

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Державний вищий навчальний заклад
Донецький національний технічний університет

П.Г.Матюха, В.В.Полтавець

ГАЗНЕ ШЛІФУВАННЯ З ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ
КЕРУЮЧИМИ ДІЯМИ
НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ КРУГА

Науково-технічна
бібліотека ДонНТУ

ВІДДІЛ НАВЧАЛЬНОЇ
ЛІТЕРАТУРИ
НТБ ДонНТУ

Донецьк – 2006

Рецензенти:

Вітренко В.О. — завідувач кафедри теоретичної механіки Східноукраїнського національного університету ім. В.Даля, доктор технічних наук, професор;

Ковальов В.Д. — завідувач кафедри металорізальних верстатів та інструментів Донбаської державної машинобудівної академії, доктор технічних наук, професор.

Публікується відповідно до рішення Вченої ради Донецького національного технічного університету, протокол № 8 від 17 листопада 2006 р.

Матюха П.Г., Полтавець В.В.

М 34 Алмазне шліфування з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга. — Донецьк: ДонНТУ, 2006. — 164 с.

ISBN 966-377-034-1

В монографії на основі аналізу функціонування підсистем різання і керуючих дій, які складають систему шліфування з керуванням параметрами робочої поверхні круга, та сформульованих основних принципів керування параметрами рельєфу робочої поверхні інструмента виконаний опис закономірностей функціонування підсистеми різання в часі, підґрунтя яких складають математичні залежності для розрахунку складових сил різання на шліфувальному крузі в будь-який момент часу.

Викладені методики розрахунку інтенсивності видалення зв'язки та продуктів засалювання в процесі керуючих дій на робочу поверхню круга за заданими показниками якості та мінімальною питомою собівартістю обробки. Розроблена методика визначення оптимальних режимів шліфування важкооброблюваних матеріалів з керуванням параметрами робочої поверхні круга електроерозійним способом при шліфуванні за жорсткою та пружною схемами.

Матеріали монографії призначені для наукових працівників, викладачів навчальних закладів, фахівців в галузі машинобудування, студентів при виконанні магістерських робіт та дипломних проектів, а також аспірантів та докторантів.

ЗМІСТ

ПЕРЕДМОВА	6
1 ШЛІФУВАННЯ З КЕРУВАННЯМ ПАРАМЕТРАМИ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ КРУГА ЯК СИСТЕМА	8
1.1 Сучасні способи керування параметрами РПК при шліфуванні	8
1.2 Деякі проблеми керування параметрами РПК при шліфуванні	17
1.3. Основні вимоги до способів керуючих дій на РПК при шліфуванні	19
1.4 Система алмазного шліфування з керуванням параметрами РПК	22
1.5 Основний принцип керування параметрами РПК при шліфуванні	26
2 ПАРАМЕТРИ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ АЛМАЗНОГО ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА В СТАТИЦІ	31
2.1 Існуючі моделі алмазних зерен та області їх застосування	31
2.2 Розміри алмазних зерен і відстань між ними в матриці алмазовмісного шару	34
2.3 Кількість алмазних зерен і відстань між ними на робочій поверхні нерухомого шліфувального круга	35
2.4 Геометрична форма алмазного зерна на робочій поверхні круга	40
2.5 Довжина площадок контакту на задній поверхні алмазних зерен	45
2.5.1 Довжина площадок контакту, сформованих при шліфуванні за жорсткою схемою	45
2.5.2 Довжина площадок контакту, сформованих при шліфуванні за пружною схемою	49
2.6 Вплив способу шліфування на довжину контактних площадок зерен	58
2.7 Параметри різновисотності алмазних зерен на РПК після алмазного та алмазно-іскрового шліфування	59
2.7.1 Параметри різновисотності алмазних зерен на РПК після алмазного та алмазно-іскрового шліфування за жорсткою схемою	59
2.7.2 Параметри різновисотності алмазних зерен на РПК після алмазного та алмазно-іскрового шліфування за пружною схемою	66
2.8 Порівняння розподілів різновисотності при шліфуванні за жорсткою та пружною схемами	67
2.9 Об'єм міжзеренного простору робочої поверхні круга	71
3 КІНЕМАТИКА ШЛІФУВАННЯ ПЕРИФЕРІЄЮ КРУГА	74
3.1 Траєкторія абразивного зерна відносно деталі	74

3.2 Вплив напрямку обертання круга і деталі на траєкторію руху абразивного зерна	78
3.3 Довжина кривої контакту абразивного зерна з деталлю	82
3.4 Товщина комоподібного зрізу	85
3.5 Аналіз точності формул для розрахунку довжини кривої контакту і товщини комоподібного зрізу	90
4 ФОРМА І РОЗМІРИ ОДИНИЧНИХ ЗРІЗІВ ПРИ МАСОВОМУ РІЗАННІ ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХНІ РІЗНОВИСОТНО РОЗТАШОВАНИМИ ЗЕРНАМИ	92
4.1 Вплив кінематики і різновисотного розташування зерен на форми одиничних зрізів та кількість зерен, що контактують	92
4.2 Математична модель робочої поверхні круга в процесі шліфування	105
4.3 Розрахунок розмірів одиничних зрізів на базі математичної моделі робочої поверхні круга	108
5 ІНТЕНСИВНІСТЬ ВИДАЛЕННЯ ЗВ'ЯЗКИ У ПРОЦЕСІ КЕРУЮЧИХ ДІЙ НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ КРУГА ПРИ ВІДСУТНОСТІ ЗАСАЛЮВАННЯ МІЖЗЕРЕННОГО ПРОСТОРУ	110
5.1 Сили різання при шліфуванні	110
5.2 Міцність закріплення алмазного зерна в металевій зв'язці	117
5.3 Інтенсивність видалення зв'язки в процесі керуючих дій на РПК із метою виключення фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі деталі	125
6 ВИХІДНІ ПОКАЗНИКИ ШЛІФУВАННЯ ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ З ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ КЕРУЮЧИМИ ДІЯМИ НА РПК	128
6.1 Обґрунтування способу стабілізації вихідних технологічних показників шліфування за пружною схемою	128
6.2 Вплив часу оброблення на поточну фактичну глибину різання і об'єм зшліфованого матеріалу при шліфуванні за пружною схемою з постійною силою підтиску заготовки до круга	141
6.2.1 Вплив часу оброблення на фактичну глибину шліфування за пружною схемою в результаті процесу зношування зерен та спільної дії процесів засалювання міжзеренного простору і зношування зерен	141
6.2.2 Вплив часу оброблення за пружною схемою на об'єм зшліфованого матеріалу	144
6.3 Вплив сили підтиску заготовки до круга і часу шліфування за пружною схемою на питому витрату алмазів	146
6.3.1 Вплив сили підтиску заготовки до круга на питому витрату алмазів	146
6.3.2 Середня інтенсивність зносу круга при алмазному шліфуванні	148

