6 дозволяє підвищити втомну міцність вкладишів на 25%. Саме цей сплав фірма «Miba» застосовує для виготовлення високонавантажених вкладишів. Сплав AlSn6 застосовується для виготовлення вкладишів для підшипників середньообертових дизелів. Товщина шару алюмінієвого сплаву становить кілька десятих міліметра. Площа, зайнята алюмінієвим сплавом, становить 20-33% від загальної площі поверхні тертя вкладиша.

Вкладиші фірми «Zollern» з кодом композиції 25 замість алюмінієвого сплаву плаковані сріблом, а канавки заповнені гальванічним способом сплавом PbSnCu. У тих випадках, коли здатність підшипника витримувати великі питомі навантаження відіграє меншу роль, ніж показники його надійності при роботі дизеля на важкому паливі, більш ефективним є застосування сплаву АО20.

Сплав $PbSn18Cu2$, у разі його використання для формування шару приробки та в якості матеріалу канавок вкладишів, має більш високу міцність і зносостійкість. З урахуванням зростаючого в сучасних дизелях максимального тиску згоряння, покриття приробки, що наносяться гальванічним способом, містять 14-20% Sn, 2-4% Cu і Pb - решта.

Виготовлення вкладишів типу «Rillenlager» технологічно складно, тому вони досить дорогі. Вкладиші типу «Rillenlager» виготовляють в даний час для 38 різних серій дизелів, діапазон їх діаметрів - від 48 до 520 мм. Вони успішно експлуатуються в двигунах із середнім ефективним тиском понад 2 МПа.

Переваги вкладиша підшипника з кільцевими канавками (типу «Rillenlager»):

- Здатність сприймати високі питомі навантаження. Завдяки високій теплопровідності алюмінієвих сплавів вкладиші можуть витримувати великі питомі навантаження і високу концентрацію енергії при робочих зазорах і при мінімальній товщині мастильної плівки.

- Висока надійність в експлуатації. Незначна товщина мастильної плівки і значна тривалість роботи в умовах тертя при напіврідинному змащуванні витримується практично без зниження терміну служби вкладиша. Завдяки наявності канавок специфічної форми з більш м'яким антифрикційним матеріалом і перемичок з більш твердим матеріалом вкладиші мають високу акомодативну здатність, а завдяки невеликій площі нікелевого прошарку знижується ризик задиру шийки вала.

- Підвищений термін служби. М'який антифрикційний шар зберігається в канавках значно довше, ніж у гладкого вкладиша. Завдяки цьому термін служби підвищується, а ймовірність відмов знижується. При експлуатації на важкому паливі в період приробки утворюється ступінчастий профіль (м'який шар просідає відносно твердих перемичок). Це попереджує безпосередній контакт між вкладишем та шийкою колінчастого вала в умовах граничного тертя.

Однак для потужних середньообертових дизелів останніх моделей потрібні підшипники з ще більш високою несучою здатністю: максимальним тискам

масляної плівки в 40 МПа і більше повинна відповідати несуча здатність, яка характеризується питомими навантаженнями 60 МПа і більше. Крім того, зросли вимоги до ресурсу підшипників. Навіть найкращі вкладиші типу «Rillenlager» не відповідають в повній мірі таким вимогам, тому фірма «Miba» розробляє нову технологію нанесення антифрикційного шару на вкладиші підшипників дизелів із середнім ефективним тиском понад 3 МПа. При цьому антифрикційний матеріал повинен містити тверду основу з м'якими включеннями. Такі традиційні способи нанесення антифрикційних матеріалів, як заливка або нанесення гальванічного покриття характеризуються обмеженими можливостями отримання оптимальних структур шару. Іонно-плазмове напилювання в вакуумі дозволяє отримати антифрикційний шар з наявністю м'яких включень в дрібнодисперсній матриці і досягти при цьому міцного його зчеплення з основою [30-35].

Вкладиші з напиленням антифрикційним шаром. Напилені вкладиші мають найбільшу зносостійкість і майже необмежений ресурс. Антифрикційний шар АО20 напилюється на підшар $AlZn_{4,5}Mg$, що має товщину 16 мкм. Цей тип вкладишів («Miba» 36) не має нікелевого шару. При напилюванні на підшар бронзового покриття, попередньо наносять проміжний нікелевий шар через високий вміст олова («Miba» 37). Сталеві напилені вкладиші («Miba» 34) були розроблені для екстремальних навантажень і отримання високої втомної міцності. Шар сплаву АО20 напилюється на сталеву основу вкладиша, причому товщина шару більше, ніж для тришарового вкладиша (приблизно 30 мкм). Підвищена товщина шару покриття необхідна для забезпечення високої надійності підшипникового вузла під час приробки або при наявності абразивних частинок (для уникнення контакту сталеві основи з шийкою вала в разі інтенсивного зношування). Вкладиші з напиленням антифрикційним шаром у вакуумі значно дорожче у порівнянні з вкладишами, що мають гальванічне покриття [36-40].

Підшипники колінчастих валів дизельних двигунів відносяться до радіальних підшипників ковзання, що працюють в умовах нестационарних гідродинамічних навантажень. Специфічними особливостями підшипників колінчастих

валів є значні деформації корпусів підшипників, які є співставними з величинами зазорів.

Розвиток дизельних двигунів останніх десятиліть характеризується постійним зростанням потужності за рахунок збільшення середнього ефективного тиску, зростанням питомих навантажень на деталі циліндропоршневої та кривошипно-шатунної групи. Застосування палив з високою в'язкістю та високим вмістом сірки значно підвищує агресивність середовища, в якій працюють деталі кривошипно-шатунної групи. Всі ці фактори диктують все більш жорсткі вимоги до конструкції підшипників, вибору матеріалів підшипників, технології виготовлення підшипників та їхнього ремонту.

На виникнення будь-якого виду зношування підшипників та шийок колінчастих валів впливають наступні фактори [41-50]: конструкція вкладиша і службові властивості матеріалів поверхонь тертя деталей (антифрикційний шар вкладиша: бабіт, алюмінієвий сплав, свинцево-олов'яний сплав; матеріал колінчастого вала: загартована або незагартована сталь); форма і розміри поверхневих мікронерівностей (шорсткість) та поверхонь тертя (овальність, конусність); властивості мастильних матеріалів; тиск і місце подачі мастильного матеріалу до поверхонь тертя (розташування масляного каналу відносно поверхонь тертя); характер прикладання навантаження (динамічний, статичний, знакозмінний); швидкість відносного переміщення поверхонь тертя та її зміна в часі; величина деформації корпусу підшипника; величина діаметрального зазору в підшипнику; температурний режим роботи двигуна і пари тертя; присутність механічних і хімічних домішок, а також вологи в зоні тертя і повнота видалення продуктів зношування із зони тертя; якість палива.

Для порівняння умов роботи підшипників дизелів в якості критеріїв подібності можна обмежитися рівністю величин швидкості ковзання та максимального питомого навантаження на вкладиш p_m .

Знаючи величини швидкості ковзання, максимального і середнього питомого тиску на вкладиш, можна прогнозувати ресурс вкладишів дизелів, для яких немає даних щодо ресурсу роботи, або поширювати технологію віднов-

лення колінчастих валів на інші типи двигунів, для яких значення параметру p_m не перевищує відповідний параметр двигунів, для яких існують дані щодо ресурсу роботи (табл. 1.1).

У стані покою ($n = 0$) відбувається безпосередній механічний контакт між шийкою вала і вкладишем. У присутності агресивного середовища (води, кислот, деяких присадок) контактні поверхні піддаються електрохімічному зношуванню та фретинг-корозії. Величина зносу в даному стані мінімальна. Початок руху ($n > 0$) характеризується процесом створення несучого шару мастила з мінімальною товщиною мастильної плівки, однак у початковий момент мастило в зоні тертя практично відсутнє. Внаслідок безпосереднього контакту між шийкою і вкладишем (режим тертя без змащення або тертя при граничному змащуванні) коефіцієнт тертя і температура в зоні тертя значно зростають, приводячи до пластичної деформації і локального плавлення металів [51-60].

Пусковий період двигуна пов'язаний з підвищеною інтенсивністю зношування підшипників ковзання колінчастого вала. Інтенсивність зношування залежить від тривалості простою дизеля перед пуском, від температури деталей вузла тертя і властивостей мастильного матеріалу. Пусковий період супроводжується змінами величин і форм зазорів у підшипнику.

Значне зношування при пуску дизеля зумовлено низкою причин. Після зупинки двигуна нагріте мастило залишається в підшипниках у незначній кількості. Тертя у початковий момент, коли вал починає обертання, тим більше, чим більше перерва між зупинкою двигуна і подальшим пуском. Вельми суттєвим є вплив абразивних часток, що залишились у зоні тертя внаслідок неповного видалення продуктів зношування. При роботі підшипника в умовах напіврідного або граничного тертя швидкість зношування залежить від фізико-механічних, структурних і триботехнічних характеристик поверхневих шарів.

Таблиця 1.1 – Основні характеристики середньообертових дизелів

Тип ди- зеля	Ци- лін- дро-	Час- тота обе- ртан	Се- ред- ній ефе-	Тиск зго- рян-	Умови роботи підши- пника
--------------------	---------------------	------------------------------	----------------------------	----------------------	------------------------------

					Максимальне навантаження рт, МПа	Швидкість ковзання шийки вала, v, м/с
NVD26A-2	37	750	0,91	7,2	28	4,9
NVD36.1A	37	500	0,56	5,4	22	4,2
NVD48A-2U	110	390	0,88	6,9	27	4,2
VD26/20AL-1	88	1000	1,49	11,8	27	9,4
VD26/20AL-2	110	1000	1,62	12,7	30	9,4
AL25/30	87-110	750	1,5	10,5	23	7,8
Vasa 20	180	720-1000	2,46-2,25	9,4-11,6	28	6,7-9,3
Vasa 22	135-178	720-1200	2,28-1,91	10-14,5	31	6,2-9,6
Vasa 32	370-460	720-750	2,40-2,13	13-16,3	34	8,4-8,8
ЧН 40/46	515	520	1,75	11-12,5	24	7,5
PC2V	342	500	1,31	11,3	31	7,6
ZH40/48	281-367	380-410	0,8	8,0-8,5	20	6,4-6,9
ZL40/48	479	530	1,83	12,2-13,5	32	9,2
ZV40/48	479-550	530-560	1,83	12,4-13,5	32	9,2-9,4

Перехід дизеля на більш форсований режим роботи може значно погіршити умови роботи підшипників. При експлуатації дизелів встановлено, що після збільшення частоти обертання колінчастого вала тиск подачі масла в підшипники помітно знижується і тільки через деякий час починає повільно підвищуватись до величини, що відповідає швидкісному режиму роботи двигуна. Аналогічні явища спостерігаються в разі «розносу» двигуна (внаслідок втрати гребного гвинта, заїдання плунжерів паливних насосів тощо) [61].

Робочий стан характеризується гідродинамічним режимом тертя, при якому мають місце механічні та корозійно-механічні види зношування. При цьому максимальна інтенсивність зношування спостерігається у зоні з мінімальною товщиною масляної плівки. Однак при навантаженнях, що перевищують робочий тиск на підшипник, у разі нестачі мастила або у разі його підвищеної

температури, а також при підвищеній шорсткості шийки колінчастого вала відбувається порушення гідродинамічної масляної плівки, і робота вузла тертя проходить в умовах граничного тертя. При короткочасному порушенні цілісності масляної плівки відбувається підвищене зношування вкладишів, при тривалому порушенні цілісності масляної плівки виникає задир вкладишів [62].

У тому випадку, коли підшипник працює переважно при рідинному змащуванні, умови його роботи визначаються безрозмірним коефіцієнтом навантаження підшипника [63], при цьому швидкість зношування мінімальна.

Абразивне зношування виникає внаслідок різання металу твердими частинками, що потрапляють у зону тертя ззовні з мастилом або з'являються в ній внаслідок процесу зношування в моменти переходу до граничного тертя. Ефект змінного навантаження, що впливає на підшипник, підсилює величину абразивного зношування. Тепловий ефект абразивного зношування значно менший за тепловий ефект граничного тертя.

При тривалій експлуатації підшипника ковзання (чергування стану спокою, початку руху, робочого стану, зупинок) під впливом змінних сил і швидкостей починає проявлятися втомний вид зношування. Це призводить до руйнування атомарних зв'язків, відділення частинок металу і появи тріщин, виривання матеріалу внаслідок кавітації. Втомне зношення підсилює вплив корозійного і абразивного зношування, внаслідок чого загальний знос збільшується по експоненті.

Тривалі сталі режими роботи дизеля при навантаженнях нижче номінальних іноді підвищують швидкість зношування вкладишів та шийок колінчастих валів внаслідок несприятливого швидкісного режиму (не створюються умови, що забезпечують режим тертя при гідродинамічному змащуванні підшипників) [64].

Вплив експлуатаційних режимів дизелів на знос підшипників ковзання наведено на рис. 1.1.

У найбільш сприятливих умовах працюють підшипники дизелів морських транспортних суден (понад 90% усього часу вони експлуатуються у номіналь-

ному режимі або у режимі економічної швидкості), тобто підшипники працюють в умовах тертя при гідродинамічному змащенні, тому доля зносу підшипника, яка припадає на його зношування в умовах тертя при гідродинамічному змащенні, становить 93,3% [65].

Прямою протилежністю є умови експлуатації дизелів криголамного флоту і портових буксирів. Для них є характерними такі несприятливі умови роботи, як реверси і різкі переходи з режиму повного ходу на малий або холостий хід, тобто більшу частину часу підшипники працюють в режимі напіввідинного або граничного тертя. Тому доля зносу підшипника, яка припадає на його зношування в умовах тертя при гідродинамічному змащенні, становить усього 14,5% для криголамів і 10,7% для буксирів. Умови експлуатації двигунів інших типів суден займають проміжне положення між морськими транспортними судами і криголамами.

Дослідження [66] показують, що при створенні двигунів не завжди враховується вимога забезпечення нормальних умов роботи підшипників у всьому діапазоні режимів, для яких вони призначені, що істотно погіршує експлуатаційні характеристики підшипникових вузлів по мірі збільшення їхнього напруження.

Встановлено, що температура мастила на вході в дизель суттєвим чином впливає на всі показники роботи підшипника: при збільшенні температури мастила зменшується товщина мастильного шару і зростають тиск в масляному шарі і температура на поверхні тертя вкладиша підшипника [67]. Виявлено також інтенсивне розбавлення мастила паливом, в результаті чого знижується коефіцієнт кінематичної в'язкості. При зменшенні вихідної в'язкості мастила до $5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ при 100°C товщина мастильного шару в мотилевих та рамних підшипниках знижується до величин, при яких не забезпечується рідинне тертя.

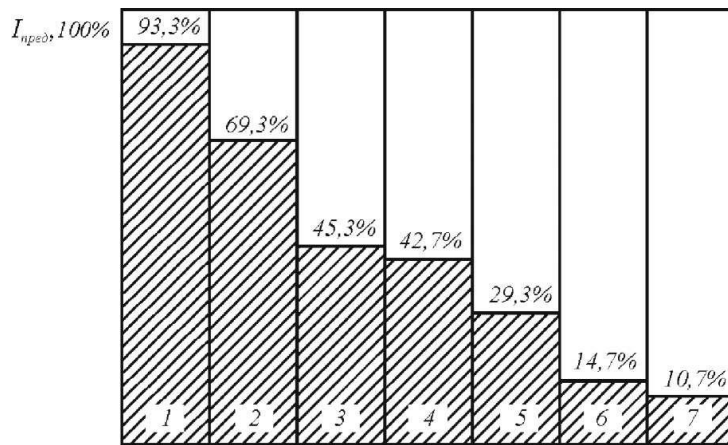


Рисунок 1.1 - Доля зносу підшипників колінчастого вала при гідродинамічному та граничному терті у загальному граничному зносі для дизелів суден різного призначення: 1 - морські транспортні судна; 2 - рибпромислові судна; 3 - судна змішаного типу; 4 - річкові наливні судна; 5 - річкові суховантажні судна; 6 - судна криголамного флоту; 7 - буксири

Скорочення ресурсу підшипників при роботі середньообертових дизелів на важких сортах палива відбувається через прорив газів з камери згоряння і потрапляння в мастило твердих і хімічно активних продуктів згоряння, що призводить до збільшення швидкості зношування шийок валів і антифрикційних шарів вкладишів внаслідок посилення хімічної корозії і абразивного зношування [68].

Таким чином, конструктивні особливості підшипників і умови роботи колінчастих валів істотно впливають на довговічність підшипників колінчастих валів судових дизелів.

1.2 Причини відмов і дефекти колінчастих валів судових дизелів

Характерними дефектами колінчастих валів двигунів є знос і задири шийок, деформації, тріщини і поломки [69-70]. Тріщини і поломки валів виникають як в шийках в області галтелей, так і в щоках. Причиною тріщин і поломок є циклічні напруження, що призводять до виникнення втомних тріщин. В процесі експлуатації межа витривалості колінчастих валів знижується на 25-30%. Ре-

сурс роботи колінчастого вала залежить від його межі витривалості і зносостійкості робочих поверхонь [70-75].

Основною причиною відмов колінчастих валів більшості двигунів є знос шийок [76-80], який є нерівномірним як по колу, так і по довжині шийки. В результаті зношування зазори в парі тертя «вкладиш - шийка колінчастого вала» і параметри шорсткості шийок зростають, що призводить до розриву мастильної плівки і появи задирів на робочих поверхнях. Задир шийок в свою чергу призводить до повертання вкладишів, деформації вала і підплавлення антифрикційного шару вкладишів.

Слід зазначити, що швидкість і коефіцієнт нерівномірності зношування рамних шийок більший, ніж швидкість і коефіцієнт нерівномірності зношування вкладишів [81].

Передчасний знос робочих поверхонь колінчастих валів вище граничних значень веде, як правило, не тільки до значних витрат на ремонт або заміну валів, а й до збитків через простій судна в ремонті, а вихід з ладу головного двигуна при поломці колінчастого вала може призвести до аварії судна. Через підвищені швидкості зношування робочих поверхонь колінчасті вали часто експлуатуються шліфуваними в останній ремонтний розмір, або вибраковуюються через зношування шийок вище граничних значень, не виробивши при цьому призначеного ресурсу.

У роботі [82] підтвердили відомі положення про можливість розриву мастильної плівки при нестационарних режимах роботи, які спостерігаються в підшипниковому вузлі ковзання в період пуску двигуна. Розвив мастильної плівки може призвести до задиру і, як наслідок, до катастрофічного руйнування підшипникового вузла.

Оцінка надійності колінчастих валів дизелів після ремонту шляхом шліфування на ремонтний розмір показала, що вони мають низький ресурс внаслідок зниження межі витривалості, тому необхідно застосування методів їхнього поверхневого зміцнення [83-90]. Крім того, при використанні технології перешліфування на ремонтний розмір часто знімається загартований або азотований

поверхневий шар, який власне і забезпечує необхідну зносостійкість шийки вала.

Таким чином, основною причиною відмов колінчастих валів двигунів є знос і задири шийок. Отже, підвищення довговічності колінчастих валів можливо тільки шляхом збільшення зносостійкості і задиростійкості шийок валів. Аналіз існуючих літературних джерел дозволяє зробити висновок про те, що інформація щодо видів, причин та наслідків відмов колінчастих валів середньо-обертових дизелів є неповною та вкрай недостатньою.

1.3 Вплив зносу шийок колінчастих валів на довговічність і експлуатаційні характеристики судових дизелів

Зміни величин зазорів і овальності шийок вала по мірі зношування впливають на роботу підшипника (рис. 1.2) [35]. Встановлено, що в підшипниках дизелів 10Д100 мінімальна товщина мастильного шару може зменшуватися від 11,5 мкм при початкових умовах експлуатації до 5 мкм при граничних зазорах (0,35 мм) і максимальних рекомендованих в експлуатації температурах мастила (до 67°C). У мотилевих підшипниках дизеля 5Д49 при граничних зазорах (0,35 мм) і максимальних рекомендованих температурах мастила на вході (75°C) середня мінімальна товщина мастильного шару зменшується до величин, коли не забезпечується рідинне тертя в вузлі. Ще сильніше зменшується товщина мастильного шару в рамних підшипниках.

В процесі роботи двигуна відбувається знос шийок валу і вкладишів. Причому знос нерівномірний по колу шийки, в результаті чого виникає овальність шийок вала. У зонах найбільшого зносу радіус кривизни поверхні збільшується, що зменшує різницю радіусів і підвищує реакцію мастильного шару в цій зоні. Одночасно овальність викликає значні додаткові переміщення шийки вала вздовж лінії центрів з більшими, ніж у незношеного вала, швидкостями, що призводить до зменшення мінімальної товщини мастильного шару. Встановлено [35], що із збільшенням овальності шийок товщина мастильного шару в усіх вимірюваних точках шийки вала зменшується (рис. 1.3).

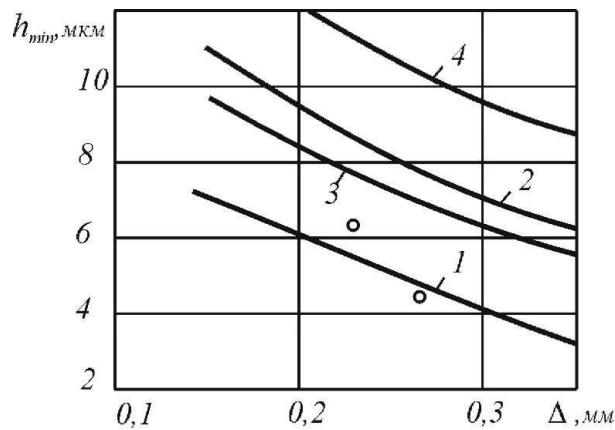


Рисунок 1.2 - Вплив діаметрального зазору на товщину мастильного шару:

- 1 - мотилевий підшипник дизеля 5Д49 при температурі мастила на вході 68°C ;
 2 - мотилевий підшипник дизеля 10Д100; 3, 4 - другий і п'ятий рамний підшипники нижнього колінчастого вала дизеля 10Д100

По мірі збільшення овальності рамних шийок зростає биття колінчастого вала, яке, в свою чергу, впливає на їх знос. Встановлено [91-93], що між зносом шийок колінчастих валів і биттям є кореляційна залежність. Биття не тільки збільшує знос шийок, що в свою чергу ще більше збільшує биття, але і збільшує дисбаланс колінчастого вала і вібрацію двигуна, а це веде до зменшення втомної міцності вала. Конусність мотилевих шийок призводить до збільшення зносу деталей циліндро-поршневої групи внаслідок зростання непаралельності вісі шатуна відносно вісі втулки циліндра та поршня.

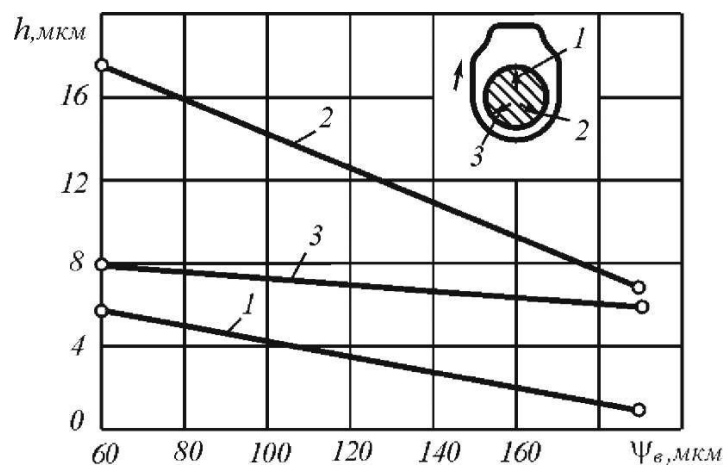


Рисунок 1.3 - Вплив овальності на мінімальну товщину мастильного шару в першому рамному підшипнику колінчастого вала дизеля 2Д100:

1, 2, 3 - номери датчиків

Таким чином, знос шийок валу викликає погіршення умов роботи підшипників і всієї циліндро-поршневої групи, тому овальність та конусність шийок валів слід максимально обмежувати. Однак, як показує досвід, гранична овальність шийок встановлюється, головним чином, з міркувань забезпечення необхідного запасу міцності колінчастого вала [94-96]. Для підвищення довговічності і поліпшення умов експлуатації підшипників колінчастих валів дизелів необхідно: підвищувати зносостійкість шийок валів; забезпечувати більш високу зносостійкість шийок в порівнянні із зносостійкістю антифрикційного шару вкладишів підшипників ковзання [96].

1.4 Методи відновлення і підвищення зносостійкості і задиростійкості шийок колінчастих валів суднових дизелів

Купувати нові колінчасті вали замість зношених економічно недоцільно через їхню високу вартість. Рішення проблеми ресурсозбереження вимагає застосування прогресивних і високотехнологічних методів відновлення і зміцнення зношених поверхонь колінчастих валів. Для відновлення колінчастих валів суднових дизелів застосовують три технологічні схеми: шліфування шийок на ремонтний розмір; шліфування шийок на ремонтний розмір з подальшим зміцненням; нанесення покриття для відновлення номінального розміру шийок з подальшим або одночасним зміцненням.

Колінчасті вали суднових дизелів, відновлені методом перешліфування до ремонтних розмірів або різними способами нанесення металевих покриттів на зношені поверхні шийок по надійності не відповідають вимогам нормативно-технічної документації. Це пов'язано з тим, що перед відновленням колінчастого вала не оцінюється рівень накопичених пошкоджень в процесі попередньої експлуатації та не проводиться комплексна оцінка якості відновленого ва-

ла. Тому розробка і використання ефективної технології відновлення колінчастих валів суднових дизелів мають бути пов'язані з оцінкою довговічності.

В даний час застосовуються або знаходяться на стадії промислового впровадження наступні технології відновлення і зміцнення зношених поверхонь колінчастих валів транспортних дизелів:

- Нанесення гальванічних покриттів: при зносі до 0,5 мм використовується хромування, при зносі понад 0,5 мм – нікелювання з подальшим хромуванням товщиною (товщина хромового покриття становить 0,2 - 0,3 мм [97]).

- Наплавлення під шаром флюсу з наступним зміцненням поверхневою пластичною деформацією для отримання твердості до 62 HRC [98].

- Плазмове наплавлення композиційними матеріалами [99].

- Електронно-променеве наплавлення високолегованих сплавів на основі Ni-Cr-B-Si [100].

- Плазмове напилювання [88] з можливою одночасною ультразвуковою обробкою [82].

- Плазмове напилювання порошків системи Ni-Cr-B-Si з подальшим лазерним оплавленням попередньо напиленого покриття [94].

- Надзвукова електродугова металізація [56].

- Приварювання тонкостінних ремонтних півкілець до відновлюваної шийки вала [64].

- Лазерне гартування після шліфування шийок на ремонтний розмір [70].

- Поверхнєве лазерне легування з використанням високолегованих порошкових сплавів (ПС-12НВК-01, Пр-Х23Н23М5С2Р2АФ тощо) після шліфування шийок на ремонтний розмір [100].

- Поверхнєве фрикційне модифікування шийок з використанням сплавів на основі міді (бронза Бр0Ф4-0,25 [100], латунь Л63 [63] тощо).

- Фінішна обробка модифікуючими матеріалами СУРМ (ці матеріали містять комплексні металоорганічні сполуки на основі солей полівалентних металів: цинк, олово, алюміній, сурма) та геомодифікаторами ТСК (основа - магнєзіально-залізні силікати: олівіни і піроксени) [100].

Колінчасті вали довжиною до 8 м суднових допоміжних дизелів відновлюються фірмами LTC, Van der Horst Holland, DMA за технологією, що включає в себе хромування шийок колінчастих валів. Компанія DMI розробила технологію нанесення відновного покриття PORUS KROME товщиною 0,5 мм. Після нанесення покриття виконується фінішне шліфування. При підвищеному зносі спочатку наноситься нікелеве покриття, а поверх нього – покриття хрому товщиною 0,2-0,3 мм. Відновлені цим способом вали мають термін служби більше, ніж нові [100]. Однак даний спосіб відновлення колінчастих валів характеризується високою трудомісткістю і значними витратами на утилізацію продуктів гальванічного хромування.

Відновлення колінчастих валів наплавленням є занадто трудомістким внаслідок того, що після наплавлення необхідно проводити правку для усунення деформацій та термічну обробку для зняття залишкових напружень, підвищення межі витривалості і зменшення ймовірності утворення тріщин. Крім того, потрібне спеціальне термічне устаткування і фахівці відповідної кваліфікації. Тому метод наплавлення не знайшов широкого застосування. У промислових масштабах наплавлення суднових колінчастих валів здійснює лише фірма «HANDOK CRANKSHAFT INDUSTRIAL Co., LTD» (твердість шийок після наплавлення становить 48-50 HRC).

Відновлення колінчастих валів методами газо-термічного напилювання застосовується переважно для валів транспортних дизелів через високу вартість матеріалів, що використовуються для напилювання. У зв'язку з цим собівартість відновлених колінчастих валів методами напилювання досягає 50-60% і більше від вартості нового колінчастого вала [100]. Крім того, напилені покриття мають низьку когезійну та адгезійну міцність, а також відносно невелику втомну міцність [100]. Значного підвищення когезійної та адгезійної міцності можна досягти застосуванням термореагуючих порошків, але технології напилювання цих матеріалів знаходяться на початковій стадії розвитку, хоча у багатьох публікаціях вказується на перспективність цього напрямку [60-67].

Відновлення колінчастих валів методом приварювання тонкостінних ремонтних півкілець до шийки вала виконується в такій технологічній послідовності: шліфування, нанесення анаеробного герметика, зварювання термозміцнених півкілець по стику [100]. Герметик має низьку, у порівнянні зі сталлю, теплопровідність, тому півкільця піддаються більш інтенсивному нагріванню, внаслідок цього знижується їхній ресурс. Тому станом на сьогодні використовується більш складна технологія: спочатку на внутрішню поверхню півкілець газотермічним напилюванням наносять шар бронзи товщиною 0,3 мм, потім встановлюють півкільця на шийку і зварюють їх по стику між собою [100]. Така технологія застосовується для відновлення колінчастих валів автомобільних і автотракторних двигунів. Істотним недоліком цієї технології є значна різниця твердості півкілець після зварювання в районі зварного шва внаслідок впливу зварювального термічного циклу і зварного шва, що призводить до нерівномірного зношування шийок вала.

Лазерні технології відновлення і зміцнення колінчастих валів забезпечують високу якість поверхневого шару, проте мають низький ККД, велику енергоємність і, відповідно, високу собівартість, тому поки вони не знайшли широкого застосування.

Аналіз надійності колінчастих валів дизелів після їхнього відновлення різними методами, а також аварійних ситуацій з відмовами колінчастих валів дозволив встановити, що вони мають низький ресурс [100] внаслідок утворення задирів на шийках, тому методи відновлення валів мають забезпечувати підвищення зносостійкості та задиростійкості шийок.

Поверхнєве фрикційне модифікування шийок колінчастих валів металевими сплавами, що містять мідь, забезпечує створення на поверхнях пар тертя тонкого шару (плівки) "м'яких" металів. Наявність цього шару дозволяє знизити коефіцієнт тертя і величину зносу, а також підвищити задиро стійкість і довговічність трибосполучення.

Модифікатор «СУРМ» містить комплексні металоорганічні сполуки на основі солей полівалентних металів (цинк, олово, алюміній, сурма тощо) та ор-

ганічних речовин, що забезпечують відновлення іонів металів на поверхнях тертя, в результаті чого реалізується фізичний «ефект тертя без зношування».

Використання даних модифікаторів має наступні недоліки [100]: для забезпечення працездатності трибовузла «вкладиш - шийка колінчастого вала» необхідно постійно підтримувати певну концентрацію цих м'яких металів хоча б на етапі одного ресурсу змащувального матеріалу; складність створення стійкої суспензії частинок цих металів в мастилі; всі метали, що використовуються для створення металоплакувальних присадок, є кольоровими металами, а вали виготовляються зі сплавів на основі заліза. Ця розбіжність призводить до того, що плівки, які утворюються м'якими (кольоровими) металами, мають невелику адгезію до сталей і тому досить легко відшаровуються. Між сталями і кольоровими металами виникають внутрішні гальванічні процеси, які викликають електрохімічну корозію сталей, що поступово призводить до руйнування поверхневих шарів шийок колінчастих валів. Відшарування призводить до утворення абразивної суспензії, наявність якої у зоні тертя збільшує інтенсивність зношування та сприяє забиванню фільтрів та масляних каналів. Тому при використанні вищезгаданих металоплакувальних присадок необхідно виконувати періодичне промивання системи змащування. Крім того, металоплакувальні присадки необхідно додавати у мастильний матеріал після кожної заміни мастила.

В даний час для модифікування поверхонь трибовузлів з метою зменшення коефіцієнта тертя і підвищення їхньої зносостійкості знайшли широке застосування мінеральні матеріали, які здатні формувати захисні металокерамічні плівки товщиною 2-5 мкм, що містять у великій кількості Si, O, C (синтетичний алмаз) [100].

Найбільш перспективним напрямком зміцнення шийок колінчастих валів є застосування інтерметалідів [76, 79]. Інтерметаліди є проміжними сполуками між металевими та керамічними матеріалами. Вони характеризуються складною кристалічною структурою. Близько 30 % від загальної кількості міжатомних зв'язків приходить на долю ковалентного зв'язку. Це призводить до формування унікальних фізико-механічних властивостей інтерметалідів. У най-

більш поширеній інтерметалідній системі Ni-Al існує три інтерметаліди: β -NiAl₃, γ -Ni₂Al₃, β' -NiAl [3 - 5]. Плавлення інтерметаліду β' -NiAl є конгруентним, розпад інших інтерметалідів протікає згідно перитектичних реакцій [6]. Інтерметаліди є окремим класом конструкційних матеріалів, що мають впорядковану структуру [7, 8]. Інтерметаліди відносяться до природно-міцних сполук, тому зниження їхніх фізико-механічних характеристик при зростанні температури відбувається значно повільніше, ніж в інших конструкційних матеріалах. В деяких інтерметалідах та сплавах на їх основі спостерігається збільшення границі текучості із збільшенням температури. Алюмініди, титаніди і силіциди характеризуються низькою щільністю і, як наслідок, підвищеною питомою міцністю. Інтерметаліди мають дуже високий модуль пружності. Причому, модуль пружності інтерметалідів проявляє меншу чутливість до підвищення робочої температури, ніж інші сплави, що мають з впорядковану структуру. Алюмініди характеризуються підвищеною жаростійкістю і жароміцністю, а також низьким коефіцієнтом самодифузії, що забезпечує їхній високий опір повзучості, рекристалізації та корозії.

Одним з найпоширеніших напрямків нанесення відновних покриттів є газо-термічне напилювання. Важлива особливість практично усіх методів газо-термічного напилювання полягає у можливості формоутворення тонкостінних виробів. Ця технологія також називається литтям напилюванням. Проте існуючі методи газо-термічного напилювання не дозволяють отримати покриття високої якості з чистих інтерметалідів. Покриття, сформовані з чистих інтерметалідів, характеризуються високою поруватістю, твердістю, крихкістю та низькою міцністю зчеплення та когезійною міцністю [5, 20]. Тому використання чистих інтерметалідів для напилювання відновних покриттів є недоцільним через неможливість отримання необхідного рівня адгезійної та когезійної міцності покриттів.

Для напилювання інтерметалідних покриттів можуть бути використані наступні вихідні матеріали: композиційні порошки, виготовлені з металів, що утворюють інтерметаліди у процесі напилювання; композиційні порошки, що

містять готові інтерметаліди; біметалічні дроти; порошкові дроти та порошкові суміші. При напилюванні порошкових і біметалічних дротів не можливо забезпечити надійний контакт між компонентами, що входять до складу дротів, на стадії розпилювання та руху часток у напрямку до поверхні, на яку напилюється покриття. Фазовий склад покриттів суттєво змінюється при зміні діаметру дротів. При розпилюванні дротів вкрай складно забезпечити процес утворення єдиного сплаву із подальшою хімічною взаємодією між компонентами шихти дротів.

При плазмовому напилюванні плакованих нікель-алюмінієвих порошоків було виявлено, що плавлення нікелевої оболонки може випереджати плавлення алюмінієвого ядра [10]. Цей ефект обумовлений тим, що між нікелевою оболонкою та алюмінієвим ядром існує доволі значний термічний опір. Як наслідок, в межах окремої частки спочатку відбувається просторовий розподіл нікелевої та алюмінієвої фази, і лише потім стає можливою хімічна взаємодія між нікелем та алюмінієм.

Коли частки входять у низькотемпературну зону плазмового струменя, насичену повітрям, починається інтенсивне окислювання алюмінію. При напилюванні плакованих нікель-алюмінієвих порошоків вигорання алюмінію може сягати 10 - 20 мас. %. Основні втрати алюмінію пов'язані з утворенням оксидів алюмінію, які залишаються у складі покриттів, розташовуючись переважним чином по границях часток.

При напилюванні конгломератних нікель-алюмінієвих порошоків може вигорати до 20 - 50 мас. % алюмінію. Інтенсивне окислювання алюмінію пов'язане з конструкцією часток – частки алюмінію знаходяться на нікелевому ядрі.

Аналіз характеру руйнування покриттів, напилених нікель-алюмінієвими порошками, при випробуваннях на міцність зчеплення за методикою відриву конічного штифта показує, що на поверхні сталевго штифта після відриву залишається суцільний шар покриття. Внутрішнє руйнування покриттів відбувається через їхнє розшарування по границях часток. Таким чином, покриття ма-

ють низьку когезійну міцність, що значною мірою обумовлено наявністю у покриттях оксидів алюмінію, які перешкоджають міцному з'єднанню часток.

Таким чином, аналіз відомих технологій відновлення і підвищення зносостійкості колінчастих валів дозволив встановити наступне: без подальшого зміцнення шийок валів не забезпечуються необхідний рівень втомної міцності та триботехнічних властивостей валів; актуальним залишається питання розробки такого технологічного процесу відновлення колінчастого вала, який забезпечував би необхідні експлуатаційні властивості трибосполучення і технологічність процесу відновлення (низькі трудомісткість і собівартість, висока точність обробки, можливість отримання заданих параметрів шорсткості покриття).

Узагальнення і аналіз досліджень з проблеми підвищення довговічності колінчастих валів суднових дизелів дозволяє зробити наступні висновки.

1. Основними причинами відмов колінчастих валів є знос і задири шийок. Однак в літературі недостатньо інформації щодо видів, причин і наслідків відмов колінчастих валів середньообертових дизелів.

2. Сучасні технологічні процеси відновлення колінчастих валів не забезпечують необхідну довговічність колінчастих валів суднових дизелів, оскільки при цьому не враховуються технологічні особливості методів нанесення покриттів і зміцнення, техніко-економічні показники процесів відновлення, а також умови експлуатації валів.

3. Актуальною проблемою є розробка нових технологій відновлення та зміцнення шийок колінчастих валів з використанням матеріалів на основі інтерметалідів, зокрема алюмінідів.

2 МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ

Експериментальна частина досліджень проводилась в лабораторії ВО “Азот” (м. Сєвєродонецьк). Для напилювання покриттів були використані нікель-алюмінієві порошки ПТ-НА-01 (конгломератний порошок) та ПНА-90 (плакований порошок). Дисперсність порошоків складала 40 - 100 мкм.

Технологічні властивості порошоків визначались згідно ДСТУ 3795 - 98 (метод визначення плинності) та ДСТУ 19440 - 95 (визначення насипної щільності).

Для визначення гранулометричного складу порошоків використовувався комплект вібросит згідно ДСТУ 6613 - 93, оснащений механічним встряхувачем. Частота обертала вихідного вала встряхувача: 250 ± 50 об/хв., число: 140 ± 10 /хв. Навіска порошку вагою 100 г просіювалась протягом 5 хвилин. Після просіювання проводилось зважування окремих фракцій порошку. Для зважування фракцій порошку використовувались аналітичні ваги з точністю зважування 0,01г.

Досліджувані покриття були напилені на установці УПУ-3Д, оснащений плазмотроном ПП-25. Режими напилювання: струм – 320-470А; робочий (плазмотворювальний) газ – суміш аргону та водню (0 - 15 об. %); витрата робочого газу – 30-50 л / хв., витрата транспортувального газу (аргону) – 1-2 л / хв., витрата порошкового матеріалу – 2,0-2,5 кг/год. Напруга дугового розряду, а отже і потужність дугового розряду, регулювалась зміною вмісту водню в плазмотворювальному газі. Плазмове напилювання покриттів виконувалось за двома технологічними схемами: на відкритому повітрі без захисту плазмового струменя; в захисній камері ЕЛА-5 (роль захисного середовища відігравав робочий газ). Перед напилюванням покриттів з камери за допомогою форвакуумного насоса відкачувалось повітря (залишковий тиск повітря в камері складав 1 мм. рт. ст.), після чого здійснювалось наповнення камери робочим газом до атмосферного тиску. Покриття напилювались при постійному тиску у камері (при атмо-

сферному тиску). Для підтримання постійного тиску робочого газу в камері передбачений клапан, що стравлює надлишок газу в атмосферу.

Перед напилюванням здійснювалась продувка камери робочим газом. Тривалість продувки складала 30 секунд (робочий газ витікав у камеру з плазмотрону при відключеному блоку силового живлення). При продувці камери повністю видалялись залишки повітря.

Перед напилюванням виконувалась абразивно-струминна обробка поверхонь зразків, на які напилювались покриття. В якості абразивного матеріалу для обробки використовувався корунд, дисперсність якого складала 0,4 - 0,8 мм. Абразивно-струминна обробка проводилась у герметичній камері з використанням інжекційного пістолета. Тиск повітря: 0,5 - 0,6 МПа, витрата корунду: 2,5 - 3,0 кг/год.