6.4 Вплив часу відновлення РПК на питому собівартість шліфування	148
6.4.1 Залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК внаслідок процесу зношування зерен	148
6.4.2 Залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК внаслідок спільної дії процесів засалювання круга і зношування зерен	151
ВИСНОВКИ	157
ПЕРЕЛІК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	158

ПЕРЕДМОВА

Випуск конкурентноспроможної машинобудівної продукції пов'язаний з різким підйомом технічного рівня машин, які випускаються, збільшенням показників надійності: безвідмовності та довговічності в експлуатації, підвищенням точності машин. Вирішення цих задач можливе за рахунок використання матеріалів підвищеної міцності та зносостійкості, створення нетрадиційних способів обробки, які відповідають рівню високих технологій.

Сьогодні проблема високопродуктивної обробки важкооброблюваних матеріалів успішно вирішується за допомогою алмазного шліфування. Разом з цим однією із умов підвищення ефективності алмазного шліфування є подолання протиріччя, яке створене необхідністю міцного закріплення алмазних зерен в матриці алмазовмісного шару з метою більш повного використання унікальних різальних властивостей алмаза, та одночасного збереження шліфувальним кругом властивостей самозаточування, без яких різальна здатність робочої поверхні круга (РПК) з плином часу обробки зменшується, що кінець кінцем призводить до виходу окремих технологічних показників процесу за допустимі межі.

Це технологічне протиріччя може бути успішно подолане за допомогою керуючих дій на РПК, коли водночас з обробленням деталей, які виготовляються, підтримуються в необхідних межах значення параметрів робочої поверхні круга, що забезпечує тим самим стабільність показників процесу алмазного шліфування на протязі всього часу оброблення.

В даній монографії на основі аналізу функціонування підсистем різання і керуючих дій, які складають систему шліфування з керуванням параметрами РПК, та сформульованих основних принципів керування параметрами рельєфу робочої поверхні інструмента виконаний опис закономірностей функціонування підсистеми різання в часі, підґрунтя яких складають математичні залежності для розрахунку складових сил різання на шліфувальному крузі в будь-який момент часу, викладені методики розрахунку інтенсивності видалення зв'язки та продуктів засалювання в процесі керуючих дій на РПК за заданими показниками якості та мінімальною питомою собівартістю обробки, розроблена методика визначення оптимальних режимів шліфування важкооброблюваних матеріалів з керуванням параметрами РПК електроерозійним способом при шліфуванні за жорсткою та пружною схемами.

Встановлені авторами закономірності формування необхідних параметрів РПК за допомогою керуючих дій є узагальненими і справедливими не тільки для електроерозійного способу дій на РПК, але і для інших способів керування параметрами РПК.

При написанні монографії використані результати досліджень, які були виконані на кафедрі "Металорізальні верстати та інструменти" Донецького національного технічного університету авторами особисто або під їх безпосереднім керівництвом.

Розділи 1 і 3-5 написані П.Г.Матюхою, розділ 6 – В.В.Полтавцем, розділ 2 – спільно обома авторами. Загальне редагування виконане П.Г.Матюхою.

РОЗДІЛ 1

ШЛІФУВАННЯ З КЕРУВАННЯМ ПАРАМЕТРАМИ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ КРУГА ЯК СИСТЕМА

1.1 Сучасні способи керування параметрами РПК при шліфуванні

Використання різальних властивостей алмазів при шліфуванні крутом значною мірою залежить від виду зв'язки, на якій виготовлений алмазовмісний шар. Так, за даними Т.Н.Лоладзе і Т.В.Бокучава, при шліфуванні алмазними кругами на бакелітовій зв'язці АС 40-Б1-100 зразків із молібдену МВ1 використовується тільки 9% різальних властивостей алмаза, жароміцного сплаву ХН7ОВМТЮ – 6%, титанового сплаву ВТ-1 – 3%, сталі 40 – 2%, сірого чавуна СЧ 18-28 – 0,07% [1]. Отже, для ефективного використання різальних властивостей алмазу в інструменті він повинний бути надійно закріплений у матриці алмазовмісного шару.