Для визначення міцності зчеплення покриттів використовувалась методика відриву штифта від шару напиленого покриття. Штифт мав конічну форму робочої поверхні (рис. 2.1). Штифт 2 вставлявся у корпус 1, що мав центральний конічний отвір. Конічна форма внутрішнього отвору корпусу та робочої поверхні штифта забезпечує мінімальний зазор між штифтом і корпусом та між штифтом і шаром напиленого покриття. Покриття напилювалось на торцеву поверхню конічного штифта, закріпленого двома гвинтами у корпусі. Для встановлення та закріплення зразків використовувалась спеціальна планшайба. На планшайбі одночасно встановлювались чотири зібраних зразка (рис. 2.2).

Циліндричний хвостовик планшайби закріплювався в патроні обертача, встановленого безпосередньо в камері. Швидкість обертання планшайби була постійною і складала 15,7 м / хв. Це забезпечувало формування покриттів однакової товщини (~ 1,0 мм) при однаковій тривалості напилювання в кожному з експериментів. Матеріал штифта та корпусу – сталь 45 у термообробленому стані (гартування та високий відпуск).

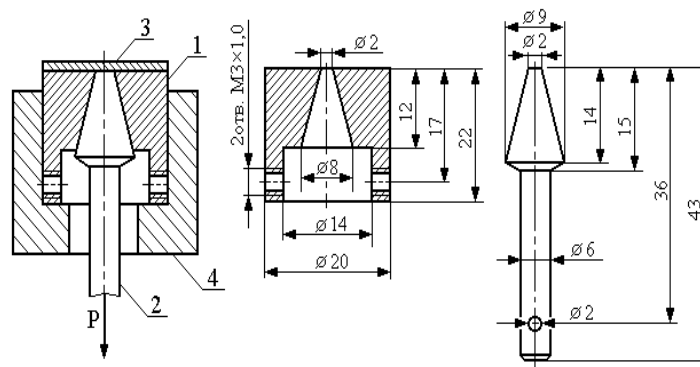


Рисунок 2.1 – Схема визначення міцності зчеплення покриттів:
1 – корпус; 2 – штифт; 3 – шар покриття; 4 – затискач розривної машини

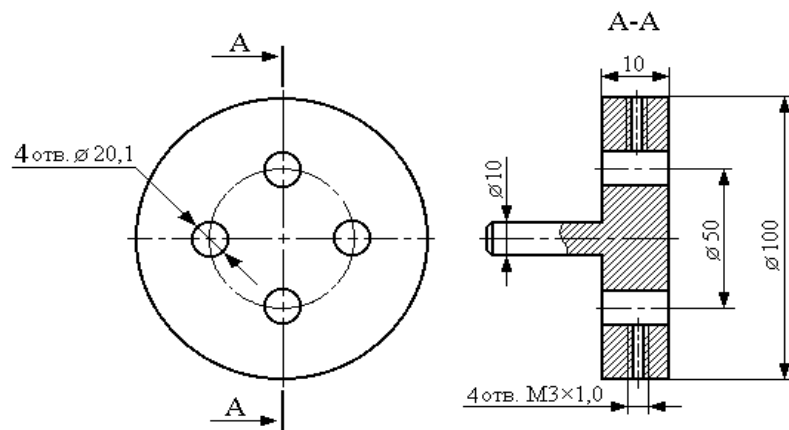


Рисунок 2.2 – Конструкція планшайби, в яку встановлюються зразки для визначення міцності зчеплення покриттів

Для визначення зусилля відриву штифта від шару покриття використовувалась розривна машина FP-10. Міцність зчеплення (σ_a) розраховувалась по наступній формулі:

$$\sigma_a = \frac{4P}{\pi d^2}, \quad (2.1)$$

де P – зусилля, при якому штифт відривається від шару покриття, Н;

d – діаметр торцевої поверхні конічного штифта, на яку нанесено покриття.

Конструкцію зразків для визначення когезійної міцності покриттів наведено на рис. 2.3. Дві втулки 2, 3, що мають однаковий діаметр, центруються по гвинту 4 (рис. 2.3, а). Головка гвинта закріплюється в обертачі, після чого на зовнішню циліндричну поверхню втулок напилюється шар покриття. Напилене покриття 1 шліфується до необхідної товщини – 1,0 мм (рис. 2.3, б). Після шліфування покриття гвинт 4 викручується. Замість гвинта 4 у кожну втулку вкручується один гвинт. Головки цих гвинтів закріплюються у затискачах розривної машини (рис. 2.3, б), і відбувається розтягування зразка до моменту руйнування покриття.

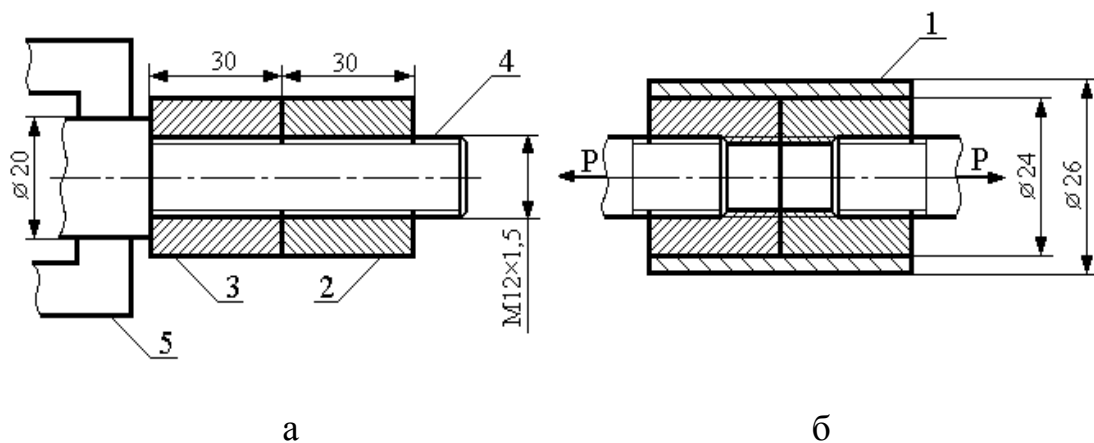


Рисунок 2.3 – Схема визначення когезійної міцності покриттів: а – схема підготовки зразка; б – схема випробування; 1 – шар покриття; 2, 3 – втулки, що мають внутрішню різьбу; 4 – центрувальний гвинт; 5 – патрон обертача

Для розрахунку когезійної міцності покриттів використовувалась наступна формула:

$$\sigma_k = \frac{4P}{\pi(D^2 - d^2)}, \quad (2.6)$$

де D – зовнішній діаметр втулок із покриттям ($D = 26$ мм);

d – зовнішній діаметр втулок без покриття ($d = 24$ мм).

З ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ХІМІЧНОЇ ВЗАЄМОДІЇ НІКЕЛЮ ТА АЛЮМІНІЮ ПРИ ПЛАЗМОВОМУ НАПИЛЮВАННІ ТЕРМОРЕАГУЮЧИХ ПОРОШКІВ

3.1 Протікання екзотермічних реакцій в частках гомодисперсних нікель - алюмінієвих порошків

Екзотермічні реакції у частках гомодисперсних нікель - алюмінієвих порошків при плазмовому напилюванні на повітрі протікають переважно у режимі горіння. Явище розповсюдження фронту горіння у дисперсних порошкових системах із утворенням тугоплавких з'єднань отримало назву високотемпературного синтезу, що саморозповсюджується [40]. Відмінність умов протікання екзотермічної реакції у реакторі високотемпературного синтезу, що саморозповсюджується, та в окремих частках порошків при напилюванні полягає у наступному:

1. В ізольованості мікрооб'єму, який представляє собою частка композиційного порошку.

2. У конфігурації, характері виникнення та русі фронту горіння. При протіканні реакції у реакторі фронт горіння плоский, запалювання одностороннє, а рух фронту горіння вздовж вісі реактора одномірний. У частках композиційних порошків при напилюванні фронт горіння сферичний, запалювання всебічне, фронт горіння переміщується з поверхні частки до її геометричного центру, стискаючись.

З теорії горіння гетерогенних систем відоме рівняння, яке зв'язує швидкість хімічної взаємодії між компонентами системи зі швидкістю переміщення фронту горіння:

$$-\frac{dV}{d\tau} = u(\tau) \cdot S(\tau), \quad (3.1)$$

де V – непрореагувавший об'єм частки;

$u(\tau)$ – швидкість переміщення фронту горіння;

$S(\tau)$ – площа поверхні розділу між прореагувавшим та непрореагувавшим об'ємами частки.

Швидкість переміщення фронту горіння представляє собою похідну:

$$u(\tau) = - dr/d\tau, \quad (3.2)$$

де r – координата фронту горіння ($r = r_p \dots 0$, r_p – радіус частки);

Вважаючи швидкість переміщення фронту горіння постійною ($u = \text{const}$), знайдемо закон зміни координати фронту горіння за часом $r(\tau)$. Якщо $u = \text{const}$, у рівнянні (3.2) можна розділити перемінні і проінтегрувати обидві його частини: $\int -dr = \int u d\tau$. Тоді $-r(\tau) = u\tau + C$, C – константа. Для початкових умов $\tau = 0$, $r = r_p$ константа C визначиться як $C = -r_p$. Таким чином

$$r(\tau) = r_p - u\tau. \quad (3.3)$$

Площа поверхні розділу між прореагувавшим та непрореагувавшим об'ємами частки визначається як $S(\tau) = 4\pi[r(\tau)]^2$. З урахуванням (3.3)

$$S(\tau) = 4\pi[r_p - u\tau]^2. \quad (3.4)$$

Для виконання подальших розрахунків введемо наступні позначення:

V_Σ – загальний об'єм частки ($V_\Sigma = \frac{4}{3}\pi r_p^3$);

α – ступінь перетворення, яка представляє собою відношення об'єму частки, який прореагував ($V_\Sigma - V$), до її загального об'єму (V_Σ):

$$\alpha = \frac{V_\Sigma - V}{V_\Sigma}. \quad (3.5)$$

З рівняння (3.5) знайдемо функціональний зв'язок між непрореагувавшим об'ємом частки (V) та ступенем перетворення (α):

$$V = \frac{4}{3} \pi r_p^3 (1 - \alpha). \quad (3.6)$$

У диференціальній формі рівняння (3.6) запишеться як

$$dV = -\frac{4}{3} \pi r_p^3 \cdot d\alpha. \quad (3.7)$$

Після підстановки (3.4) та (3.7) у (3.1) із врахуванням того, що $u(\tau) = u = \text{const}$ отримаємо наступне диференціальне рівняння:

$$\frac{d\alpha}{d\tau} = \frac{3u}{r_p} - \frac{6u^2\tau}{r_p^2} + \frac{3u^3\tau^2}{r_p^3}. \quad (3.8)$$

Рівняння (3.8) визначає швидкість хімічної взаємодії між компонентами часток гомодисперсного порошку у режимі горіння як похідну ступеня перетворення (α) за часом (τ).

З рівняння (3.3) можна визначити час, необхідний для повного завершення реакції екзотермічної взаємодії по всьому об'єму частки ($r(\tau) = 0$):

$$\tau_{(\alpha=1)} = \frac{r}{u}. \quad (3.9)$$

Збільшення температури частки на величину T_p за рахунок теплового ефекту хімічних реакцій між її компонентами визначається як [41]:

$$\frac{d(\Delta T_p)}{d\tau} = \Delta T_{ад} \cdot \frac{d\alpha}{d\tau}. \quad (3.10)$$

Підставляючи (3.8) у (3.10), отримаємо:

$$\frac{d(\Delta T_p)}{d\tau} = \Delta T_{ад} \left(\frac{3u}{r_p} - \frac{6u^2\tau}{r_p^2} + \frac{3u^3\tau^2}{r_p^3} \right). \quad (3.11)$$

Для рішення рівняння (3.11) розділимо перемінні і проінтегруємо його праву та ліву частини:

$$\int d(\Delta T_p) = \frac{3\Delta T_{ад} \cdot u}{r_p} \int d\tau - \frac{6\Delta T_{ад} \cdot u^2}{r_p^2} \int \tau d\tau + \frac{3\Delta T_{ад} \cdot u^3}{r_p^3} \int \tau^2 d\tau. \quad (3.12)$$

Після інтегрування (3.8) одержимо залежність збільшення температури часток гомодисперсних порошків за рахунок протікання в них екзотермічних реакцій у режимі горіння:

$$\Delta T_p(\tau) = \frac{3\Delta T_{ад} \cdot u \cdot \tau}{r_p} - \frac{3\Delta T_{ад} \cdot u^2 \cdot \tau^2}{r_p^2} + \frac{\Delta T_{ад} \cdot u^3 \cdot \tau^3}{r_p^3}. \quad (3.13)$$

Для гомодисперсних конгломератних порошків Ni - 8 мас. % Al дисперсністю 60 - 100 мкм, отриманих з механічної суміші порошків нікелю та алюмінію фракції 2 - 8 мкм, $\Delta T_{ад} = 1200 - 1300^\circ\text{C}$; $u = 7 - 8$ см/с [40, 41]. Визначення адіабатичного підвищення температури та швидкості горіння проводилось у реакційній камері, заповненій сумішшю аргону з 30 об. % повітря.

Результати розрахунків по рівнянню (3.13) кінетики додаткового тепло-виділення у частках діаметром 50, 70 та 100 мкм при $\Delta T_{ад} = 1200^\circ\text{C}$ и $u = 7$ см/с наведені на рис. 3.1, 3.2. Отримані дані свідчать про відносно слабкий вплив дисперсності часток на швидкість протікання в них екзотермічних реакцій. Це обумовлено високою швидкістю переміщення фронту горіння. У свою чергу висока швидкість переміщення фронту горіння пов'язана з високою дисперсні-

стю часток алюмінію та нікелю, що утворюють нікель - алюмінієвий конгломерат. У частках діаметром 50 - 70 мкм екзотермічна реакція повністю закінчується за $(3,0 - 3,5) \cdot 10^{-4}$ с (рис. 3.1). Після такого ж часу взаємодії досягається максимальне тепловиділення у частках ($\Delta T_p = \Delta T_{ад.}$) (рис. 3.2). У частках діаметром 100 мкм підвищення температури після $3,5 \cdot 10^{-4}$ с з початку взаємодії складає $\Delta T_p = 0,87 \Delta T_{ад.}$ (рис. 3.2).

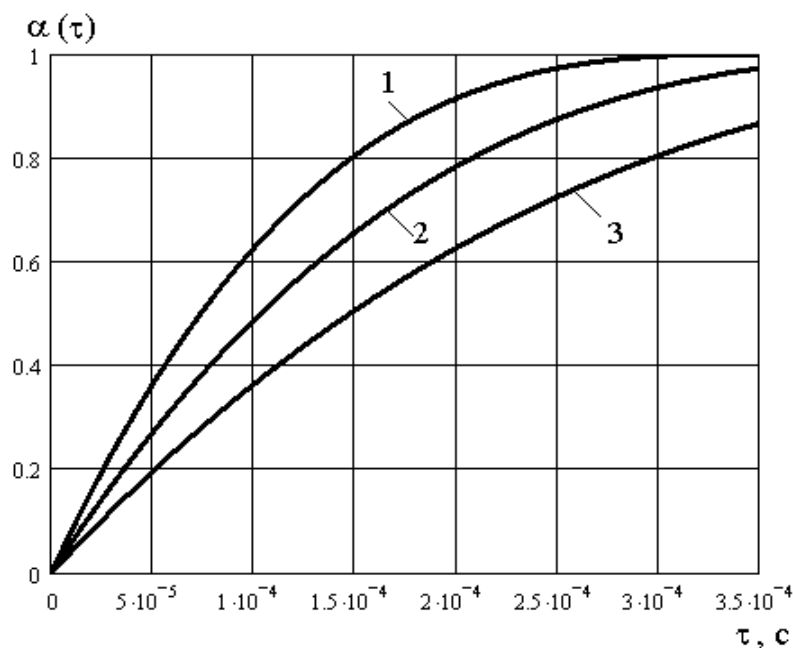


Рисунок 3.1 – Кінетика екзотермічної взаємодії у частках гомо дисперсного композиційного порошку Ni - 8 мас. % Al: діаметр часток 50 мкм (1), 70 мкм (2), 100 мкм (3); $u = 7$ см/с

Важливо відзначити, що час, протягом якого екзотермічні реакції у частках протікають у повному обсязі, приблизно співпадає з часом знаходження часток у високотемпературній зоні плазмового струменю. Це означає, що процес плазмового нанесення покриттів нікель - алюмінієвими гомодисперсними конгломератними порошками слід проводити на мінімальних дистанціях напилювання, але таким чином, щоб не перегріти основу з покриттям. При виборі оптимальної дистанції напилювання кінетика протікання екзотермічних реакцій у

частках не є лімітуючим фактором, оскільки екзотермічні реакції протікають з високою швидкістю.

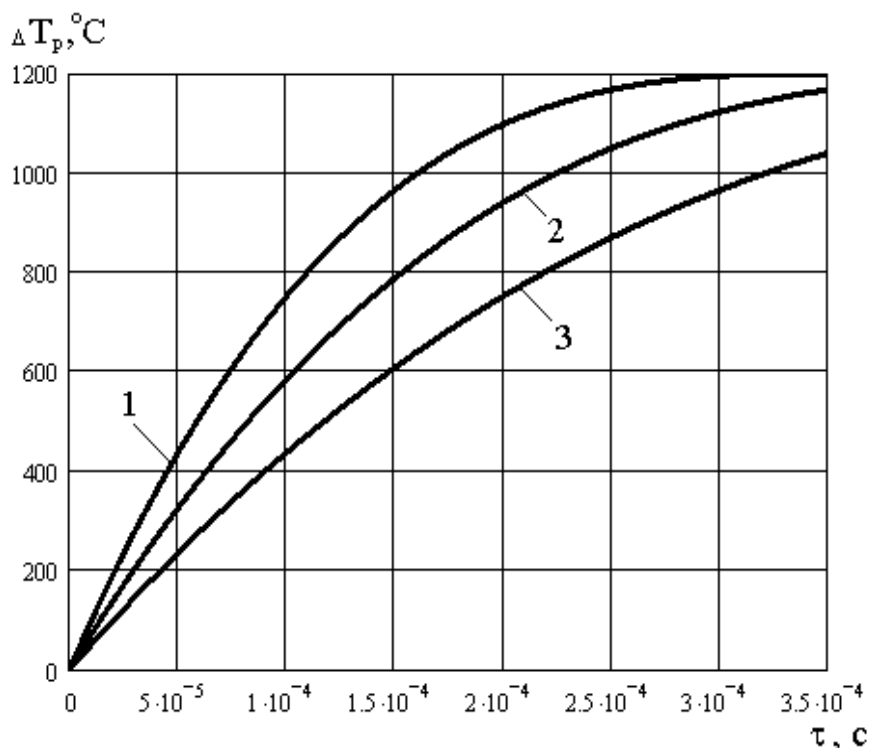


Рисунок 3.2 – Кінетика додаткового тепловиділення у частках гомо дисперсного композиційного порошку Ni - 8 мас. % Al за рахунок протікання в них екзотермічних реакцій: діаметр часток 50 мкм (1), 70 мкм (2), 100 мкм (3);

$$u = 7 \text{ см/с}; \Delta T_{\text{ад}} = 1200^\circ\text{C}$$

3.2 Протікання екзотермічних реакцій в частках плакованих нікель - алюмінієвих порошків

Процеси, які протікають в об'ємі часток композиційних порошків у період їхнього нагрівання та руху у плазмовому струмені мають важливе значення для формування покриттів. У плакованих частках нікель - алюмінієвих порошків утворення інтерметалідних фаз відбувається на границі розділу “нікелева оболонка - алюмінієве ядро”. Швидкість екзотермічних реакцій залежить від багатьох факторів: площі контакту між розплавленими нікелем та алюмінієм; коефіцієнту дифузії; умов змочування нікелевим розплавом розплаву алюмінію.

Для ефективного протікання екзотермічних реакцій необхідно забезпечити взаємне змочування нікелю та алюмінію при максимальній площі їхнього контакту. В залежності від кута змочування та відношення товщини оболонки до радіуса ядра у частках плакованих композиційних порошків можуть протікати наступні процеси [41]: 1) взаємне змочування матеріалів оболонки та ядра; 2) розтікання матеріалу оболонки по поверхні ядра; 3) згортання оболонки із утворенням однієї або декількох крапель; 4) захоплення оболонки розплавом ядра.

Стійкість розплаву оболонки на поверхні ядра залежить від розміру частки, товщини оболонки і фізико-хімічних властивостей системи “оболонка-ядро”. Абсолютна стійкість плівки розплаву оболонки на ядрі забезпечується при умові:

$$(1 - \cos\Theta) \leq (\delta')^3 + 3\delta^2 + 3\delta', \quad (3.14)$$

де Θ – кут змочування (рис. 3.3);

δ – товщина оболонки;

δ' – відносна товщина оболонки: $\delta' = \delta / r_{\text{я}}$, $r_{\text{я}}$ – радіус ядра.

На рис. 3.3 наведено залежність граничних значень кута змочування від відносної товщини оболонки. В області, яка знаходиться над кривою, системі вигідно перейти із стану 1 у стан 2: оболонка згортається. За розрахунками [43] час згортання оболонки складає 10^{-6} - 10^{-5} с. В області, яка знаходиться вище кривої, робота адгезії перевищує виграш у поверхневій енергії за рахунок зміни розміру зовнішньої поверхні розплаву; оболонка не згортається.

Аналіз конструкції часток плакованих нікель-алюмінієвих порошків з вмістом алюмінію 8 - 12 мас. % [42] показує, що відносна товщина оболонки в них змінюється у межах 0,2 - 0,5. Це відповідає граничним кутам змочування 60° - 85° (рис. 3.3). При більших кутах змочування можна прогнозувати згортання нікелевої оболонки на поверхні алюмінієвого ядра.

Дані про змочування розплавленим нікелем різних хімічних речовин у

твердому стані наведені у табл. 3.1 [45].

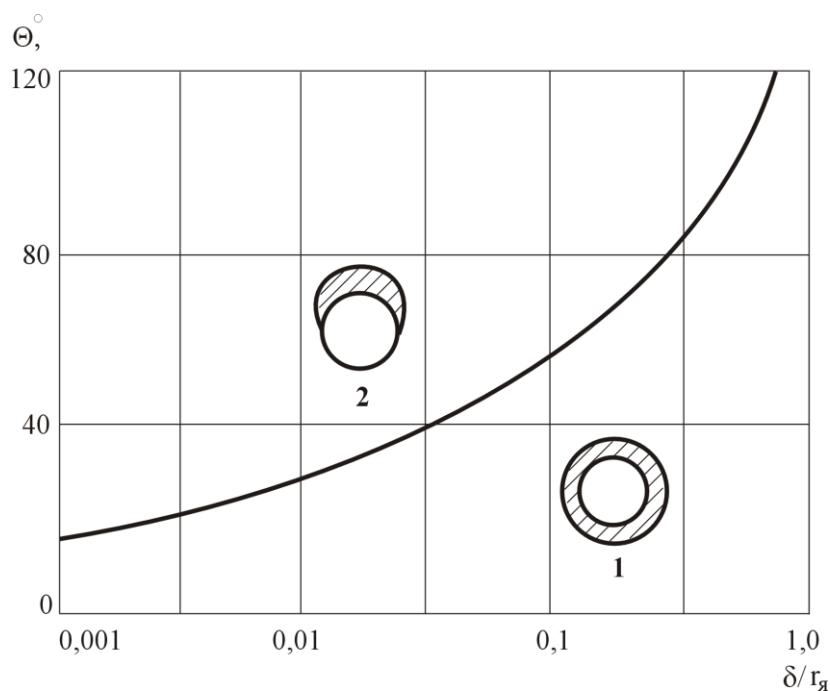


Рисунок 3.3 – Залежність граничного кута змочування від відносної товщини оболонки

Таблиця 3.1 – Кути змочування розплавленим нікелем хімічних речовин у твердому стані

Матеріал ядра	$\Theta, ^\circ$	Матеріал ядра	$\Theta, ^\circ$
Al_2O_3	133	TiN	113
BeO	130	Cr_3C_2	0
MgO	152	WC	0
SiO_2	125	TiC	20
TiO_2	118	MoSi_2	0
ZrO_2	122	Cr_7C_3	0
BN	134	β' -NiAl	4

В табл. 3.1 можна виділити дві групи речовин. До першої групи належать речовини, які погано змочуються розплавленим нікелем ($\Theta = 113 - 152^\circ$). До другої групи належать речовини, які добре змочуються розплавленим нікелем ($\Theta = 0 - 20^\circ$). Між речовинами першої групи та нікелевим розплавом не відбувається активної дифузійної взаємодії; більшість оксидів та нітридів не розчиняються у нікелі. Речовини другої групи активно розчиняються у розплавлено-

му нікелі. Швидкість розчинення настільки висока, що контакт між двома фазами утворюється майже миттєво (за одиниці мікросекунд). Дифузійна взаємодія відбувається через проміжний шар товщиною 3 - 5 мкм [45].

Згідно табл. 3.1 кут змочування у системі “розплавлений нікель - твердий інтерметалід β' -NiAl” приблизно дорівнює 4° . Виходячи з цього, можна стверджувати, що утворення тонких плівок інтерметалідів на границі розділу “нікелева оболонка - алюмінієве ядро” не буде перешкоджати взаємному змочуванню нікелю та алюмінію. Натомість окислювання алюмінію у плазмовому струмені і утворення на поверхні алюмінієвого ядра оксидної плівки Al_2O_3 може призвести до згортання нікелевої оболонки і гальмування екзотермічної реакції.

Кінетика розчинення матеріалу алюмінієвого ядра у розплаві нікелевої оболонки відноситься до умов зовнішньої задачі. Сумарна швидкість процесу у цьому випадку може бути визначена за допомогою модифікованого рівняння Нернста - Шукарєва [40]:

$$\frac{dc_{Al}}{d\tau} = \frac{S_{я} \cdot D}{V_{Ni} \cdot \delta_{п}} \cdot (c_k - c_{Al}), \quad (3.15)$$

де c_{Al} – концентрація алюмінію у нікелевому розплаві;

τ – час розчинення;

$S_{я}$ – площа зовнішньої поверхні ядра;

V_{Ni} – об’єм розплаву нікелю;

D – коефіцієнт дифузії;

$\delta_{п}$ – товщина пограничного шару;

c_k – кінцева концентрація алюмінію у нікелевому розплаві.

Під час протікання екзотермічної реакції діаметр алюмінієвого ядра зменшується; відповідно, зменшується і площа його зовнішньої поверхні S_{Al} . Об’єм нікелевого розплаву зростає і досягає максимального значення (об’єму всієї частки) після повного розчинення алюмінію ($c_k = c_{Al}$).

Запишемо рівняння (3.15) у наступному виді:

$$\frac{m_{Ni} \cdot \delta_{\Pi}}{\rho_{Ni} S_{\text{я}} \cdot D \cdot (c_K - c_{Al})} \cdot dc_{Al} = d\tau, \quad (3.16)$$

де m_{Ni} – маса нікелевого розплаву;

ρ_{Ni} – густина нікелю; $\rho_{Ni} = 8900 \text{ (кг/м}^3\text{)}$.

Концентрація алюмінію у нікелевому розплаві визначається як

$$c_{Al} = \frac{m_{Al}}{m_{Al} + m_{Ni(0)}},$$

де m_{Al} – маса розчиненого алюмінію;

$m_{Ni(0)}$ – маса нікелевого розплаву до початку процесу розчинення.

З цього рівняння можна знайти зменшення маси алюмінієвого ядра при розчиненні алюмінію у нікелевому розплаві:

$$m_{Al} = \frac{c_{Al} \cdot m_{Ni(0)}}{1 - c_{Al}}. \quad (3.17)$$

Маса нікелевого розплаву зростатиме на величину m_{Al} :

$$m_{Ni} = m_{Ni(0)} + \frac{c_{Al} \cdot m_{Ni(0)}}{1 - c_{Al}}. \quad (3.18)$$

Площа зовнішньої поверхні алюмінієвого ядра визначається як $S_{\text{я}} = 4\pi \cdot r_{\text{я}}^2$, де $r_{\text{я}}$ – радіус ядра. Виразимо зміну радіуса ядра через зміну його маси ($m_{\text{я}}$): $r_{\text{я}} = \sqrt[3]{\frac{3m_{\text{я}}}{4\pi}}$. Маса ядра змінюється наступним чином: $m_{\text{я}} = m_{\text{я}0} - m_{Al}$; $m_{\text{я}0}$ – маса алюмінієвого ядра до початку процесу розчинення. Тоді радіус ядра

змінюється у процесі розчинення по рівнянню $r_{\text{я}} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot \left(m_{\text{я}0} - \frac{c_{\text{Al}} \cdot m_{\text{Ni}(0)}}{1 - c_{\text{Al}}} \right)}{4\pi}}$, а

площа зовнішньої поверхні ядра – по рівнянню:

$$S_{\text{я}} = 4\pi \cdot \left[\frac{3 \cdot \left(m_{\text{я}0} - \frac{c_{\text{Al}} \cdot m_{\text{Ni}(0)}}{1 - c_{\text{Al}}} \right)}{4\pi} \right]^{\frac{2}{3}}. \quad (3.19)$$

Підставляючи (3.18), (3.19) у (3.16), отримаємо диференціальне рівняння розчинення алюмінієвого ядра у розплавленій нікелевій оболонці:

$$\frac{\left(m_{\text{Ni}(0)} + \frac{c_{\text{Al}} \cdot m_{\text{Ni}(0)}}{1 - c_{\text{Al}}} \right) \cdot \delta_{\text{п}}}{4\pi \cdot \left[\frac{3 \cdot \left(m_{\text{я}0} - \frac{c_{\text{Al}} \cdot m_{\text{Ni}(0)}}{1 - c_{\text{Al}}} \right)}{4\pi} \right]^{\frac{2}{3}} \cdot \rho_{\text{Ni}} D \cdot (c_{\text{к}} - c_{\text{Al}})} \cdot dc_{\text{Al}} = d\tau. \quad (3.20)$$

Час, необхідний для повного розчинення алюмінієвого ядра у нікелевому розплаві визначиться як:

$$\tau = \int_0^{c_{\text{к}}} \frac{\left(m_{\text{Ni}(0)} + \frac{c_{\text{Al}} \cdot m_{\text{Ni}(0)}}{1 - c_{\text{Al}}} \right) \cdot \delta_{\text{п}}}{4\pi \cdot \left[\frac{3 \cdot \left(m_{\text{я}0} - \frac{c_{\text{Al}} \cdot m_{\text{Ni}(0)}}{1 - c_{\text{Al}}} \right)}{4\pi} \right]^{\frac{2}{3}} \cdot \rho_{\text{Ni}} D \cdot (c_{\text{к}} - c_{\text{Al}})} \cdot dc_{\text{Al}}. \quad (3.21)$$

Величини початкової маси ядра $m_{\text{я}0}$ та початкової маси нікелевого розп-

лаву $m_{Ni(0)}$ визначаються згідно геометричних параметрів часток:

$$m_{я0} = \frac{4}{3} \pi \cdot \rho_{Al} (r_{я0})^3. \quad (3.22)$$

$$m_{Ni(0)} = \frac{4}{3} \pi \cdot \rho_{Ni} \left(r_p^3 - r_{я0}^3 \right), \quad (3.23)$$

де r_p – радіус частки.

Розрахунки по рівнянню (3.21) проводились з використанням програмного комплексу “Mathcad11”. Для того, щоб отримати залежність концентрації алюмінію у нікелевому розплаві (c_{Al}) від часу хімічної взаємодії (τ), рівняння (3.21) представлялось наступним чином:

$$\tau_i = \int_0^{c_i} \frac{\left(m_{Ni(0)} + \frac{c_{Al} \cdot m_{Ni(0)}}{1 - c_{Al}} \right) \cdot \delta_{\Pi}}{4\pi \cdot \left[\frac{3 \cdot \left(m_{я0} - \frac{c_{Al} \cdot m_{Ni(0)}}{1 - c_{Al}} \right)}{4\pi} \right]^{\frac{2}{3}} \cdot \rho_{Ni} D \cdot (c_{\kappa} - c_{Al})} \cdot dc_{Al}. \quad (3.22)$$

де i – номери елементів у масивах τ_i ; c_i (нумерація елементів масивів починається з нуля);

$c_i = c_{i-1} + \Delta c$, Δc – крок зміни концентрації алюмінію у нікелевому розплаві.

Кількість елементів масивів τ_i ; c_i визначалась в залежності від кроку зміни концентрації алюмінію (Δc) у нікелевому розплаві. Із зменшенням Δc пропорційно зростає число елементів у масивах τ_i ; c_i .

Початкові умови для чисельного інтегрування рівняння (3.22): $\tau_0 = 0$; $c_0 = 0$.

На основі отриманого масиву даних (τ_i ; c_i) будувалась залежність $c_i/c_k(\tau_i)$. При $c_i/c_k = 1$ у частках плакованих нікель - алюмінієвих порошків досягається максимальне тепловиділення, і $\Delta T_p = \Delta T_{ад}$.

Для визначення залежності інтенсивності тепловиділення у частках від тривалості хімічної взаємодії скористаємось рівнянням (3.10), в якому $\alpha = c_{Al}/c_k$:

$$\frac{d(\Delta T_p)}{d\tau} = \Delta T_{ад} \cdot \frac{d(c_{Al}/c_k)}{d\tau}. \quad (3.23)$$

Для чисельного рішення рівняння (3.23) запишемо його у різницевій формі:

$$\begin{aligned} [\Delta(\Delta T_p)]_i &= \Delta T_{ад} \cdot \left(\frac{c_i}{c_k} - \frac{c_{i-1}}{c_k} \right); \\ \Delta T_{pi} &= \Delta T_{p(i-1)} + [\Delta(\Delta T_p)]_i; \\ \Delta T_{p0} &= 0; \Delta T_{ад} = 1000^\circ\text{C}. \end{aligned} \quad (3.24)$$

Оцінимо інтенсивність тепловиділення у частках плакованих нікель-алюмінієвих порошків при різних умовах напилювання. При напилюванні у захисній камері забезпечується надійний захист алюмінієвого ядра від окислювання. Це створює передумови для активного взаємного змочування розплавів нікелю та алюмінію. Згідно існуючих експериментальних даних [46] коефіцієнт дифузії у системі розплавів “нікель - алюміній” у вакуумі при температурі 1500°C дорівнює $\sim 10^{-8} \text{ м}^2/\text{с}$. Товщина пограничного шару складає 3,5 - 4 мкм. При проведенні експериментів у камері, заповненій аргоном, були отримані приблизно такі ж самі значення коефіцієнту дифузії та товщини пограничного шару [46].

Розрахунки по рівнянню (3.24) показують, що при напилюванні у захисній камері в нікель - алюмінієвих частках діаметром 80 - 100 мкм з вмістом

алюмінію близько 10 мас. % інтенсивного тепловиділення можна очікувати вже через $1,5 \cdot 10^{-4}$ с після їхнього розплавлення. Через $3 \cdot 10^{-4}$ с після початку хімічної взаємодії між нікелем та алюмінієм ступінь перетворення c_i/c_k дорівнює $\sim 0,9$, через $4 \cdot 10^{-4}$ с – 0,95 - 0,97; підвищення температури часток (ΔT_p) складає приблизно $(0,9 - 0,95) \cdot \Delta T_{ад}$ (рис. 3.4, 3.5).

При плазмовому напилюванні на повітрі спочатку відбувається активне розчинення алюмінію у нікелі із утворенням інтерметалідів. Але через дуже короткий проміжок часу починається інтенсивне окислювання алюмінію, що розчинений у нікелевому розплаві. Процес окислювання швидко розповсюджується від зовнішньої поверхні частки до зовнішньої поверхні алюмінієвого ядра, у результаті чого на поверхні ядра утворюється плівка оксиду алюмінію. Це призводить до різкого зменшення коефіцієнту дифузії і швидкості хімічної взаємодії між нікелем та алюмінієм.

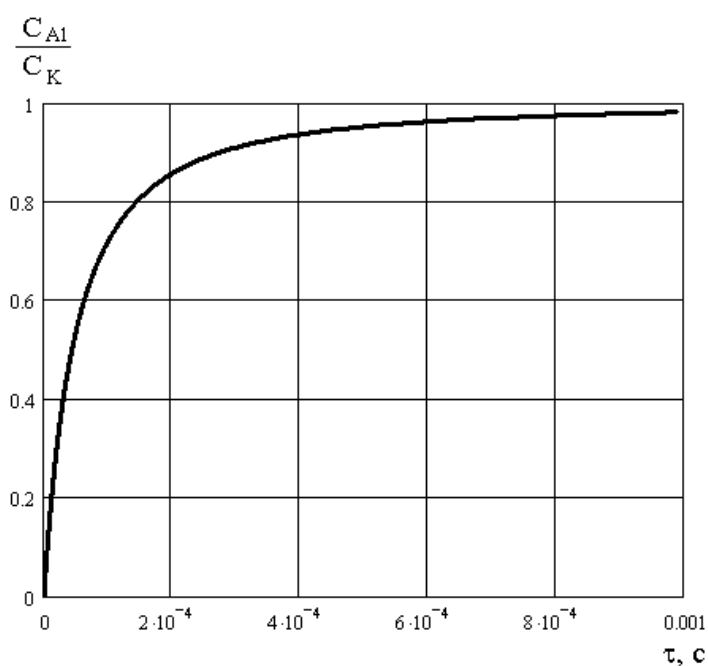


Рисунок 3.4 – Залежність ступеня хімічної взаємодії між нікелем та алюмінієм у частках плакованих нікель-алюмінієвих порошків від тривалості взаємодії при напилюванні у захисній камері: діаметр частки 90 мкм;
діаметр ядра 60 мкм; масова доля алюмінію 11 %

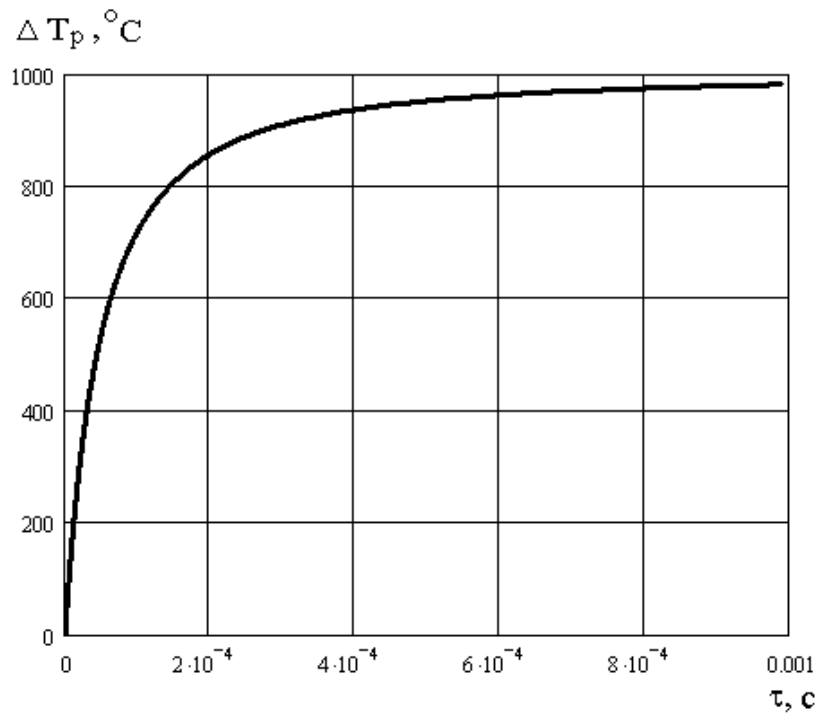


Рисунок 3.5 – Залежність величини тепловиділення при хімічній взаємодії між нікелем та алюмінієм у частках плакованих нікель-алюмінієвих порошків від тривалості взаємодії при напилюванні у захисній камері: діаметр частки 90 мкм; діаметр ядра 60 мкм; масова доля алюмінію 11 %; $\Delta T_{ад} = 1000^{\circ}\text{C}$

За даними роботи [46] навіть за наявності тонкої (товщиною 0,07 - 0,1 мкм) плівки Al_2O_3 на поверхні розплавленого алюмінію коефіцієнт дифузії у системі “розплавлений нікель - розплавлений алюміній” зменшується у 8 - 9 разів і складає приблизно $10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}$ при температурі 1500°C . Товщина пограничного шару дорівнює 5,1 мкм; кут змочування – 120° . При такому куті змочування стає можливим згорання нікелевої оболонки на розплавленому алюмінієвому ядрі частки (рис. 3.3). Навіть якщо припустити, що процесу згорання нікелевої оболонки не відбувається, швидкість екзотермічної реакції зменшується у 8 - 10 разів. При цьому початку інтенсивного тепловиділення у частках діаметром 70 - 100 мкм слід очікувати через 10^{-3} с після їхнього проплавлення ($\Delta T_p \approx 0,6 \cdot \Delta T_{ад}$); через $2 \cdot 10^{-3} \text{ с}$ підвищення температури часток досягає значень $0,8 \cdot \Delta T_{ад}$, через $4 \cdot 10^{-3} \text{ с}$ – $0,9 \cdot \Delta T_{ад}$ (рис. 3.6, 3.7).