Властивість міцного утримання зерен у матриці алмазовмісного шару мають металеві зв'язки, що являють собою композиції на основі міді, олова, заліза, алюмінію, нікелю та інших металів [2]. Однак, підвищення міцності закріплення зерен за допомогою металевих зв'язок призвело до втрати кругами власності самозаточування, у результаті чого різальна здатність РПК із збільшенням часу обробки постійно знижується. Зниження різальної здатності робочої поверхні відбувається, в основному, через відсутність пор на поверхні металеві зв'язки, у зв'язку з чим згодом стає неможливим розміщення стружки в міжзеренному просторі, об'єм якого, сформований під час правки, зменшується в процесі шліфування в результаті зносу зерен, а також схильністю металеві зв'язки до схоплювання з оброблюваними металами і сплавами. Зниження різальної здатності РПК збільшує потужність різання і сприяє підвищенню температури в зоні шліфування, величина якої може перевищити поріг фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі деталі.

Підвищити різальну здатність РПК можна введенням до складу металевих зв'язок твердих неметалевих наповнювачів: абразивних порошків, антифрикційних добавок, твердих мастил. Так, абразивні порошки підвищують твердість зв'язки, зменшують долю металеві фаз і, відповідно, площі контакту металеві основи з поверхнею оброблюваного металу і, як наслідок, зменшують схоплювання зв'язки з оброблюваним металом. Тверді мастила типу графіту або дисульфиду молібдену крім перерахованих вище ефектів забезпечують зниження сил тертя на поверхні зв'язки [3]. Менше схильні до засалювання і забезпечують зниження температури в зоні різання при шліфуванні твердих сплавів круги на зв'язках МО13, МО4, МВ1, ТМ2, які мають властивість самозагострення [4].

Однак, перераховані прийоми не усувають проблеми зниження працездатності кругів при шліфуванні широкої номенклатури виробів із різних матеріалів, тому що мають низьку оперативність і не усувають основних причин зни-

ження працездатності різальної поверхні: контактування зв'язки з оброблюваним матеріалом і зміни за час обробки об'єму міжзеренного простору на РПК.

Використання для цілей формування параметрів РПК електричної ерозії, електро-фізикохімічних дій і механічної дії на зв'язку вільним абразивом поклали початок розробці оперативних способів підвищення різальної здатності шліфувальних кругів, а їх становлення може бути умовно розділене на два періоди.

Перший період характеризувався розробкою способів правки, заснованих на перерахованих вище процесах, при яких у процесі правки, поряд із наданням необхідної геометричної форми круга, здійснювалося формування і параметрів РПК. Правка круга, як правило, виконувалася на окремих стендах або модернізованому устаткуванні і не сполучалася з процесом обробки виробів. У процесі правки формувалася достатня величина виступання зерен із зв'язки, що забезпечувало в початковий період алмазного шліфування максимальну різальну здатність робочої поверхні круга за рахунок виключення контакту зв'язки з оброблюваним матеріалом. Однак із часом оброблення різальна здатність круга поступово знижувалася.

Другий період становлення оперативних способів підтримки різальної здатності круга характеризується поєднанням електроерозійних, електро-фізикохімічних дій та дії на зв'язку вільним абразивом із процесом обробки виробів. При цьому не тільки усувається контакт зв'язки з оброблюваним матеріалом, але і підтримується постійна середня висота виступання зерен із зв'язки протягом усього часу оброблення, що дозволило за рахунок стабілізації різальної здатності круга підвищити ефективність та технологічні можливості алмазного шліфування кругами на металевій зв'язці.

Оскільки при здійсненні дій на РПК одночасно з обробкою виробів інтенсивність цих дій узгоджується із задачами стабілізації вихідних показників обробки і зберігання певних параметрів РПК постійними, то такі дії на РПК можуть бути віднесені до керуючих, а процес підтримки різальної здатності круга — до керування різальною здатністю круга в процесі обробки.

Розглянемо сучасні способи керування параметрами РПК при шліфуванні.

Узагальнення опублікованих матеріалів, присвячених керуванню різальною здатністю круга при алмазному шліфуванні [5, 6, 7, 8 і ін.] дозволяє здійснити класифікацію існуючих способів за наступними ознаками (рис. 1.1):

- за видом використовуваної для дій на РПК енергії: електроерозійний (теплова енергія), електро-фізикохімічний (хімічна енергія), вільним абразивом (механічна енергія);

- за видом джерел технологічної енергії: способи, що використовують імпульсні джерела технологічного струму, джерела постійного та перемінного струму;

- за розташуванням зони введення технологічної енергії: у зону різання, в автономну зону, комбіновано в зону різання й автономну зону;

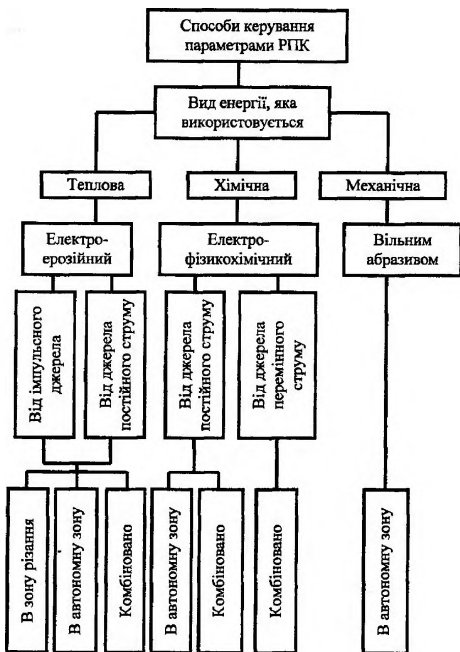


Рис. 1.1. Класифікація способів керуючих дій на робочу поверхню шліфувального круга

- за спрямованістю дій: на зв'язку, на зерно;
- за кількістю типів енергії, які поєднуються в керуючих діях: комбіновані способи, що поєднують теплову і механічну, хімічну і теплову, хімічну і механічну енергії;
- за співвідношенням часу шліфування і керуючих дій: способи з безперервними або періодичними діями.