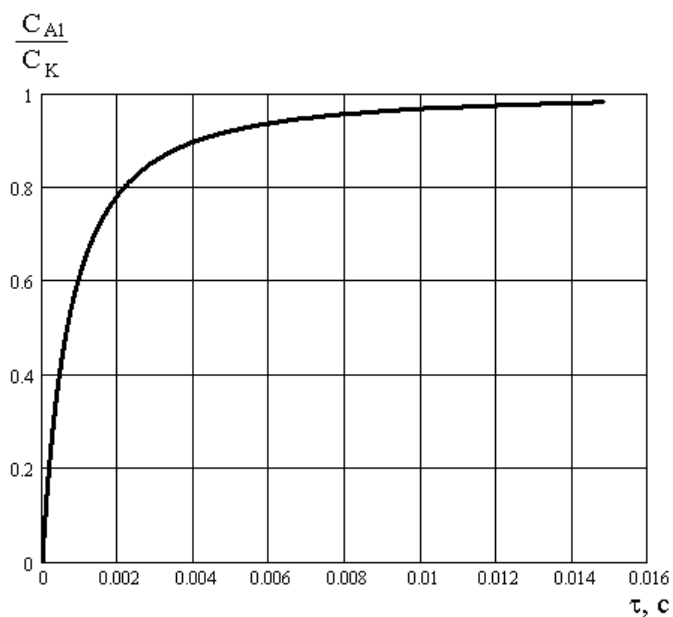


Рисунок 3.6 – Залежність ступеня хімічної взаємодії між нікелем та алюмінієм в частках плакованих нікель-алюмінієвих порошків від тривалості взаємодії при напилюванні на повітрі: діаметр частки 90 мкм; діаметр ядра 60 мкм

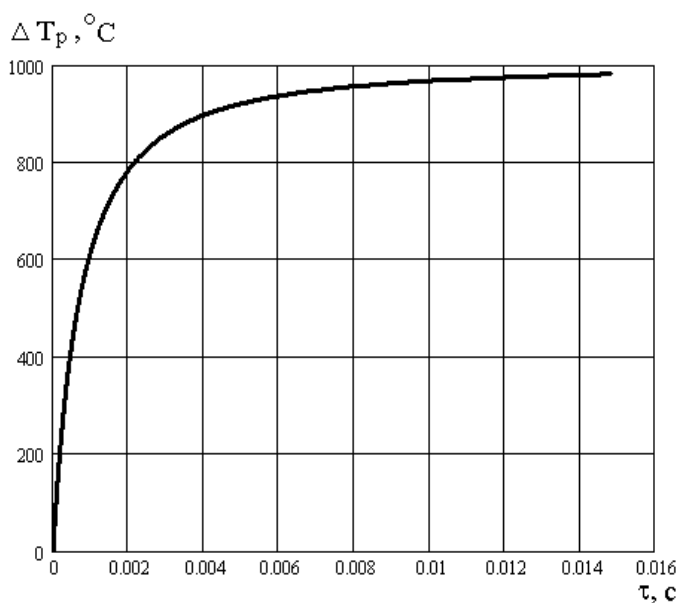


Рисунок 3.7 – Залежність величини тепловиділення при хімічній взаємодії між нікелем та алюмінієм у частках плакованих нікель-алюмінієвих порошків від тривалості взаємодії при напилюванні на повітрі: діаметр частки 90 мкм; діаметр ядра 60 мкм; масова доля алюмінію 11 %; $\Delta T_{ад} = 1000^\circ\text{C}$

4 ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛЕЖНОСТІ МІЦНОСТІ ЗЧЕПЛЕННЯ ТА КОГЕЗІЙНОЇ МІЦНОСТІ ПОКРИТТІВ ВІД УМОВ ТА РЕЖИМІВ НАПИЛЮВАННЯ

Моделювання плазмового нагрівання часток здійснювалось з використанням програмного забезпечення CASPSR для наступних умов: струм дуги 150 - 500А; плазмоутворювальний газ – суміш аргону і 5 - 20 об. % водню; витрата плазмоутворювального газу 30 - 50 л/хв., транспортуючого газу (аргону) – 0,5 - 2,5 л/хв.; довжина анодного вузла плазмотрону 20 мм; діаметр сопла плазмотрону 6 мм; витрата порошку 1 - 4 кг/год.; подача порошкового матеріалу – на зріз сопла плазмотрону; діаметр каналу, по якому порошок вводиться у плазмовий струмінь, – 2 мм. Середній розрахунковий діаметр часток приймався рівним 90 мкм, виходячи з гранулометричного складу промислових конгломератних та плакованих Ni - Al - порошоків (табл. 4.1).

Таблиця 4.1

Гранулометричний склад промислових Ni - Al - порошоків,
визначений мікроскопічним аналізом

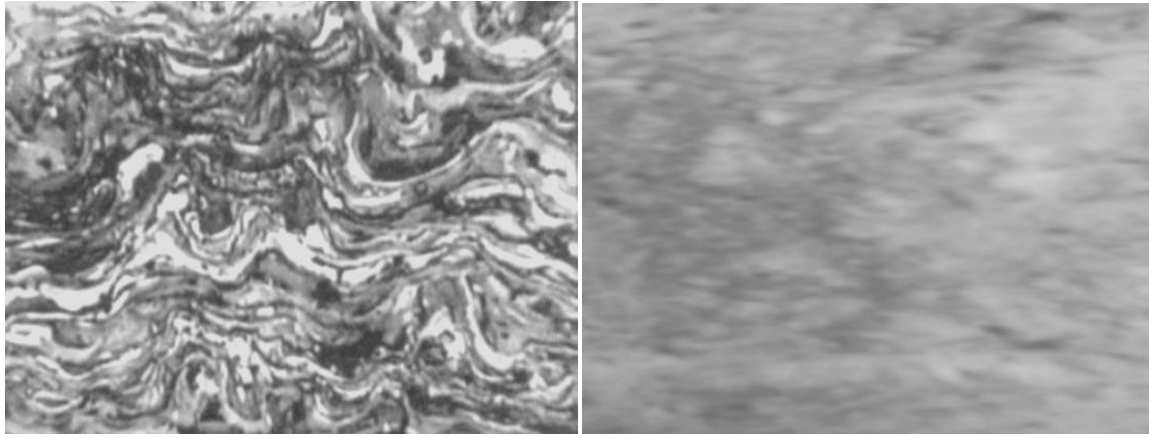
Марка порошку	Розподіл часток (мас. %) у порошках по фракціях (мкм)								
	-40	40-50	50-63	63-80	80-100	100-125	125-160	160-200	200-250
ПТ-НА-01	-	0,2	0,7	3,3	72,5	10,7	6,28	5,1	1,22
ПНА-90	-	0,3	0,8	3,5	72,1	10,8	6,2	4,9	1,4
ПНА-85	-	0,3	1,0	3,5	72,2	10,8	6,1	4,8	1,3

Попередньо було встановлено, що для плазмового напилювання покриттів порошками на нікелевій основі дисперсністю 60 - 100 мкм в якості плазмоутворювальних середовищ доцільно використовувати суміші аргону з воднем. Добавки водню до аргону дозволяють генерувати плазму з високими теплопровідністю та теплоємністю. Це значно підвищує ефективність плазмового нагріву.

вання металевих порошків, які містять значну кількість крупних часток. Плазму аргону можна використовувати для напилювання покриттів нікелевими порошками з розміром часток до 50 мкм. Частки більшого розміру можуть не розплавитись у плазмовому струмені. Виходячи з цього, основною метою розрахунків з використанням програмного забезпечення CASPSP було визначення оптимальних режимів напилювання нікель-алюмінієвих порошків при використанні в якості плазмоутворювального середовища суміші аргону та водню: струму дуги, напруги дуги, вмісту водню у плазмоутворювальній газовій суміші, витрати плазмоутворювального та транспортуючого газів, витрати порошку.

За результатами проведених розрахунків були визначені наступні оптимальні режими напилювання покриттів: струм дуги 400 - 450А; вміст водню у плазмоутворювальному газі 10 - 15 %; витрата плазмоутворювального газу 45 л/хв.; витрата транспортуючого газу 1,5 - 2 л/хв.; витрата порошку – 2,5 кг/год. При напилюванні покриттів на цих режимах забезпечується гарантоване проплавлення часток композиційних нікель-алюмінієвих порошків (рис. 4.1, а, б). Покриття, напилені на повітрі, мають характерну ламелярну структуру. На мікрошліфах покриттів чітко фіксуються границі розділу між шарами та окремими частками (рис. 4.1, а). Покриття, напилені у захисній камері при нормальному тиску газового середовища, мають литу структуру, близьку до структури компактних матеріалів. Границі розділу між шарами та частками відсутні (рис. 4.1, б).

Плазмові струмені, що генеруються промисловими плазмотронами, є високошвидкісним потоком частково іонізованих газів. Розподіли температур по довжині та у поперечному перерізі таких потоків вкрай нерівномірні. Це призводить до того, що температури часток, які перебувають на різному віддаленні від поздовжньої вісі плазмового струменя, істотно відрізняються. Найбільшу температуру мають частки, які рухаються вздовж поздовжньої вісі плазмового струменя. По мірі віддалення від неї температура часток зменшується; фактично має місце нерівномірне нагрівання часток в об'ємі плазмового струменя.

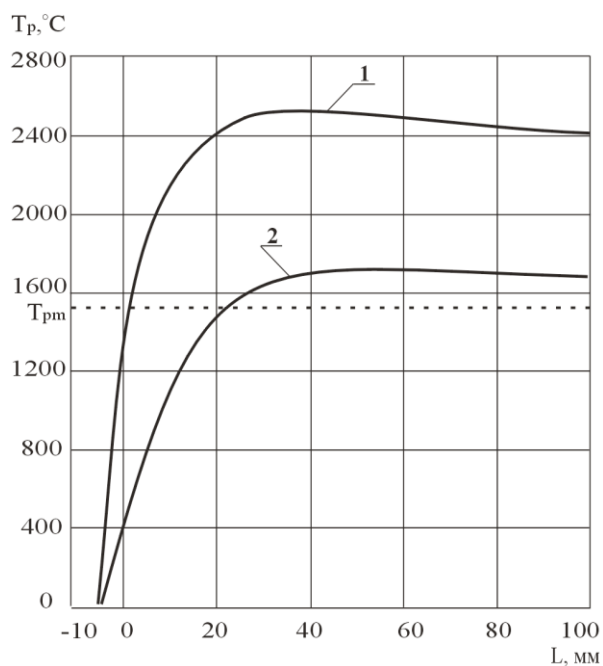


а

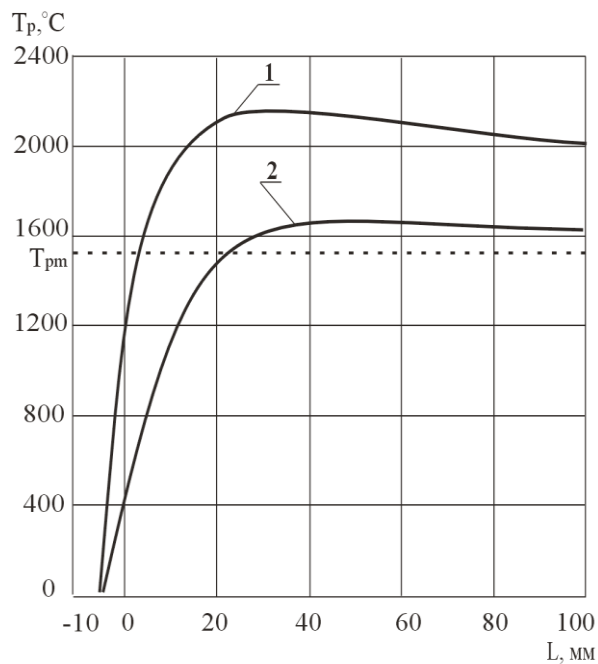
б

Рисунок 4.1 – Мікроструктура покриттів з порошку ПНА-90 дисперсністю 60 - 100 мкм: плазмоутворювальний газ $\text{Ar} + 15 \text{ об. \% } \text{H}_2$; струм дуги 450А;
а – напилювання на повітрі; б – напилювання у захисній камері

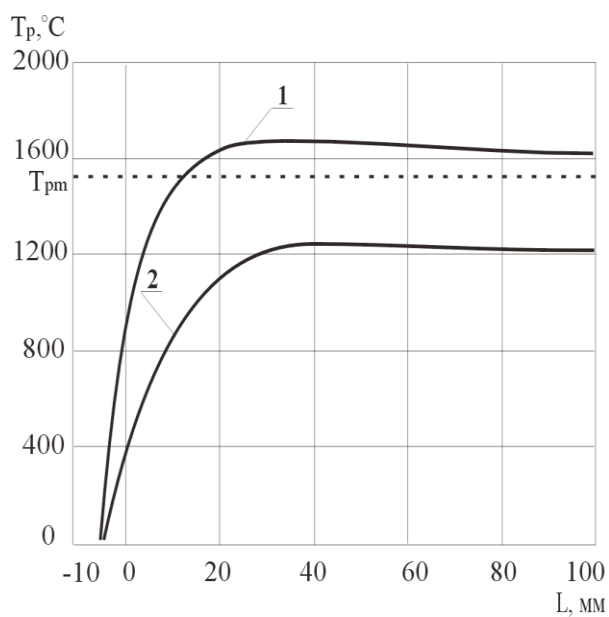
Відповідно до отриманих розрахункових даних при струмі дугового розряду 450А частки нікелю діаметром 90 мкм, які рухаються вздовж поздовжньої вісі плазмового струменя $\text{Ar} + 15 \text{ об. \% } \text{H}_2$, нагріваються до максимальної температури 2500 - 2600°C. Температурний максимум відповідає дистанції напилювання 25 - 30 мм. На ділянці дистанції напилювання $L = 30 - 80 \text{ мм}$ температура часток істотно не змінюється. Вона починає зменшуватись при дистанції напилювання більше 80 мм внаслідок взаємодії перегрітих розплавлених часток з низькотемпературним газовим потоком, що містить значну кількість повітря (рис. 4.2, а, крива 1). Максимальна температура нікелевих часток діаметром 90 мкм, які рухаються на віддаленні 2,0 мм від поздовжньої вісі плазмового струменя, досягає значень 1700 - 1750°C на відстані 40 мм від зрізу сопла плазмотрону. На ділянці дистанції напилювання $L = 40 - 100 \text{ мм}$ температура часток практично не змінюється (рис. 4.2, а, крива 2).



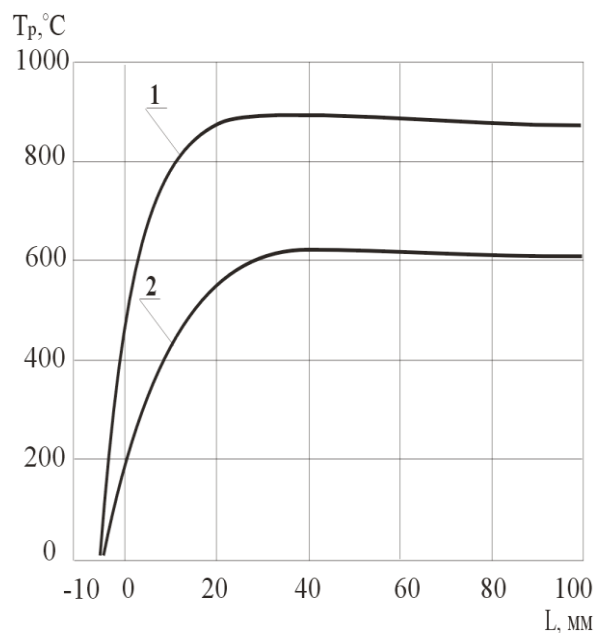
а



б



в



г

Рисунок 4.2 – Температура нікелевих часток діаметром 90 мкм при їхньому русі вздовж поздовжньої вісі плазмового струменя (1) і на віддаленні 2 мм від неї (2): плазмоутворювальний газ $\text{Ag} + 15 \text{ об. } \% \text{H}_2$; витрата порошку 2,5 кг/год.; струм дуги 450А (а); 350А (б); 250А (в); 150А (г)

При зменшенні струму дуги до 350А і збереженні незмінними інших параметрів режиму напильовання динаміка нагрівання нікелевих часток, які руха-

ються на віддаленні 2 мм від поздовжньої вісі плазмового струменю, істотних змін не перетерплює. На відстані 100 - 120 мм від зрізу сопла плазмотрона температура часток, так само як і при струмі дуги 450А, становить 1600 - 1650°C (рис. 4.2, б).

Зменшення струму дуги з 450 до 350А найбільш суттєво впливає на температуру часток, які рухаються по вісі плазмового струменю. Максимальна температура цих часток досягає значень 2100 - 2200°C на ділянці дистанції напилювання 30 - 40 мм. У міру подальшого віддалення від зрізу сопла плазмотрона температура часток зменшується, і на відстані 90 - 100 мм від зрізу сопла плазмотрона її величина не перевищує 2000°C (рис. 4.2, б).

При струмі дугового розряду 250А гарантовано проплавляються тільки ті частки, які рухаються у безпосередній близькості від вісі плазмового струменя (рис. 4.2, в). На ділянці дистанції напилювання 0 - 40 мм відбувається інтенсивне нагрівання часток до максимальної температури 1600 - 1700°C. На ділянці дистанції напилювання 40 - 100 мм температура часток залишається практично незмінною. Частки, які рухаються на віддаленні 2 мм і більше від вісі плазмового струменя, не розплавляються.

При струмі дуги плазмотрону 150А частки нікелю діаметром 90 мкм, які рухаються як по вісі плазмового струменя, так і на різному віддаленні від неї, у розплавлений стан не переходять (рис. 4.2, г).

На рис. 4.3 наведено експериментальну залежність міцності зчеплення плазмових покриттів з термонеїтрального порошку ПГ-СРЗ дисперсністю 63 - 100 мкм від дистанції напилювання при нанесенні покриттів у захисній камері та на повітрі. Температура основи перед напилюванням складала 20°C.

При напилюванні у захисній камері максимальна міцність зчеплення покриттів складає 45 - 48 МПа при дистанції напилювання 80 - 100 мм (рис. 4.3, крива 1). При подальшому збільшенні дистанції напилювання міцність зчеплення покриттів поступово зменшується.

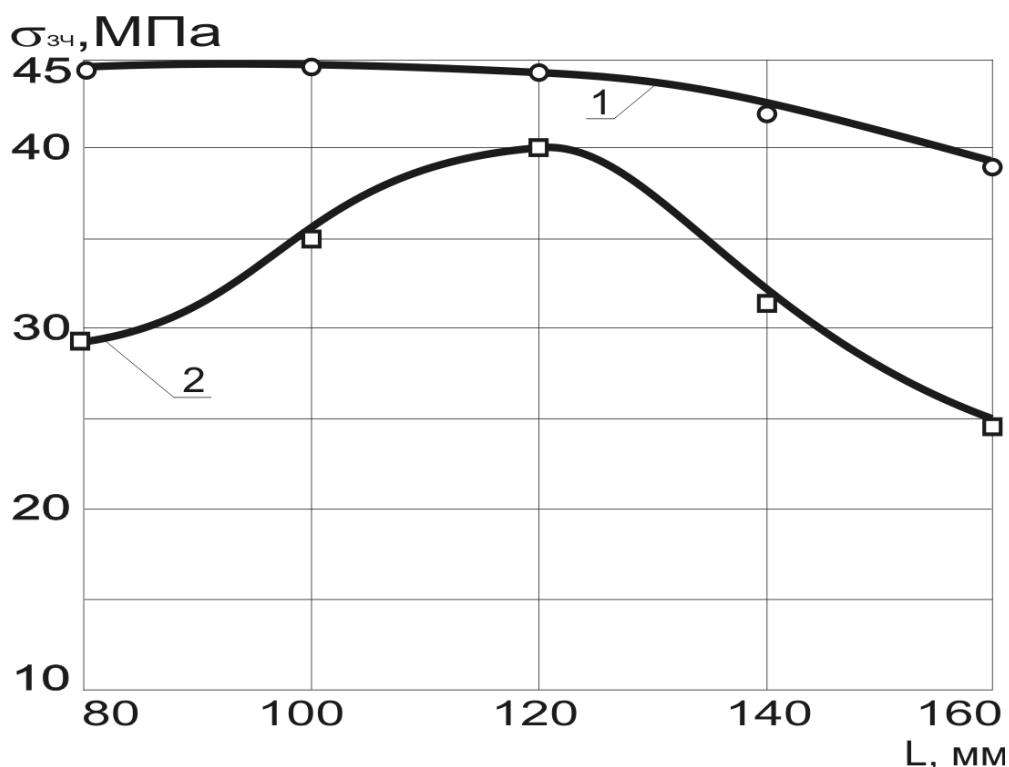


Рисунок 4.3 – Залежність міцності зчеплення плазмових покриттів з термонейт-
рального порошку ПГ-СРЗ дисперсністю 63 - 100 мкм від дистанції напилю-
вання: 1 – напилювання у захисній камері; 2 – напилювання на повітрі; струм
дуги 400А; плазмоутворювальний газ Ar + 15 об. % H₂;
витрата порошку 3 кг/год.; температура основи перед напилюванням 20°C

При напилюванні на повітрі збільшення дистанції напилювання від 80 до 120 мм супроводжується збільшенням міцності зчеплення покриттів з 30 до 40 МПа (рис. 4.3, крива 2). Це обумовлено зменшенням температури нагрівання поверхні основи плазмовим струменем в окислювальному середовищі і, відповідно, зменшенням товщини оксидної плівки на поверхні основи. На ділянці дистанції напилювання 120 - 160 мм відбувається різке зменшення міцності зчеплення покриттів (від 40 до 25 МПа) внаслідок інтенсивного охолодження часток у низькотемпературній зоні плазмового струменя та їхнього окислювання (рис. 4.3, крива 2).

Значного збільшення міцності зчеплення покриттів з термонеutralного порошку ПГ-СРЗ можна досягти при попередньому підігріванні сталеві основи (рис. 4.4).

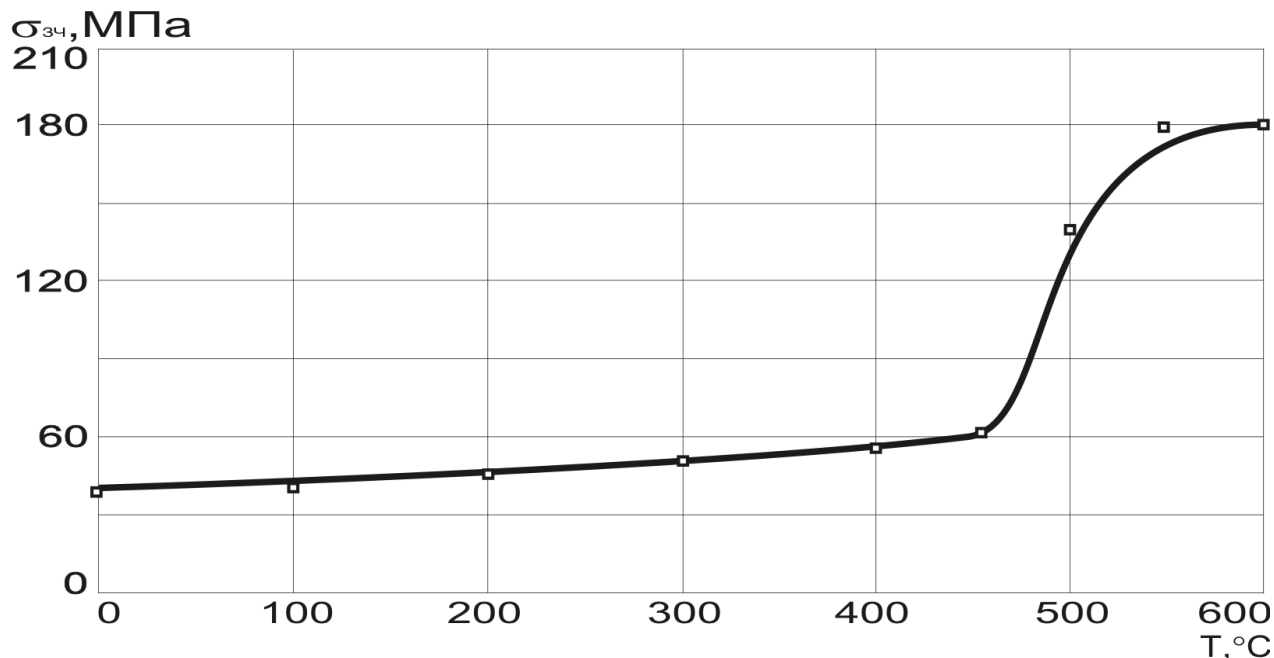


Рисунок 4.4 – Залежність міцності зчеплення плазмових покриттів з термонеutralного порошку ПГ-СРЗ дисперсністю 63 - 100 мкм від температури попереднього підігрівання сталеві основи: дистанція напилування 120 мм; плазмоутворювальний газ $Ar + 15 \text{ об. } \% H_2$; струм дуги 400А; витрата порошку 3 кг/год.; напилування у камері із захисною атмосферою

Слід, однак, зауважити, що цей технологічний прийом дає ефект лише при напилуванні у захисній камері. При напилуванні на повітрі попереднє підігрівання основи дає негативний результат – із збільшенням температури підігрівання основи міцність зчеплення покриттів зменшується. Це обумовлено утворенням на поверхні основи товстої оксидної плівки, яка перешкоджає формуванню міцних металевих зв'язків між частками порошку та поверхнею основи. Але навіть при напилуванні у захисній камері суттєве підвищення міцності зчеплення покриттів досягається при температурі основи не нижче 450°C. До температури основи 450°C міцність зчеплення покриттів змінюється несуттєво:

при температурі основи 20°C вона складає 45 - 48 МПа, при температурі основи 450°C – 60 - 62 МПа (рис. 4.4). Різке збільшення міцності зчеплення покриттів спостерігається в інтервалі температур 450 - 550°C: міцність зчеплення зростає з 60 - 62 МПа при температурі 450°C до 170 - 180 МПа при температурі 550°C.

При напилюванні термореагуючих порошків частки нагріваються не тільки за рахунок конвективного та радіаційного теплообміну з плазмовим струменем, а також і за рахунок теплоти, яка виділяється при протіканні екзотермічних реакцій між компонентами, що входять до складу часток.

При напилюванні плакованого порошку ПНА-90 та порошку конгломератного типу ПТ-НА-01 у захисній камері забезпечується ефективний захист алюмінієвої фази часток від окислювання. Висока площа контакту між розплавленими нікелем та алюмінієм, а також відсутність між ними бар'єрних оксидних плівок обумовлюють високу швидкість протікання екзотермічної реакції в частках у режимі розчинення. Міцність зчеплення покриттів з основою складає 160 - 180 МПа при дистанції напилювання 80 - 120 мм і початковій температурі основи 20°C (рис. 4.5, 4.6, криві 1). При збільшенні дистанції напилювання міцність зчеплення покриттів поступово зменшується. Характер залежностей міцності зчеплення покриттів, напилених порошками ПНА-90 і ПТ-НА-01, від дистанції напилювання майже тотожний. Це не означає, що швидкість протікання екзотермічної реакції в частках порошків ПНА-90 і ПТ-НА-01 однакова. Однак, вірогідніше за все, відмінності у швидкості протікання екзотермічної реакції в частках порошків ПНА-90 і ПТ-НА-01 мають місце до дистанції напилювання 80 - 100 мм. Пройшовши шлях 80 - 100 мм від зрізу сопла плазмотрона, частки обох порошків (за умови ефективного нагрівання плазмовим струменем) акумулюють достатню кількість теплової енергії, щоб утворити міцне з'єднання зі сталевною основою.

При напилюванні порошків ПНА-90 і ПТ-НА-01 на повітрі максимальна міцність зчеплення покриттів складає 70 - 75 МПа при дистанції напилювання 120 - 130 мм (рис. 4.5, 4.6, криві 2). При зменшенні дистанції напилювання відносно оптимальних значень (120 - 130 мм) міцність зчеплення покриттів змен-

шується внаслідок перегріву основи та окислювання її поверхні. Так, при дистанції напилювання 80 мм міцність зчеплення покриттів складає 40 - 45 МПа. При збільшенні дистанції напилювання відносно оптимальних значень (120 - 130 мм) міцність зчеплення покриттів також зменшується внаслідок охолодження та інтенсивного окислювання часток. При дистанції напилювання 160 мм міцність зчеплення покриттів не перевищує 40 МПа (рис. 4.5, 4.6, криві 2).

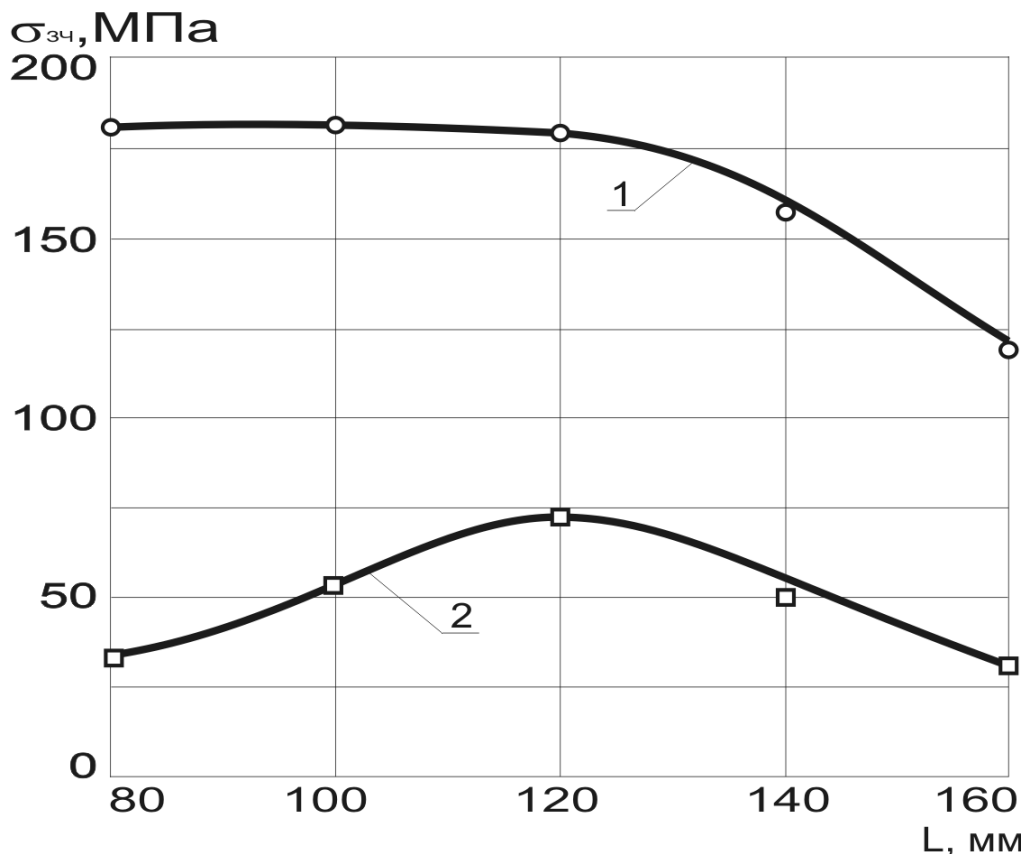


Рисунок 4.5 – Залежність міцності зчеплення плазмових покриттів з терморегулюючого порошку ПНА-90 дисперсністю 63 - 100 мкм від дистанції напилювання: 1 – напилювання у захисній камері; 2 – напилювання на повітрі;
струм дуги 400А; плазмоутворювальний газ $\text{Ar} + 15 \text{ об. \% } \text{H}_2$;
витрата порошку 3 кг/год.; температура основи перед напилюванням 20°C

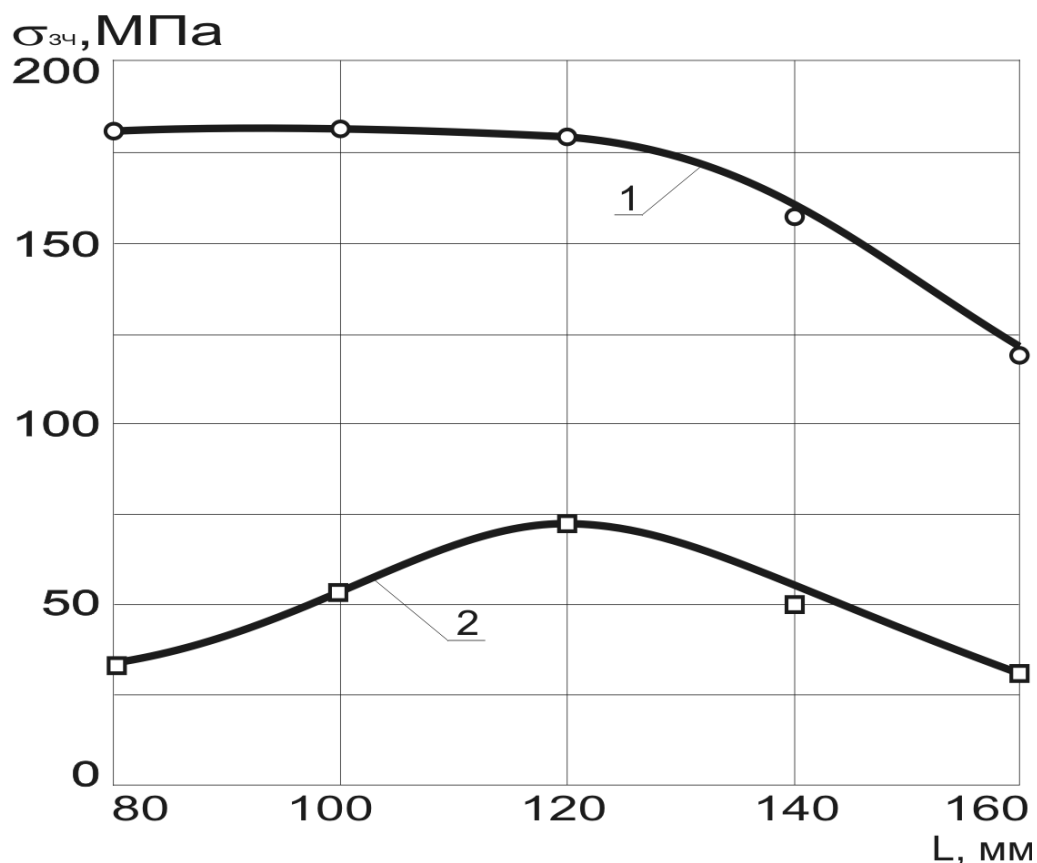


Рисунок 4.6 – Залежність міцності зчеплення плазмових покриттів з термореагуючого порошку ПТ-НА-01 дисперсністю 63 - 100 мкм від дистанції напиллювання: 1 – напиллювання у захисній камері; 2 – напиллювання на повітрі; струм дуги 400А; плазмоутворювальний газ Ar + 15 об. % Н₂; витрата порошку 3 кг/год.; температура основи перед напиллюванням 20°C

Мікротвердість покриттів, напилених порошками ПНА-90 і ПТ-НА-01 на повітрі, складає 4500 - 5500 МПа, покриттів, напилених у захисній камері, – 6500 - 8000 МПа. Це свідчить про те, що при напиллюванні на повітрі значна кількість алюмінію окислюється киснем повітря. При цьому виділяється велика кількість теплоти (навіть більша, ніж при протіканні екзотермічної реакції між нікелем та алюмінієм [22, 23]), але водночас на поверхні часток утворюються оксидні плівки, які негативно впливають на міцність зчеплення покриттів. Той факт, що оксиди алюмінію мають переважно форму плівок, підтверджується результатами металографічного аналізу покриттів (рис. 4.1, а). На мікрошліфах покриттів, напилених на повітрі, оксиди алюмінію розташовуються тонким ша-

ром по границях між частками, а також між частками та основою. Оксиди алюмінію мають велику мікротвердість, але зафіксувати її на звичайному мікротвердомірі, враховуючи плівкову морфологію оксидів і невелику товщину оксидних плівок, практично неможливо.

При напилюванні у захисній камері додаткове тепловиділення в частках термореагуючих порошків обумовлене насамперед екзотермічною реакцією між нікелем та алюмінієм; окислювання алюмінію відсутнє. При цьому утворюються інтерметаліди, які розчиняються у рідинній фазі часток. При надшвидкісній кристалізації часток на поверхні основи значна кількість алюмінію залишається у складі твердого розчину на основі нікелю, а інша його частина виділяється у вигляді надлишкових фаз – інтерметалідів. Інтерметаліди рівномірно розташовуються в об'ємі часток, зміцнюючи їх та підвищуючи їхню мікротвердість. Завдяки рівномірному розташуванню інтерметалідів в об'ємі часток збільшення мікротвердості покриттів можна зафіксувати найпростішими методами вимірювання мікротвердості.

Когезійна міцність покриттів з термореагуючих порошків ПНА-90 і ПТ-НА-01, також як і міцність зчеплення, суттєво зростає при переході від напилювання на повітрі до напилювання у захисній камері (рис. 4.7, 4.8). Тут дуже чітко просліджується знеміцнювальний вплив оксидів алюмінію, що утворюються при напилюванні на повітрі, і зміцнювальний вплив інтерметалідів.

Когезійна міцність покриттів, напилених порошками ПНА-90 і ПТ-НА-01 у захисній камері при дистанції напилювання 80 - 120 мм, складає 560 - 580 МПа (рис. 4.7, 4.8, криві 1). При збільшенні дистанції напилювання когезійна міцність покриттів поступово зменшується, і при $L = 160$ мм дорівнює 380 - 400 МПа.

При напилюванні на повітрі максимальна когезійна міцність покриттів складає 180 - 190 МПа (рис. 4.7, 4.8, криві 2). Оптимальна дистанція напилювання, якій відповідають максимальні значення когезійної міцності, складає 120 - 130 мм. При зменшенні дистанції напилювання ($L = 80 - 100$ мм) когезійна міцність покриттів зменшується внаслідок перегріву основи. При надто високій

дистанції напилювання ($L = 150 - 160$ мм) частки охолоджуються та окислюються у низькотемпературній зоні плазмового струменя, в якій міститься велика кількість повітря, що також призводить до зниження когезійної міцності покриттів.

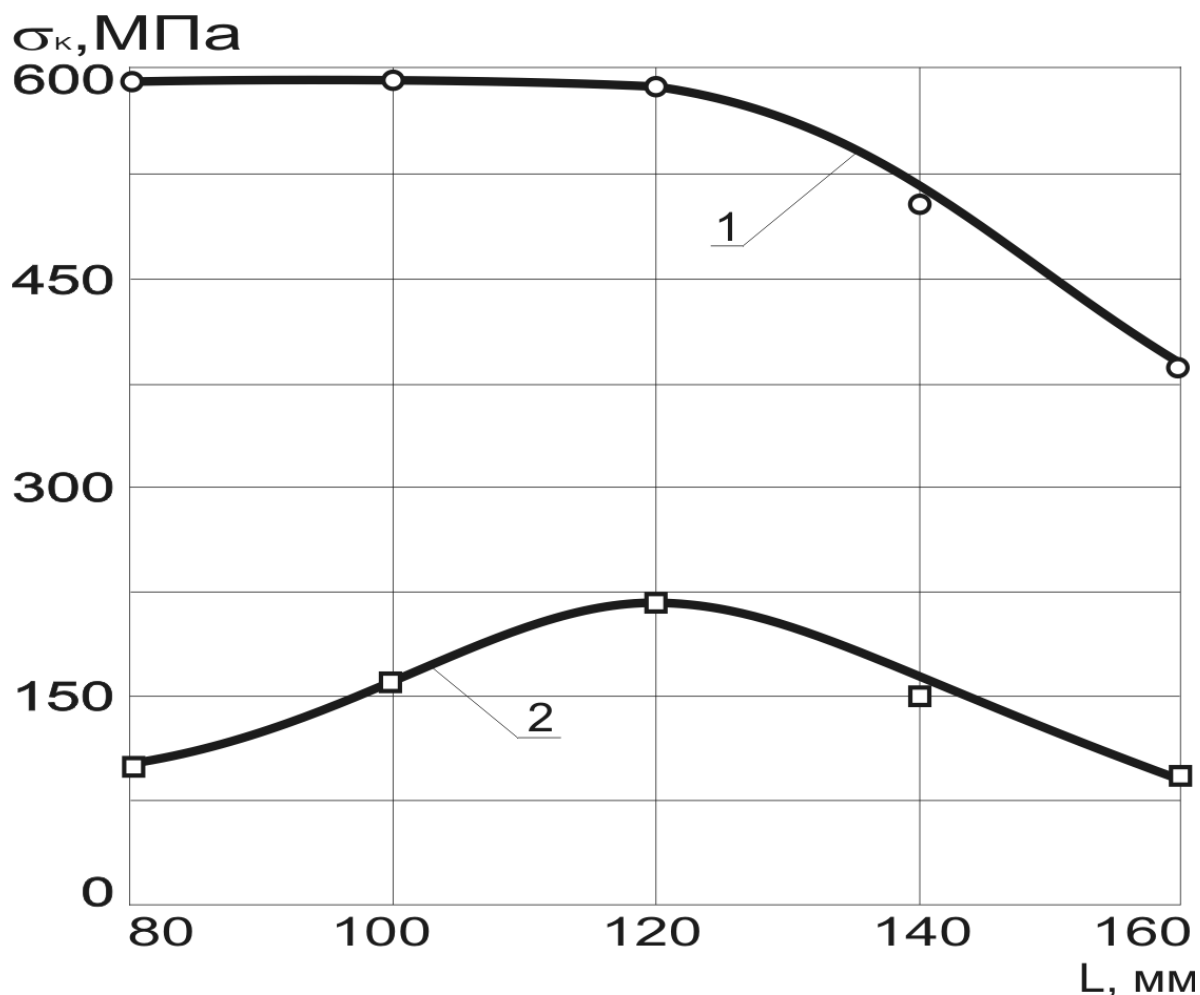


Рисунок 4.7 – Залежність когезійної міцності плазмових покриттів з терморегулюючого порошку ПНА-90 дисперсністю 63 - 100 мкм від дистанції напилювання: 1 – напилювання у захисній камері; 2 – напилювання на повітрі;
струм дуги 400А; плазмоутворювальний газ Ar + 15 об. % H₂;
витрата порошку 3 кг/год.; температура основи перед напилюванням 20°C