Виконання керування різальною здатністю кругів на металевій зв'язці пов'язане з розробкою в Харківському державному політехнічному університеті колективом учених під керівництвом М.К. Беззубенко та А.І. Грабченко алмазно-іскрового шліфування (АІШ) [8] та способу заточування різальних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів [6]. Сутність АІШ полягає в поєднанні процесу різання алмазними зернами оброблюваної деталі з одночасним електрофізичною дією на інструмент і деталь за рахунок введення в зону різання імпульсного технологічного струму в середовищі звичайних шліфувальних мастильно-оходжувальних рідин (МОР). При обробці надтвердих неструмопровідних полікристалів у процесі їх шліфування здійснюється безперервна електро-фізикохімічна дія на зв'язку круга в автономній зоні з метою її електролітичного розчинення і електроерозійної руйнації, що забезпечує постійну величину виступання зерен із зв'язки. Процес дій на робочу поверхню круга в автономній зоні був поширений на обробку струмопровідних виробів [5], а потім був запропонований спосіб шліфування з подачею технологічної енергії одночасно в зону обробки та в автономну зону [7]. Принципові схеми шліфування, що використовують електроерозійні способи керуючих дій на РПК, подані на рис. 1.2, а, б, в.

Проаналізуємо технологічні можливості та особливості основних способів підтримки різальних властивостей РПК у процесі обробки.

При керуванні різальною здатністю круга з підведенням технологічного струму в зону різання (див. рис. 1.2, а) джерело технологічного струму позитивним полюсом підключають до шліфувального круга, а негативним – до оброблюваної деталі. При цьому зона електроерозійних дій і зона різання об'єднані в часі і просторі. У якості джерела технологічного струму використовуються генератори імпульсів моделі ВГ-ЗВ, ШГІ 40-440, ШГІ 125-100М, ДГТ-35, джерела постійного струму.

У міжелектродний проміжок (МЕП) подають слабострумопровідні водянні МОР, збуджуючи між оброблюваною деталлю і струмопровідною зв'язкою електричні розряди. При алмазно-іскровому шліфуванні, коли використовуються імпульсні високочастотні джерела живлення типу ШГІ, які генерують уніполярні імпульси з амплітудою напруги холостого ходу 200 В, електричні розряди проходять у результаті пробією МЕП або ініціюються стружками, що зрізаються [9, 10]. При алмазно-електроерозійному шліфуванні, коли використовуються низьковольтні генератори імпульсів або джерела постійного струму, комутування електричних розрядів відбувається шляхом замикання-розмикання точкових контактів, які виникають у результаті появи при різанні алмазними зер-

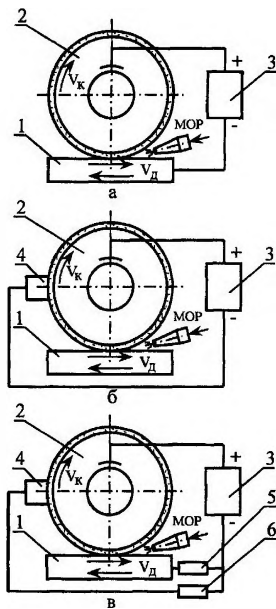


Рис. 1.2. Способи шліфування з керуванням різальною здатністю круга за допомогою електроерозійних дій

1 – деталь; 2 – шліфувальний круг; 3 – джерело технологічного струму;
4 – автономний електрод-інструмент; 5,6 – регульовальні опори

нами стружки [11, 12], або контактування виступів поверхні зв'язки і деталі [4]. У цьому випадку на зв'язку шліфувального круга діють низьковольтні і низько-частотні контактні-дугові розряди [11].

Спосіб керування різальною здатністю круга з підведенням електричної енергії в зону різання має широку універсальність і може бути реалізований при будь-якій схемі шліфування. Відоме використання алмазно-іскрового і алмазно-електроерозійного шліфування при круглому зовнішньому, внутрішньому, плоскому шліфуванні, заточуванні інструментів, зубохонінгуванні; при цьому обробка виконується за жорсткою або пружною схемами. Шліфуванню підлягала широка гамма важкооброблюваних матеріалів: штампових сталей (X12, X12M, X12Ф1, X12Ф4М, X4Ф4М, X3Ф8, X13Ф12), шарикопідшипникової сталі ШХ15, твердих сплавів (Т5К10, Т15К6, ВК8, ВК15), магнітотвердих матеріалів (ЮНДК24Т2, ЮНДК35Т5БА), а також твердосплавних непереточуваних пластин із сплавів Т15К6, ТН-20, композицій «ТН-20 – сталь 45», «Т15К6 – сталь 45», двошарових пластин ТОМАЛ.

Алмазно-іскрове і алмазно-електроерозійне шліфування забезпечують підтримку різальних властивостей круга протягом тривалого часу за рахунок достатнього виступання зерен над зв'язкою. Продуктивність АІШ у 2-5 разів (400-3000 мм³/хв) вища в порівнянні зі звичайним шліфуванням [13, 14, 15], причому на оптимальних електричних режимах механічна обробка інтенсифікується за рахунок високих різальних властивостей круга, а при інтенсивних електричних режимах – додатково у результаті специфічної для кожного оброблюваного матеріалу зміни його фізико-механічних властивостей [16]. Таким чином, зростання продуктивності при алмазно-іскровому шліфуванні є наслідком, у першу чергу, підвищення різальної здатності круга та зниження витрат енергії на тертя зв'язки об заготовку [17].