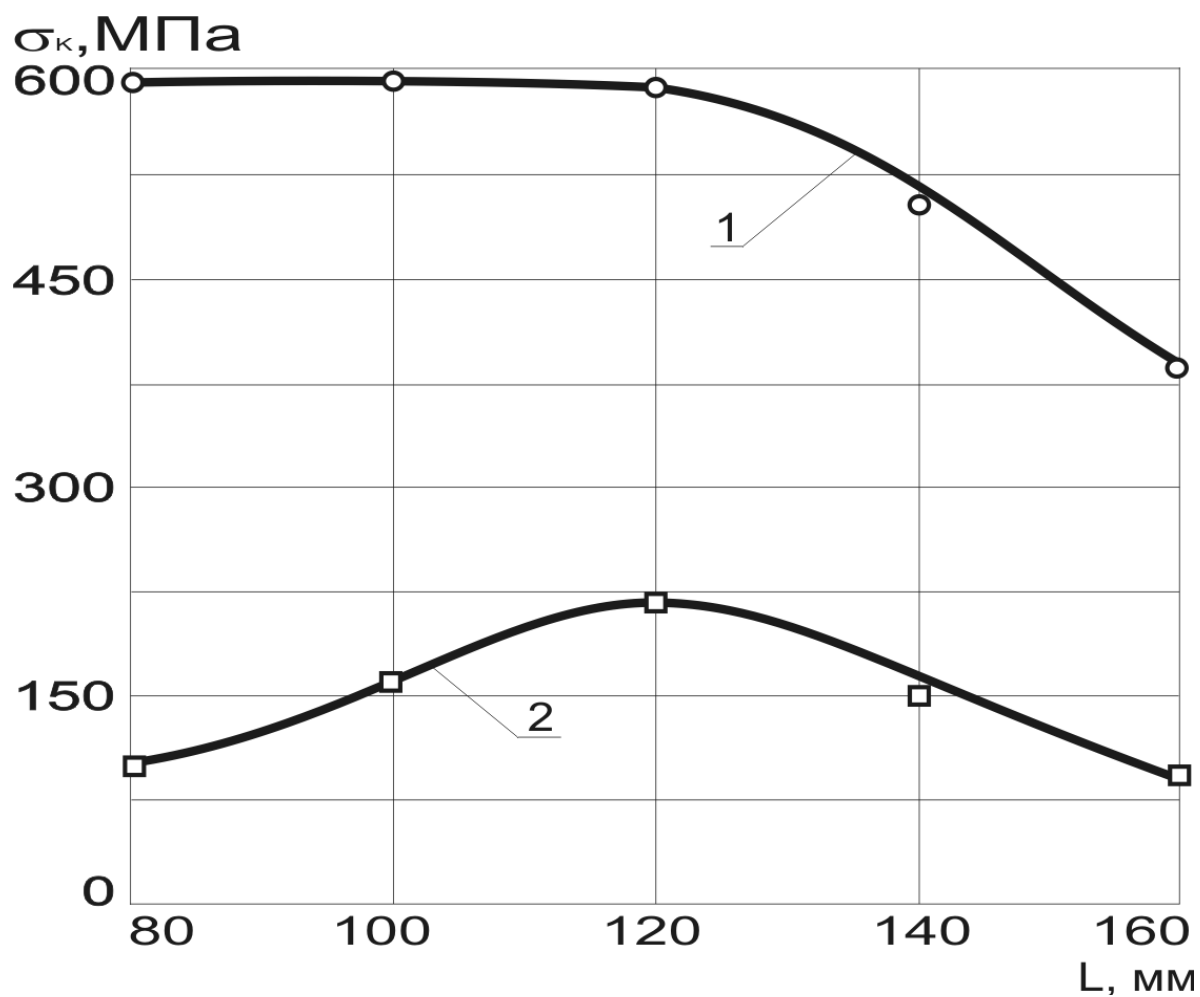


Рисунок 5.8 – Залежність когезійної міцності плазмових покриттів з терморегулюючого порошку ПТ-НА-01 дисперсністю 63 - 100 мкм від дистанції напилювання: 1 – напилювання у захисній камері; 2 – напилювання на повітрі; струм дуги 400А; плазмоутворювальний газ Ar + 15 об. % H₂; витрата порошку 3 кг/год.; температура основи перед напилюванням 20°C

5 ОХОРОНА ПРАЦІ

Вимоги до технологічних процесів. Вибираючи технологію процесу обробки металів і матеріалів перевагу слід надавати тому процесу, за якого будуть забезпечуватися кращі умови праці. Необхідно використовувати ті види та марки матеріалів, які при застосуванні цих процесів будуть забезпечувати мінімальне виділення в повітря шкідливих речовин. Не допускається використання матеріалів, які не пройшли гігієнічну оцінку в установленому порядку.

При створенні технологічних процесів обробки матеріалів слід передбачити максимально можливу механізацію та автоматизацію процесів та його окремих елементів. Допустимі показники важкості та напруженості праці зварників повинні бути не вищі II класу згідно з нормами «Гігієнічна класифікація праці за показниками шкідливості та небезпечності факторів виробничого середовища, важкості та напруженості трудового процесу».

Виробниче обладнання, що застосовується в технологічних процесах, повинно відповідати загальним вимогам державного нормативного акту з охорони праці ДНАОП 0.00-1.21-98.

Процеси нанесення металопокриттів мають виконуватись у відповідності з нормативно-правовим актом з охорони праці НПАОП 28.0-1.37-14.

Обов'язковим етапом проектування технологічних процесів є розробка відповідних засобів та заходів колективного захисту від впливу характерних для даного процесу шкідливих та небезпечних виробничих факторів. Одним із таких заходів є застосування пристроїв місцевої витяжної вентиляції з системами очищення видаленого повітря від аерозолів та газів у відповідності з вимогами ДБН В.2.5-67:2013. Механізоване виробниче обладнання повинно мати вмонтовані повітроприймальні пристрої для уловлювання аерозолів і газів. Треба враховувати, що застосування технологічних процесів, які супроводжуються виділенням у повітря шкідливих речовин, з недіючою місцевою витяжною вентиляцією не допускається.

Електродугова металізація, газополуменеве, плазмове, детонаційно-газове і газодинамічне напилювання, а також інші термічні процеси обробки металів, матеріалів та виробів середніх і малих розмірів у стаціонарних умовах слід виконувати в спеціально обладнаних кабінах. Кабіна повинна мати відкритий верх та виготовлятися з негорючих матеріалів. Між стіною та підлогою кабіни необхідно залишати зазор, висота якого визначається видом технології. Площа кабіни повинна бути достатньою для розміщення виробничого обладнання, стола, пристрою місцевої витяжної вентиляції, оброблюваного виробу та інструменту.

Експлуатація балонів, контейнерів зі стиснутим і скрапленим газом, рамп, повинна здійснюватись у відповідності з нормами ДНАОП 0.00-1.07-94. «Правила устройства и безопасной эксплуатации сосудов, работающих под давлением».

Балони зі стиснутими газами слід розташовувати на відстані не ближче 5 м від зварювального пальника і 1 м - від опалювальних приладів. У разі наявності на опалювальних приладах екранів, що захищають балони від нагрівання, відстань від балона до екрана має бути не меншою 0,1 м.

Плазмове напилювання. Плазмове напилювання металів повинно виконуватись у відповідності до вимог НПАОП 28.5-1.02-07. Для цього виділяють окремі приміщення або ізольовані сектори цеху. Допоміжні операції для плазмового напилювання (механічна обробка, очищення, приготування порошків тощо) повинні проводитися за межами основних ділянок, де використовується плазмова технологія. Пристрої місцевої витяжної вентиляції повинні блокуватися з технологічним обладнанням. Ручне плазмове напилювання необхідно виконувати в укритті типу витяжної шафи, внутрішні поверхні якої повинні мати звукопоглинаюче покриття. Балони зі зжатыми газами потрібно встановлювати за межами ділянки плазмової обробки з наступною подачею газу до газозабірної щита. У приміщеннях, де зберігається водень, повинна бути механічна приточно-витяжна вентиляція з кратністю повітрообміну не менше 10. Вміст

водню у повітрі приміщення необхідно контролювати автоматичними газоаналізаторами.

Плазмове напилювання металів слід виконувати в герметичних камерах з контролем атмосфери або в кабінах, виготовлених за формою і величиною виробів і покритих зсередини звукопоглинаючим матеріалом з коефіцієнтом звукопоглинання не менше 0,7. При напилюванні деталей великих розмірів для зниження рівня шуму і ультразвуку слід застосовувати звукоізоляційні кожухи, не міцно прикріплені до обладнання. Якщо за умовами технологічного процесу на установках неможливо застосовувати звукоізолюючі кожухи, оператори повинні знаходитися в звукоізольованих кабінах з вікнами для спостереження і дистанційним керуванням процесу. Якщо місцева витяжна і загальнообмінна вентиляція не може забезпечити належну чистоту повітря, наприклад, при різанні в замкнених і напівзамкнених просторах, необхідно здійснювати примусову подачу чистого повітря в зону дихання робітника.

Для усунення можливості ураження електричним струмом разом з загальними засобами електробезпеки необхідно перевіряти роботу кнопкових пристроїв дистанційного вмикання і вимикання установки з метою запобігання випадковому пуску обладнання та блокуючих пристроїв, що забезпечують автоматичне відключення електроживлення у разі зупинки подачі води для охолодження, а також блокування кожуха, що закриває струмопідвідні частини осцилятора і відключає електроживлення при зніманні кожуха.

Усі операції з плазмового напилювання потрібно проводити не менш ніж двома робітниками.

Для обезжирення деталей перед напиленням не можна застосовувати трихлоретилен, при взаємодії якого з азотом можливе утворення фосгену.

Газополуменеве та детонаційно-газове напилювання. У разі газополуменевого напилювання джерелом теплової та кінетичної енергії частинок є полум'я, яке утворюється від згорання горючих газів разом із киснем або повітрям. Для цього використовують спеціальні пальники, які називають розпилювачами. У якості горючих газів для напилювання покриттів використовують метан, аце-

тилен, пропан, бутан, водень тощо. Можна використовувати ацетилен, стиснений в балонах або отриманий із карбіду кальцію в ацетиленових генераторах. Під час роботи з ацетиленовими генераторами необхідно дотримуватись вимог безпеки, викладених в навчальному посібнику.

Карбід кальцію на робочих місцях потрібно зберігати в сухому місті у щільно закритих барабанах. Для відкривання барабанів не можна використовувати вогонь, нагріті або іскроутворюючі предмети; барабани з карбідом забороняється пробивати, розривати або різко перекидати. Карбідний мул, що утворюється в результаті роботи ацетиленових генераторів, слід зберігати у спеціально приготованих ямах, які повинні бути огороженими. Біля ям потрібно виставити попереджувальні надписи про заборону палити, розводити багаття тощо. Переносні ацетиленові генератори можна розміщувати у виробничому приміщенні, якщо воно має об'єм не менший ніж 300 м³ на кожний апарат. Забороняється розташовувати переносні генератори на відстані менше 10 м від вогню, розжарених предметів, місць для газополуменевого напилювання, зварювальних постів і спалахуючих матеріалів; біля місць забору повітря вентиляторів або компресорами; у приміщеннях, де можливе виділення речовин, що утворюють з ацетиленом самовибухові суміші (хлору та ін.), або легкоспалахуючих речовин (сірки, фосфору та ін.).

Під час експлуатації генераторів забороняється завантажувати у них карбід кальцію з розмірами кусків і в кількості, що відрізняються від зазначених в паспорті на генератор; відкривати генератор під час роботи; залишати генератор під час роботи без нагляду; підігрівати генератор, затвори та шланги у випадку їх замерзання відкритим вогнем (для цього потрібно використовувати гарячу воду або пару); використовувати ацетилен з генератора до повного зниження тиску і потухання полум'я пальника (різака) з метою запобігання підсмоктування повітря і виникнення зворотнього удару полум'я. Вентилі газових балонів, редуктори, пальники і різакі слід оберігати від потрапляння на них мас-тила. Під час експлуатації балонів забороняється витрачати газ, що в них залишається, до тиску менше 0,05 МПа, а у разі відбору ацетилену з балонів із

Перед установленням редуктора вентиль балону потрібно продувати протягом 1 с, а до початку роботи перевірити герметичність під'єднання редуктора до вентиля і герметичність самого редуктора, використовуючи для цього тільки мильну воду. Газові шланги повинні перевірятися на герметичність не менше одного разу в квартал шляхом наповнення шлангів стиснутим газом та наступним зануренням у воду. З такою ж періодичністю потрібно перевіряти на герметичність пальники. При запалюванні ручного пальника потрібно трохи відкрити вентиль кисню, потім відкрити вентиль ацетилену і після короткочасного продування запалити суміш газів. У випадку утворення зворотнього удару полум'я необхідно одразу відключити пальник, а потім охолодити його в чистій холодній воді.

Вимоги до організації робочих місць. Організація, облаштування та оснащення робочих місць для електродугової металізації, газополуменевого, плазмового, детонаційно-газового та газодинамічного напилювання мають відповідати ДСТУ ГОСТ 12.2.061:2009. Такі робочі місця можуть бути стаціонарними, нестаціонарними, постійними і непостійними (тимчасовими).

Стаціонарні місця для працюючих в сидячому положенні повинні бути укомплектовані робочими кріслами з регульованими параметрами згідно з ДСТУ 7234:2011. Сидіння і спинка крісла повинні бути виконані з негорючих матеріалів, які легко очищуються, з низьким коефіцієнтом теплопровідності. Постійні робочі місця, які живляться електричною енергією від багатопостових джерел повинні бути обладнані щитками з сигнальною лампою, що показує робітнику на наявність або відсутність напруги в електричному ланцюгу виробничого обладнання. Під час виконання робіт з електродугової металізації, газополуменевого, плазмового, детонаційно-газового та газодинамічного напилювання в одному приміщенні з іншими роботами необхідно вживати заходи, що виключають можливість впливу небезпечних та шкідливих виробничих факторів на працюючих.

Обробка виробів малих і середніх розмірів відкритою дугою у стаціонарних умовах повинно провадитись у спеціально обладнаних кабінках. Кабіни

мають бути з відкритим верхом, а між стінками kabіни та підлогою належить залишати зазор не менший 50 мм, при використанні газової обробки металів - не менше 300 мм. Вільна площа в kabіні на одне робоче місце повинна складати не менше 3 м². Kabіна на два і більше робочих місць, а також робочі місця на поточно-конвеєрних лініях повинні бути розділеними захисними ширмами, що захищають працюючих від випромінювання дуги, бризок розплавленого металу та забезпечують достатній простір кожному працюючому. На нестаціонарних робочих місцях під час виконання робіт з електродугової металізації та плазмового напилювання для захисту робочого персоналу, що знаходиться неподалік, від випромінювань дуги рекомендується користуватись мобільними захисними екранами.

Розташування обладнання належить провадити таким чином, щоб ширина проходів складала:

- між стіною будинку та обладнанням - не менш 0,5 м;
- між стаціонарними джерелами живлення - не менш 0,8 м;
- між стаціонарним та багатопостовими джерелами живлення електрошлакового переплавлення, а також рухомими механізмами та деталями, що переміщуються - не менш 1,5 м;
- між обладнанням та місцями складування - не менш 1,0 м.

Трубопроводи гідросистем високого тиску, що розташовані в зоні роботи обслуговуючого персоналу, повинні бути закриті захисними екранами. Стаціонарні робочі місця для електродугової обробки (металізації) металоконструкцій масою понад 15 кг повинні бути обладнані вантажопідйомними пристроями. Стаціонарні робочі місця, пости та стенди для тих технологічних процесів, які супроводжуються виділенням у повітря робочої зони аерозолів і газів, належить обладнати пристроями місцевої витяжної вентиляції та атестувати їх на відповідність нормам ГДК.

Робочі місця для електродугової та плазмової обробки виробів з підігріванням має бути обладнане екранами, укриттям для підігрітих виробів, які забезпечують зменшення опромінення працюючого відповідно з вимогами ДСН

3.3.6.042-99. Обладнання для електродугової та плазмової обробки матеріалів повинно мати захисні (переносні або стаціонарні) екрани, які забезпечують захист працюючих від оптичного випромінювання. Під час використання електродугових та плазмових технологій на відкритому повітрі над обладнанням та робочими місцями повинні бути споруджені навіси з негорючих матеріалів. За відсутності навісів такі роботи під час атмосферних опадів проводити забороняється. Роботи з використанням електродугової металізації, газополуменевого, плазмового, детонаційно-газового та газодинамічного напилювання в замкненому або обмеженому просторі повинні провадитись під контролем двох спостерігачів з кваліфікаційною групою з безпеки праці не нижче II, яким належить знаходитись ззовні. Працівник, що виконує ці роботи повинен мати запобіжний пояс з канатом, кінець якого знаходиться у спостерігачів. Робочі місця, розташовані вище 1,3 м від рівня землі або суцільного покриття повинні бути оснащені огорожами висотою не менш 1,1 м. Для виконання робіт на висоті більше 5 м слід установлювати риштування (площадки) з негорючих матеріалів згідно з вимогами ДСТУ Б В.2.8-44:2011. Працюючі зобов'язані користуватись вогнестійкими запобіжними поясами та страхувальними фалами з карабінами, а також спеціальними сумками для інструменту.

Не допускається проведення електродугових, плазмових та газополумєневих робіт без вживання заходів, що виключають можливість пожежі як під час цих робіт, так і після закінчення. Під час проведення електродугових, плазмових та газополумєневих робіт при температурі нижче -20°C повинні бути забезпечені умови, які відповідають вимогам ДБН В.2.2-28-2010.

При застосуванні електродугових та плазмових технологій значення V_0 знаходять, виходячи з умов забезпечення заданої швидкості повітря V_K у зоні електричної дуги на відстані X (м) від центра всмоктуючого отвору.

Виходячи з аналогії даних процесів з відомими процесами електродугового зварювання та плазмовими технологіями [13], швидкість руху повітря, що створюється місцевими відсмоктувачами біля джерел виділення шкідливих речовин, повинна бути:

-при застосуванні електричної дуги (електродуговій металізації) - не менше 0,5 м/с;

-при плазмовому напиленні - не менше 1,3 м/с.

-при електродуговій обробці (металізації) дрібних виробів під укриттям у вигляді витяжної шафи - 0,6 м/с;

-при газовому та плазмовому процесах обробки титанових сплавів і низьколегованих сталей: газовому - не менше 1,0 м/с; плазмовому - не менше 1,4 м/с.

ВИСНОВКИ

1. Встановлено, що для ефективного протікання екзотермічних реакцій в частках композиційних нікель-алюмінієвих порошків нікелева та алюмінієва фази повинні знаходитись у розплавленому стані.
2. При напилюванні на повітрі екзотермічні реакції в частках конгломератних нікель-алюмінієвих порошків протікають переважно у режимі горіння, в частках плакованих порошків – як у режимі дифузійного розчинення алюмінію в нікелі, так і в режимі поверхневого горіння розчиненого алюмінію.
3. При напилюванні у захисній камері з контрольованою атмосферою екзотермічні реакції між нікелем та алюмінієм протікають лише у режимі дифузійного розчинення алюмінію в нікелі, незалежно від конструкції часток.
4. Отримано аналітичні залежності, що описують кінетику протікання екзотермічних реакцій між нікелем та алюмінієм в частках гомодисперсних конгломератних порошків у режимі горіння та в частках плакованих порошків у режимі дифузійного розчинення.
5. При напилюванні у захисній камері з контрольованою атмосферою конгломератних та плакованих нікель-алюмінієвих порошків формуються покриття з високим рівнем фізико-механічних властивостей. Міцність зчеплення покриттів з основою зі сталі 45 складає 160 - 180 МПа, когезійна міцність – 580 - 600 МПа. Зазначені показники міцності отримані без попереднього підігрівання основи перед напилюванням.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Авдудевский В.С. Трибология и триботехника / В.С. Авдудевский, М.А. Броневец, Н.А. Буше // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 1996. - № 4. - С. 3-13.
2. Агузаров В.О. Усталостная прочность и износостойкость коленчатых валов двигателей рудничного транспорта / В.О. Агузаров, И.Д. Мурзаев. - Владикавказ: СКГТУ, изд-во «Терек», 2001. - 203 с.
3. Адлер Ю.П. Планирование экспериментов при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. - М.: Наука, 1976. - 280 с.
4. Аблаев А.А. Обеспечение работоспособности и повышение долговечности коленчатых валов автотракторных дизельных двигателей восстановлением: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03 / Аблаев Анатолий Алексеевич. - Саратов, 1997. - 17 с.
5. Аратский П.Б. Физические основы использования геомодификаторов трения для приработки и увеличения ресурса узлов трения / П.Б. Аратский // Материалы Международного научно-практического симпозиума «Славянтрибо-5». - 2000. - С. 291-293.
6. Аратский П.Б. Использование триботехнических составов на основе порошков природных минералов для улучшения характеристик работы узлов трения / П.Б. Аратский, Ю.Г. Лавров // Триботехника на водном транспорте: Труды Первого Международного симпозиума по транспортной триботехнике «Транс- трибо-2001». - 2001. - С. 30-34.
7. Бакли П. Поверхностные явления при адгезии и фрикционном взаимодействии: пер. с англ. / П. Бакли. - М.: Машиностроение, 1986. - 360 с.
8. Балабанов В.И. Повышение ресурса дизелей фрикционным латунированием шеек коленчатых валов в ремонтном производстве: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03 / Балабанов Виктор Иванович. - М., 1992. - 18 с.
9. Беленов А.С. Восстановление высоконагруженных коленчатых валов сверхзвуковым плазменным газовоздушным напылением / А.С. Беленов, А.И.

Шестаков // Пленки и покрытия-2001 (Труды 6-й междунар. конференции «Пленки и покрытия». - 1998. - С. 473-476.

10. Белянин П.Н. Технологические проблемы повышения ресурса и надежности машин / П.Н. Белянин // Проблемы надежности и ресурса в машиностроении. - 1988. - С. 69-87.

11. Болотин В.В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций / В.В. Болотин. - М.: Машиностроение, 1984. - 312 с.

12. Большаков В.Ф. Подготовка топлив и масел в судовых дизельных установках / В.Ф. Большаков, Л.Г. Гинзбург. - Л.: Судостроение, 1978. - 152 с.

13. Браун Э.Д. Моделирование трения и изнашивания в машинах / Э.Д. Браун, Ю.А. Евдокимов, А.В. Чичинадзе. - М.: Машиностроение, 1982. - 191 с.

14. Буравцев С.К. О состоянии характеристик коленчатых валов и их влияния на показатели двигателей / С.К. Буравцев // Двигателестроение. - 2006. - № 1. - С. 38-42.

15. Бурдо Н.А. Оценка локальной приварки тонкостенной ремонтной втулки к восстанавливаемой шейке коленчатого вала / Н.А. Бурдо, Е.А. Гуров, А.А. Федорищев // Технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки от нано до макроуровня: в 2 ч. Часть 1: Материалы 13-й Международной научно-практической конференции. - СПб.: Изд-во Политехн. ун-та. - 2011. - С. 72-74.

16. Буше Н.А. Совместимость трущихся поверхностей / Н.А. Буше, В.В. Копытько. - М.: Наука, 1981. - 126 с.

17. Васильев Б.В. Надежность судовых дизелей / Б.В. Васильев, С.М. Ханин. - М.: Транспорт, 1989. - 184 с.

18. Ведерников Д.Н. Решение трибологических проблем двигателей внутреннего сгорания: современная практика изготовителей и перспективы / Д.Н. Ведерников, В.А. Шляхтов // Трение и износ. - 1994. - Т. 15, № 1. - С. 138-148.

19. Вивденко Ю.Н. Формирование заданной износостойкости - составная часть задачи обеспечения работоспособности деталей при их восстановлении / Ю.Н. Вивденко // Трение и износ. - 1998. - Т. 19, № 4. - С. 529-534.
20. Власов В.М. Работоспособность упрочненных трущихся поверхностей / В.М. Власов - М.: Машиностроение, 1987. - 304 с.
21. Гаевик Д.Т. Подшипниковые опоры современных машин / Д.Т. Гаевик - М.: Машиностроение, 1985. - 285 с.
22. Гаркунов Д.Н. Триботехника / Д.Н. Гаркунов - М.: Машиностроение, 1985. - 424 с.
23. Гасанов Ю.Н. Износ поверхностей деталей, обработанных при различных сочетаниях технологических операций / Ю.Н. Гасанов // Вестник машиностроения. - 2001. - №4. - С. 50-52.
24. Гоголев Л.В. Трибологические испытания антифрикционных материалов / Л.В. Гоголев, В.В. Илюшин, Ю.С. Коробков // Ресурсосберегающие технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки от нано- до макроуровня: в 2 ч. Часть 2: Материалы 12-й Международной научно-практической конференции: - СПб.: Изд-во Политехн. ун-та. - 2010. - С. 514-517.
25. Голицин В.А. Износостойкость хромового покрытия и азотированной стали при трении со свинцовистой бронзой / В.А. Голицин // Судостроение и судоремонт: Сб. науч. трудов. - СПб.: СПбГУВК. - 1998. С. 85-88.
26. Головин Ю.И. Наноиндентирование и его возможности / Ю.И. Головин - М.: Машиностроение, 2009. - 312 с.
27. Головин Ю.И. Новые принципы, техника и результаты исследования динамических характеристик твердых тел в микрообъемах / Ю.И. Головин, А.И. Тюрин, В.И. Иволгин, В.В. Коренков // Журнал технической физики. - 2000. - Т. 70, вып. 5. - С. 82-91.
28. Гороховский Г.А. Трибология приработки / Г.А. Гороховский, Л.М. Граевская, Н.К. Гороховская // Трение и износ. - 1997. - Т. 18, № 4. - С. 535-542.

29. Гоц А.Н. Повышение износостойкости шеек коленчатого вала [Электронный ресурс] / А.Н. Гоц // Современные проблемы науки и образования. - 2011. - №6. Режим доступа: www.science-education.ru/100-5091/.

30. Доржиев В.Б. Опыт применения воздушно-плазменного напыления при восстановлении шеек коленчатых валов / В.Б. Доржиев, Ю.П. Аганаев // Пленки и покрытия-98 (Труды 5-й междунар. конференции «Пленки и покрытия». - СПб.: Полиплазма. - 1998. С. 476-477.

31. Дроздов Ю.Н. Преодоление трибологического барьера - проблема повышения ресурса технических систем / Ю.Н. Дроздов // Вестник машиностроения. - 1996. - № 11. - С. 3-7.

32. Елисеев А.А. Функциональные наноматериалы / А.А. Елисеев, А.В. Лукашин - М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010. - 456 с.

33. Емельянов М.Д. Анализ повреждаемости главных судовых двигателей / М.Д. Емельянов // Двигателестроение. - 2011. - № 3 (245). - С. 35-39.

34. Ефремов Л.В. Практика инженерного анализа надежности судовой техники / Л.В. Ефремов - Л.: Судостроение, 1980. - 176 с.

35. Замятин Ю.П. Разработка научных основ и инженерных методов обеспечения надежности транспортных триботехнических систем / Ю.П. Замятин, Л.А. Замятина, А.Ю. Замятин // Трение и износ. - 1996. - Т. 17, № 2. - С. 255-258.

36. Захаров С.М. Моделирование работы трибосистемы коленчатый вал-подшипники-опоры блока цилиндров двигателей внутреннего сгорания / С.М. Захаров, И.В. Сиротенко, И.А. Жаров // Трение и износ. - 1995. - Т. 16, № 1. - С. 47-54.

37. Захаров С.М. Подшипники коленчатых валов тепловозных дизелей. / С.М. Захаров, А.П. Никитин, Ю.А. Загорянский. - М.: Транспорт, 1981. - 181 с.

38. Зуев В.В. Использование минералов в качестве модификаторов трения / В.В. Зуев // Обогащение руд. - 1993. - №3. - С. 33-37.

39. Зуев В.В. Энергоплотность как критерий оценки свойств минеральных и других кристаллических веществ / В. В. Зуев, Г. А. Денисов, Н. А. Мочалов - М.: Полимедиа, 2000. - 352 с.

40. Зяблов О.К. Применение лазерной технологии при ремонте коленчатых валов судовых двигателей: автореф. дис. канд. техн. наук : 05.08.04 / Зяблов Олег Константинович. - Нижний Новгород., 2000. - 21 с.

41. Ильиных С.А. Восстановление коленчатых валов двигателей Камаз методом плазменного напыления / С.А. Ильиных, В.А. Крашанин, Е.В. Исаков, И. А. Попова // Технологии ремонта, восстановления, упрочнения и обновления машин, механизмов, оборудования и металлоконструкций: Материалы 6-й меж- дунар. научно-практ. конференции. - СПб. - 2004. - С. 231.

42. Камкин С.В. Эксплуатация судовых дизельных энергетических установок / С.В. Камкин, И.В. Возницкий, В.Ф. Большаков. - М.: Транспорт, 1996. - 422 с.

43. Кини Р.Л. Принятие решений при многих критериях: предпочтения и замещения: Пер. с англ. / Р.Л. Кини, Х.Райфа; Под ред. И.Ф. Шахнова. - М.: Радио, 1981. - 560 с.

44. Кириллина Ю.В., Слепцова С.А. Свойства полимер-силикатных нанокompозитов на основе политетрафторэтилена и серпентинита // Высокие технологии, исследования, образование, экономика. Т. 1. Сборник статей 14 международной научно-практической конференции «Фундаментальные и прикладные исследования, разработка и применение высоких технологий в промышленности и экономике. - С-Петербург, изд-во политехнического ун-та. - 2012. - С. 96-101.

45. Кисилев Л.А. Комбинированный способ ремонта коленчатых валов / Л.А. Кисилев, В.А. Конкин, А.А. Кисилев // Технологии ремонта, восстановления, упрочнения и обновления машин, механизмов, оборудования и металлоконструкций: Материалы 4-й всероссийской практ. конференции. - СПб.: 2002. - С. 144-145.

46. Кича Г.П. Ресурсосберегающее маслоиспользование в судовых дизелях / Г.П. Кича, Б.Н. Перминов, А.В. Надежкин. - Владивосток: Мор. гос. ун-т, 2011. - 372 с.
47. Коган Б.И. Основы технологического обеспечения качества горной техники // Вестник машиностроения. - 2000. - № 2. - С. 39-44.
48. Комбалов В.С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ. - М.: Наука, 1974.
49. Коновалов Л.В. Роль и приоритетные направления конструкционной надежности машин при современных тенденциях развития машиностроения // Вестник машиностроения. - 1995. - № 11. - С. 14-18.
50. Кораблев А.В. Совершенствование финишной обработки шеек коленчатого вала путем применения модифицирующих материалов: дис. канд. техн. наук: 05.20.03 / Кораблев Андрей Валерьевич. - СПб., - 2006. - 118 с.
51. Коровчинский М.В. Теоретические основы работы подшипников скольжения. - М.: Машгиз, 1959. - 403 с.
52. Коротков В.А. О концепции выбора методов упрочнения // Вестник машиностроения. - 1996. - № 1. - С. 21-22.
53. Корсаков В.С. Повышение долговечности машин технологическими методами / В.С. Корсаков, Г.Э. Таурит, Г.Д. Василюк. - Киев: Техника, 1986. - 158 с.
54. Костецкий Б.И. Поверхностная прочность материалов при трении / Б.И. Костецкий, И.Г. Носовский, А.К. Караулов [и др.] - Киев: Техника, 1976. - 296 с.
55. Коршунов В.Я. Повышение эксплуатационных свойств машин прогнозированием и технологическим обеспечением физико-механических параметров материалов на основе принципов синергетики // Вестник машиностроения. - 2000. - № 6. - С. 48-52.
56. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. - М.: Машиностроение, 1977. - 526 с.

57. Кривошеков В.Е. Опыт эксплуатации подшипников скольжения коленвалов дизелей «Зульцер» типа 16ZV40/48 и 6AL25/30 / В.Е. Кривошеков, В.И. Фадеев // Морской транспорт. Сер. Техническая эксплуатация флота: Экспресс-информ. / Мортехинформреклама. - 1991. - Вып. 16(756). - С. 1-12.

58. Кривошеков В.Е. Оценка надежности и прогнозирования задиров мотылевых подшипников главных среднеоборотных дизелей «Зульцер-3года» типа 16ZV40/48 / В.Е. Кривошеков, В.И. Фадеев // Морской транспорт. Сер. Техническая эксплуатация флота: Экспресс-информ. / Мортехинформреклама. - 1992. - Вып. 13(777). - С.1-8.

59. Крылов Е.И. Надежность судовых дизелей. - М.: Транспорт, 1978. - 160 с.

60. Крылов Е.И. Надежность коленчатых валов дизелей 6ЧРН 36/45 // Двигателестроение. - 2000. - №2. - С.33-35.

61. Крылов Н.А. Влияние геоматериалов на улучшение триботехнических свойств пар трения / Н.А. Крылов, М.А. Скотникова, Е.К. Иванов, Н.И. Пустовой, А.В. Никитин // Технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки от нано- до макроуровня: в 2 ч. Часть 2: Материалы 12-й Международной научно-практической конференции. - СПб.: Изд-во Политехн. ун-та. - 2010. - С. 508-513.

62. Кубич В.И. Износостойкость деталей трибосопряжения «шейка- вкладыш» / В.И. Кубич, Л.И. Ивченко // Проблемы трибологии. - 2011. - №2. - С.103-110.

63. Кубич В.И. О механических характеристиках приповерхностных слоев элементов трибосопряжения «шейка-покрытие-вкладыш» / В.И. Кубич, Л.И. Ивченко // Проблемы трибологии. - 2011. - №4. - С. 97-102.

64. Кубич В.И. Микрометрические характеристики поверхности как фактор влияния на реализацию избирательного переноса в трибосопряжении «шейка - покрытие - вкладыш» / В.И. Кубич, Л.И. Ивченко, С.Ю. Цоцорин //

Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. - 2008. - №2. - С. 119-126.

65. Кугель Р.В. Испытания на надежность машин и их элементов. - М.: Машиностроение, 1982. - 180 с.

66. Куренский В.Е. Восстановление изношенных и защита от износа новых деталей механизмов и машин по технологии «Саис» // Техн. экспл. флота - пути совершенствования. Материалы региональной научно-прак. конф. 25-27 ноября 2003 г. - Владивосток: Мор. гос. ун-т им. адм. Г. И. Невельского, - 2003. С. 127-130.

67. Лавров Ю.Г. Повышение износостойкости деталей дизелей на основе геотрибоэнергетики / Ю.Г. Лавров, В.Н. Половинкин // Двигателестроение. - 1994. - №5. - С. 41.

68. Лазарев С.Ю. К вопросу о критериях качества защитных пленок и покрытий // Металлообработка. - 2002. - №2. - С. 22-26.

69. Лазарев С.Ю. Машины с аномально низким трением. - СПб.: Изд-во Военно-морской академии им. адм. Н. Г. Кузнецова, 2004. - 162 с.

70. Лазарев С.Ю. К вопросу о критериях выбора природных минеральных материалов и других веществ для покрытий разного назначения / С.Ю. Лазарев, С.Б. Токманев, В.Б. Хмелевская // Металлообработка. - 2006. - №3 (33). - С. 29-35.

71. Леонтьев А.Л. Исследование влияния состава минеральных и органо-минеральных материалов, используемых для модифицирования поверхности трения на триботехнические свойства сопряжения / А.Л. Леонтьев, А.Г. Токликишвили // 59-я международная молодежная научно-техническая конференция «Молодежь-наука-инновации», - Владивосток: МГУ. - 2011. - Т. 1. С. 40-44.

72. Леонтьев Л.Б. Анализ функционирования трибосистемы «шейка коленчатого вала - вкладыш подшипника - смазка» судовых среднеоборотных дизелей / Л.Б. Леонтьев, А.В. Надежкин, В.Н. Макаров, А.Г. Токликишвили // Двигателестроение. - 2013. - №2 (252). - С. 41-47.

73. Леонтьев Л.Б. Исследование влияния технологических параметров формирования металлокерамических покрытий на поверхностях трения на триботехнические свойства сопряжения / Л.Б. Леонтьев, Н.П. Шапкин, А.Л. Леонтьев, А.Г. Токликишвили // Металлообработка. - 2012. - №2. - С. 28-30.

74. Леонтьев Л.Б. Повышение ресурса транспортных средств формированием параметров материала поверхностного слоя деталей / Л.Б. Леонтьев, А.М. Макаренков // Технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки от нано- до макроуровня: в 2 ч. Часть 2: Материалы 10-й Международной научно-практической конференции: - СПб.: Изд-во Политехн. ун-та. - 2008. - С. 265-271.

75. Леонтьев Л.Б. Системное проектирование технологического процесса формирования износостойких покрытий / Л.Б. Леонтьев, А.Л. Леонтьев // Металлообработка. - 2012. - № 1. - С. 48-52.

76. Леонтьев Л.Б. Технологическое обеспечение надежности судового оборудования. - Владивосток: Мор. гос. ун-т, 2009. - 544 с.

77. Леонтьев Л.Б., Леонтьев, А.Л., Шапкин, Н.П. Разработка композиционных износостойких покрытий для пар трения «плунжер - втулка» топливных насосов высокого давления дизелей: монография [Электронный ресурс] / Л.Б. Леонтьев, А.Л. Леонтьев, Н.П. Шапкин //- Владивосток: Издательский дом ДВФУ, 2012. - 103 с. - Режим доступа: <http://www.dvfu.ru/web/is/monografii2>.

78. Леонтьев Л.Б., Токликишвили А.Г. Исследование причин отказов коленчатых валов судовых среднеоборотных дизелей // Сборник научных трудов SWorld. Материалы международной научно-практической конференции «Перспективные инновации в науке, образовании, производстве и транспорте-2012». - Выпуск 2. Том 2. - Одесса: КУПРИЕНКО, 2012. - С. 37-39.

79. Леонтьев Л.Б., Юзов А.Д. Подшипники коленчатых валов судовых дизелей. - Владивосток: ДВГМА, 2000. - 173 с.

80. Лиджи-Горяев Р.А. Исследование и совершенствование технологии восстановления шеек коленчатых валов судовых дизелей плазменным напыле-

нием проволокой из марганцовистой стали: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.08.04 / Лиджи-Горяев Роман Анатольевич. - Астрахань: АГТУ, 2006. - 18 с.

81. Мамонтов, В. А. Методика оценки долговечности коленчатого вала судового ДВС по реальному профилю микронеровностей его поверхностей / В.А. Мамонтов, О.Н. Синельщикова // Вестник АГТУ. - 2008. - № 5. - С. 50-53.

82. Металловедение и термическая обработка стали. Т. 1. Методы испытаний и исследования: Справ. пособие. - 3-е изд., перераб. и доп. / Под ред. М.Л. Бернштейна, А.Г. Рахштадта. - М.: Металлургия, 1983. - 352 с.

83. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов. Т. 2. Методы исследования механических свойств металлов: Справ. пособие / Под ред. А.Т. Туманова. - М.: Машиностроение, 1974. - 320 с.

84. Методы испытания на трение и износ: Справ. изд. / Л.И. Куксенова, В.Г. Лаптева, А.Г. Колмаков, Л.М. Рыбакова. - М.: Инстермет-Инжиниринг, 2001. - 152 с.

85. Миронов В.Л. Основы сканирующей зондовой микроскопии. - М.: Мир, 2004. - 267 с.

86. Михайлов В.И. Планирование экспериментов в судостроении / В.И. Михайлов, К.М. Федосов. - Л.: Судостроение, 1978. - 160 с.

87. Моргаленко Т.А. Технологическое управление триботехническими характеристиками соединений типа подшипников скольжения, работающих в условиях динамических нагрузок, на основе использования износостойких покрытий: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.08 / Моргаленко Татьяна Александровна. - Брянск: БГТУ, 2003. - 18 с.

88. Мышкин Н.К. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии / Н.К.Мышкин, М.И. Петроковец. - М.: Физматлиш, 2007. - 368 с.

89. Назаров А.Д. Показатели изнашивания коренных подшипников коленчатого вала / А.Д. Назаров // Автомобильная промышленность. - 2000. - 12. - С. 25-27.

90. Налимов В.В. Теория эксперимента. - М.: Наука, 1971. - 163 с.

91. Налимов В.В. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов / В.В. Налимов, Н.А. Чернова. - М.: Наука, 1965. - 275 с.
92. Овсянников М.К. Эксплуатационные качества судовых дизелей / М.К. Овсянников, В.А. Петухов. - Л.: Судостроение, 1982. - 208 с.
93. Овчинников Е. В. Триботехнические характеристики композиционных многослойных покрытий / Е.В. Овчинников, С.Д. Лещик, В.А. Струк, О.В. Холодилов, Д.И. Федоров // Трение и износ. - 2000. - Т. 21, № 2. - С. 147-157.
94. Панин В.Е. Структурные уровни деформации твердых тел / В.Е. Панин, В.А. Лихачев, Ю.В. Гриняев. - Новосибирск: Наука, 1985. - 229 с.
95. Парфенов Л.Н. Обобщение опыта технического надзора Регистра за восстановлением рамовых и шатунных шеек коленчатых валов судовых дизелей методом электронаплавки // Пленки и покрытия-2001 (Труды 6-й международной конференции «Пленки и покрытия». - СПб.: Полиплазма. - 1998. - С. 528-530.
96. Пекошевски В. Системный анализ методологии трибологических испытаний конструкционных материалов / В. Пекошевски, М. Щерек, М. Вишневски // Трение и износ. - 1996. - Т. 17, №2. - С. 178-186.
97. Плетнев Д.В. Основы технологии износостойких и антифрикционных покрытий / Д.В. Плетнев, В.Н. Брусенцова. М.: Машиностроение, 1968. - 272 с.
98. Погодаев Л.И. Новые теоретические подходы к проблемам прогнозирования надежности материалов и оборудования / ВМПАВТО; МФ СЕЗАМУ; РГА- ТА; под общ. ред. Л. И. Погодаева, Ю. П. Замятина // СЛАВЯНТРИБО-5. Наземная и аэрокосмическая трибология - 2000: проблемы и достижения: материалы междунар. науч.-практ. симпозиума, - СПб.: Рыбинск, 2000. - С. 9-15.
99. Погодаев Л.И. Влияние геомодификаторов трения на работоспособность трибосопряжений / Л.И. Погодаев // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2005. - № 1. - С. 58-66.
100. Погодаев Л.И. Теория и практика прогнозирования износостойкости и долговечности материалов и деталей машин / Л.И. Погодаев, Н.Ф. Голубев. - СПб.: СПГУВК, 1997. - 415 с.