Поверхневий шар деталі, отриманий у результаті алмазно-іскрового шліфування, характеризується залишковими напруженнями стиснення [13, 14, 15, 18].

Однак, спосіб керування різальною здатністю круга з підведенням технологічного струму в зону різання, що реалізується при алмазно-іскровому та алмазно-електроерозійному шліфуванні, має і низку недоліків:

- підвищену питому витрату алмазів [18, 19];
- погіршення якості обробленої поверхні (оплавлення, мікро- і макротріщини [18], фазові перетворення [13];
- взаємозв'язок електричних і механічних режимів через ініціювання розрядів стружками;
- вплив на протікання електроерозійного процесу жорсткості системи ВПД [20], у результаті чого на поверхні круга з'являються хвилі і смуги засалювання [21].

У процесі керування різальною здатністю круга з підведенням технологічного струму в автономну зону процес електроерозійних дій на зв'язку круга і процес різання об'єднані в часі, але розділені в просторі. У цьому випадку по-

зитивний полюс джерела технологічного струму підключають до шліфувального круга, а негативний – до автономного електрода-інструмента (ЕІ) (див. рис. 1.2, б). При підтискуванні ЕІ до робочої поверхні круга з невеликим постійним зусиллям [7], комутування розрядів здійснюється за рахунок переривчастого контактування мікронерівностей поверхонь РПК та ЕІ, а також стружок, які зрізаються з ЕІ. Така схема, яка відрізняється конструктивною простотою, має і істотні недоліки [22]:

- механічний знос ЕІ;
- низька здатність виправляти похибки форми деталі у результаті копіювання електродом-інструментом макрогеометрії круга;
- відсутність стабільності електроерозійних дій через вібрацію ЕІ.

Схема керування параметрами РПК, при реалізації якої між автономним ЕІ і робочою поверхнею круга підтримується деякий заданий проміжок [20], позбавлений перерахованих недоліків. При її реалізації комутацію розрядів забезпечують стружки, які захоплюються кругом із зони різання і потрапляють у міжелектродний проміжок [22].

Перевагами шліфування струмопровідних матеріалів із підведенням технологічного струму в автономну зону є:

- зниження пульсацій міжелектродного проміжку [23];
- стабільність електроерозійного процесу незалежно від фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу, що дозволяє збільшити стійкість круга більше ніж у 10 разів та стабілізувати його різальну здатність [7, 20, 22].
- зниження питомої витрати алмазів на 30-40%, а собівартості обробки на 20-40%, у порівнянні з тими ж показниками при електроерозійних діях на круг в міжелектродному проміжку, поєднаному з зоною різання [20].

У способі керування різальною здатністю круга, що реалізує одночасне введення технологічного струму в зону різання і в автономну зону [7] (див. рис. 1.2, в), задача електроерозійного очищення робочої поверхні круга від стружки і розкриття робочих зерен вирішена не тільки шляхом збудження електричних розрядів (тобто пробою середовища з наступним підведенням енергії через канал розряду, що утворився), але і шляхом комутування так званих дуг розмикавання – електричних розрядів, які виникають при розриві (внаслідок механічного переміщення або розвитку розряду) мікроконтактів між електродами.

Паралельне підключення автономної зони електроерозійних дій і зони різання до одного джерела та наявність регульовальних електричних опорів дозволяє конструктивно просто і економно вирішити задачу шліфування з керуванням параметрами РПК. Дійсно, якщо при збільшенні подачі омичний опір зони різання безупинно знижується, а величина технологічного струму і, отже, інтенсивність видалення зв'язки автоматично зростають, може відбутися неприпустимий знос круга. Тоді, змінюючи величини опорів, можна знизити величину технологічного струму в зоні різання, одночасно збільшивши, при необхідності, інтенсивність електроерозійних дій в автономній зоні. Спосіб шліфування з підведенням технологічної енергії одночасно в зону різання і в авто-

номну зону дозволяє використовувати більш прості і потужні джерела живлення, забезпечує зниження витрати алмазів у 1,5-2 рази при продуктивності обробки твердого сплаву ВК8 близько 2000 мм³/хв.

Керування різальним рельєфом кругів, яке засноване на використанні електро-фізикохімічних дій, може здійснюватися шляхом підведення електричної енергії в зону різання, автономну зону або одночасно в зону різання й автономну зону [25]. При цьому можуть використовуватися один або два джерела постійного струму. Щоб здійснити роздільне регулювання величини струму в ланцюгах керування різальним рельєфом і оброблення запропоновані схеми, подані на рис. 1.3, а, б, в [24, 25].

У схемі, яка використовує джерело живлення перемінного струму (рис. 1.3, а), імпульси прямої полярності використовуються для цілей керування й обробки, а імпульси струму зворотної полярності – тільки для обробки. Утворення двох електричних ланцюгів, що працюють паралельно, дозволяє здійснити додаткове регулювання струму в ланцюзі обробки за рахунок зміни його активного опору [25].

Незалежне регулювання в ланцюгах можна здійснити, використовуючи імпульси прямої полярності тільки для ланцюга керування різальним рельєфом, а зворотної полярності – тільки для ланцюга обробки (рис. 1.3, б). У цьому випадку, як і в попередньому, використовується джерело перемінного струму. Регулювання струму в ланцюзі керування здійснюють зміною міжелектродного проміжку, а в ланцюзі обробки – зміною його активного опору. Можливе паралельне вмикання ланцюгів обробки та керування (рис. 1.3, в), коли постійний струм від одного джерела в ланцюзі керування і ланцюзі обробки регулюється так само, як описано вище [25].

Розглянуті схеми керування різальним рельєфом використовуються при обробці надтвердих полікристалічних матеріалів (АСПК, АСБ, ДІАМЕТ, ДАП, Ельбор-Р, Гексаніт-Р, ДПНБ, композит-05) [24]; при цьому в основу керування різальними властивостями РПК покладений принцип рівності інтенсивностей примусового видалення зв'язки і розмірного зносу алмазних зерен, у результаті чого в процесі шліфування підтримується відповідна висота виступання зерен над зв'язкою.

Шліфування з керуванням різальною здатністю робочої поверхні круга за допомогою електро-фізикохімічних дій знайшло широке розповсюдження при обробці метало- і мінералокераміки (ВК-15, ВСК 60), жароміцної сталі ХН70ВМТЮ та інших матеріалів.

Схема керування рельєфом круга за допомогою вільного абразиву приведена на рис. 1.4 [8].

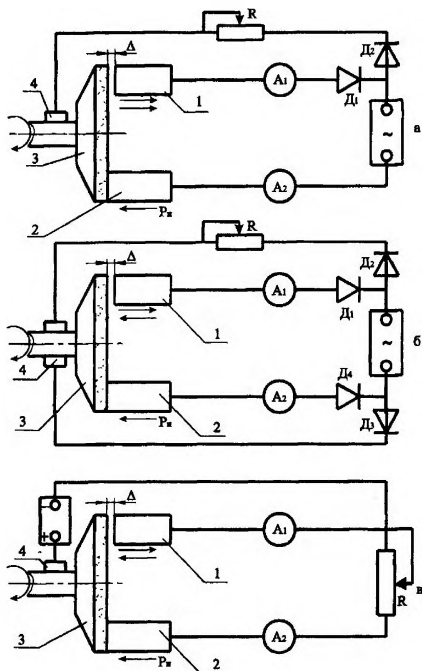


Рис. 1.3. Схеми шліфування з керуванням різальним рельєфом крутів за допомогою електро-фізикохімічних дій [25]:

а – підведення технологічного струму в автономну зону;
 б, в – підведення технологічного струму в зону різання та в автономну зону;

1 – катод; 2 – оброблюваний зразок; 3 – алмазний круг;

4 – струмознімач

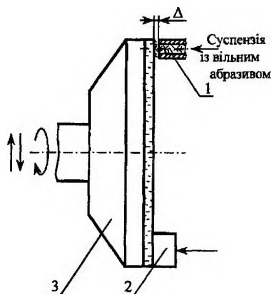


Рис. 1.4. Схема керування параметрами робочої поверхні круга за допомогою вільного абразиву
1 – притир; 2 – оброблюваний зразок; 3 – шліфувальний круг

Керуючі періодичні дії на робочу поверхню круга здійснюються в автономній зоні шляхом подавання через отвір у притирі в проміжок між робочими поверхнями шліфувального круга та притира суспензії, яка містить вільний абразив. При алмазному шліфуванні різальних пластин із мінералокераміки ВОК 71, ВО 13, «Силініт-Р» за рахунок керування параметрами РПК шляхом дії вільним абразивом у порівнянні із правкою круга шліфуванням були досягнуті наступні результати [27]:

- зниження витрати алмазів інструмента на зв'язках В2-01 і В1-01 у 2,7 разу;
- підвищення виходу придатного продукту на 5,3 %;
- збільшення періоду роботи верстата МШ 289 без підналагодження одержуваного розміру в 2,5 разу.

1.2 Деякі проблеми керування параметрами РПК при шліфуванні

Аналіз сучасних досліджень показав, що в даний час процес шліфування з керуючими діями на РПК здійснюється за двома схемами – жорсткою та пружною. При жорсткій схемі елементами режиму різання є швидкість круга, швидкість деталі, поздовжня і поперечна подачі, глибина шліфування. У цьому випадку об'єм матеріалу, який підводиться до шліфувального круга, є постійним і не змінюється навіть у тому випадку, якщо характеристики РПК не забезпечують його видалення, у результаті чого показники якості обробки погіршуються.

При пружній схемі шліфування елементами режиму різання є швидкість круга, швидкість деталі, поздовжня подача і сила підтиску поверхні заготовки до РПК. Основною перевагою пружної схеми є наявність сильного кореляційного зв'язку між кількістю зшліфованого матеріалу (продуктивністю обробки) і параметрами РПК, а також стабільність у часі показників якості обробленої поверхні, що дає можливість спростити методикку пошуку оптимальних режимів шліфування.

Як встановлено в роботі А.І. Грабченка [24], при алмазному шліфуванні СПТМ, коли не виконується основна умова обробки різанням, відповідно до якої твердість матеріалу інструменту повинна перевищувати твердість оброблюваного матеріалу, вилучення матеріалу СПТМ здійснюється внаслідок крихкого мікроруїнування в процесі масової високошвидкісної дії субмікрокромом алмазних зерен круга. У цих умовах аномально швидко зниження різальних властивостей круга, що обумовлює зміну вихідних показників шліфування, є результатом структурно-топографічного пристосування РПК і насамперед змін висоти виступання зерен із зв'язки і топографії поверхні алмазних зерен. Тому, для стабілізації параметрів різального рельєфу круга і вихідних показників обробки зв'язку рекомендується видаляти зі швидкістю, яка дорівнює швидкості розмірного зношування зерен, підтримуючи певну модальну величину виступання зерен із зв'язки. Представлення алмазного шліфування з безперервним керуванням параметрами робочої поверхні круга як єдиної системи, дозволяє диференціювати роль явищ, які протікають у зоні шліфування та керування, і знаходити можливості відновлення параметрів РПК до вихідного стану або оптимізувати їх за необхідними вихідними показниками.

У дослідженнях по керуванню різальною здатністю круга електроерозійним способом, основний внесок у які внесли роботи М.К. Беззубенка, Е.Я. Гродзинського, М.Д. Узуняна, вивчені фізичні особливості процесу електроерозійних дій, механізми ініціювання електричних розрядів і встановлена їх позитивна роль у підвищенні різальної здатності шліфувальних кругів на металевій зв'язці при шліфуванні широкої гами важкооброблюваних матеріалів, які розрізняються за хімічним складом і фізико-механічними властивостями. При цьому М.К. Беззубенко рекомендує для алмазно-іскрового шліфування за жорсткою схемою використовувати принцип рівності інтенсивностей примусового видалення зв'язки і розмірного зносу зерен.

Показано, що процес алмазно-іскрового шліфування забезпечує умови, при яких абразивний інструмент із самої слабкої ланки перетворюється в стійку, надійну ланку технологічної системи [28]. Досліджено вплив електроерозійних дій на технологічні показники процесів шліфування (плоского, круглого зовнішнього і внутрішнього), заточування інструментів із мінерало- і металоке-раміки. З використанням дослідно-статистичних моделей, заснованих на кібернетичному підході, вирішувалися задачі пошуку оптимальних умов високопродуктивної, економічної і високоякісної обробки.

Водночас, використання емпіричних, дослідно-статистичних методів, у силу властивих їм особливостей, обмежує область застосування отриманих рекомендацій. Крім того, використання в якості параметра керування різальною здатністю рельєфу круга висоти виступання алмазних зерен із зв'язки, що є обґрунтованим при шліфуванні надтвердих полікристалів і має переваги при використанні емпіричних методів досліджень та пружної схеми шліфування (нааявність тісного кореляційного зв'язку з технологічними показниками обробки, відносна простота контролю параметра), не дозволяє застосувати висоту виступання алмазних зерен із зв'язки для цілей керування параметрами РПК при шліфуванні за жорсткою схемою матеріалів, твердість яких менше твердості інструментальних матеріалів, коли видалення здійснюється одиничними зрізами. У цьому випадку, на вихідні технологічні показники процесу домінуючий вплив починають робити форма і розміри одиничних зрізів, які залежать від параметрів різновисотності вершин зерен та кінематики процесу. Форма і розміри одиничних зрізів визначають не тільки продуктивність шліфування і навантаження на алмазне зерно, але й впливають на формування активного електричного опору МЕР, а отже, на інтенсивність електроерозійного видалення зв'язки.

Потрібно додати, що шліфування з керуючими діями на РПК за жорсткою та пружною схемами досліджуються відокремлено, в той час як використання переваг пружної схеми шліфування дозволяє, як буде показано далі в даній роботі, значно зменшити час пошуку оптимальних режимів також і для жорсткої схеми за умови, що кінематика способів є ідентичною.

У цьому зв'язку проблема керування параметрами РПК із метою стабілізації вихідних технологічних показників обробки в умовах видалення оброблюваного матеріалу одиничними зрізами вимагає подальшого вивчення.

1.3 Основні вимоги до способів керуючих дій на РПК при шліфуванні

Для підтримки параметрів РПК стабільними під час оброблення способи керуючих дій повинні забезпечувати:

- можливість здійснення дій безпосередньо на зв'язку;
- високу вибірковість дій;
- дискретність дій у часі і просторі;
- можливість поєднання в часі керуючих дій і обробки деталі.

Виконання першої вимоги дозволяє виключити або послабити додаткові силові та термічні впливи на алмазне зерно і тим самим збільшити час його роботи. При виконанні другої вимоги створюються умови для формування заданої форми круга з необхідною точністю, третьою – забезпечується висока керованість процесом. Поєднання процесів шліфування і керуючих дій збільшує продуктивність обробки і якість виробів, забезпечує стабілізацію вихідних показників шліфування.

Розглянемо, наскільки відповідають запропонованим вимогам існуючі способи керуючих дій на РПК, які були описані нами раніше.

При керуванні параметрами РПК за допомогою вільного абразиву здійснюється одночасні силові дії на зв'язку й алмазні зерна. Це обумовлено тим, що траєкторія переміщення абразивного зерна при перебуванні його в проміжку між притиром та робочою поверхнею круга визначається взаємодією вільного абразивного та закріпленого в зв'язці алмазного зерен.

Вибірковість процесу досить висока, тому що корисну роботу з видалення зв'язки виконують лише ті зерна, що потрапили в проміжок між зв'язкою і притиром, розмір якого менше розміру зерен вільного абразиву, тобто видалення зв'язки відбувається на ділянках із найменшим виступанням алмазних зерен із зв'язки.

Дискретність процесу в часі забезпечується кількістю зерен вільного абразиву, що надходять у проміжок, а в просторі – розмірами зерен вільного абразиву.

Керування параметрами РПК вільним абразивом може здійснюватися одночасно зі шліфуванням деталі, якщо схема обробки дозволяє розтапувати притир в автономній зоні робочої поверхні круга.

Спосіб має високу продуктивність видалення зв'язки, сприяє поліпшенню закріплення зерен у зв'язці за рахунок ущільнення зв'язки в міжзеренному просторі та утворення «підпірки» із зв'язки за алмазним зерном, може застосовуватися для керування параметрами робочої поверхні кругів на будь-яких зв'язках. Нодночас, спосіб може використовуватись лише для кругів із простою формою робочої поверхні, вимагає застосування пристроїв з високою жорсткістю (у протилежному випадку не виправляються макропохибки РПК), може викликати додаткове забруднення обробленої поверхні деталі зернами вільного абразиву.

Електрохімічний спосіб дозволяє здійснювати керуючі дії безпосередньо на струмопровідну зв'язку при мінімумі додаткових силових і термічних навантажень на алмазне зерно, однак характеризується низькою вибірковістю (що не дозволяє одержати високу точність профілю), а також не забезпечує дискретність дій у часі і просторі.

Керування параметрами РПК при електрохімічному шліфуванні зі зворотною полярністю, коли круг є анодом, а деталь – катодом, малоефективне, тому що окисна плівка, яка виникає на поверхні зв'язки круга, перешкоджає її подальшому розчиненню [29]. Використання електричних розрядів для керування параметрами РПК при електрохімічному шліфуванні з прямою полярністю (круг – катод, деталь – анод) також не дозволяє досягти прийнятних результатів, тому що електричні розряди мають неупорядкований характер. Крім того, керування інтенсивністю електроерозійних явищ при електрохімічному шліфуванні практично неможливе, оскільки електричні параметри процесу встановлюють, виходячи із закономірностей анодного розчинення оброблюваного матеріалу [21].

У силу відзначених особливостей, керування параметрами РПК із використанням електро-фізикохімічних дій здійснюється підведенням електричної енергії в автономну зону або комбіновано, а керуваність процесу видалення

зв'язки поліпшується за допомогою роздільних незалежних дій на окремі ділянки поверхні круга [25].

Основним недоліком електрохімічного способу керуючих дій є необхідність використання електролітів з високою корозійною активністю, що вимагає застосування спеціальних способів захисту від корозії вузлів і деталей шліфувального верстата. Крім того, пасивуючі властивості електролітів знижують продуктивність видалення зв'язки, а застосування механічних депасиваторів для підвищення продуктивності збільшують додаткове навантаження на зерна круга.

При керуванні параметрами РПК електроерозійним способом забезпечується безпосередня дія на струмопровідну зв'язку, а додаткові силові дії на зерно можуть бути виключені цілком. Термічні дії на алмазні зерна можливі як при проходженні електричного розряду безпосередньо поблизу алмазного зерна, так і при використанні зерен алмазів, які є електропровідними.

Проходження електричних розрядів характеризується високою вибірковістю, тому що ініціювання розряду відбувається, як правило, або в результаті контактування нерівностей поверхонь ЕІ і зв'язки, або перемикання міжелектродного проміжку стружками, або пробією МЕР, заповненого діелектриком, у місцях, де електричне поле має найбільшу напруженість, тобто у місцях, де ділянки поверхонь ЕІ і зв'язки розташовані найбільш близько.

Дискретність процесу в часі обумовлена використанням імпульсних джерел технологічного струму, а при використанні джерела постійного струму – дискретністю замикань стружками, або переривчастістю контакту мікронерівностей поверхонь ЕІ і РПК, що переміщуються одна відносно другої. Дискретність у просторі забезпечується залежністю об'ємів зв'язки, які видаляються одиничними імпульсами, від їх потужності. У зв'язку з цим процес дій на РПК за допомогою електричних розрядів має високу керованість і дозволяє варіювати в широких межах продуктивністю видалення зв'язки.

Застосування в процесі електроерозійних дій на РПК у якості робочого середовища звичайно використовуваних при шліфуванні мастильно-охолоджувальних рідин – водяних розчинів кальцинованої соди – надає способу додаткову перевагу.

Переваги керування параметрами РПК електроерозійним способом, які полягають у можливості дій безпосередньо на струмопровідну зв'язку, у високій вибірконості і керованості процесом, наявності устаткування і джерел технологічного струму, що серійно випускаються, а при їхній відсутності, у простоті модернізації шліфувальних верстатів, використанні в якості робочого середовища звичайно застосовуваних при шліфуванні МОР, визначили наш вибір електроерозійного способу дій з метою керування параметрами РПК при шліфуванні.

1.4 Система алмазного шліфування з керуванням параметрами РПК

Успішне вирішення задачі керування параметрами РПК нерозривно пов'язане з розкриттям основних внутрішніх зв'язків системи шліфування з діями на РПК як двох підсистем – підсистеми різання і підсистеми керуючих дій, виявленні процесів і компонентів, які утворюють ці підсистеми.

Розглянемо структурну схему шліфування з керуванням параметрами робочої поверхні круга (рис. 1.5), елементи якої наведені в табл. 1.1.

Як видно з рис. 1.5 і табл. 1.1, вхідні параметри системи шліфування з електроерозійними діями на РПК поряд із відомостями про верстат, пристрій, деталь, шліфувальний круг, технологічне середовище, характерними для звичайного шліфування, містять відомості про джерело технологічного струму, вид технологічного струму і спосіб його підведення до РПК. Якщо при підведенні струму в зону різання електродом є оброблювана деталь, то при підведенні струму в автономну зону використовується спеціальний електрод-інструмент, у силу чого первинні параметри доповнюються відомостями про ЕІ.

Величина підведеної енергії керуючих дій регулюється як за допомогою напруги холостого ходу джерела технологічного струму, так і зміною активного електричного опору МЕП за допомогою механічних режимів роботи електрода-інструмента при підведенні технологічного струму в автономну зону.

Оскільки процес шліфування з керуванням параметрами РПК електроерозійним способом, який об'єднує підсистеми різання і керуючих дій, є ланкою, що зв'язує первинні і вторинні параметри, а структуроутворюючі параметри процесу є результатом сукупного впливу кінематики процесу, параметрів РПК, механіки різання та інших фізичних явищ, що супроводжують процес шліфування, а також електроерозійної руйнації зв'язки, до основних елементів у підсистемах різання і керуючих дій, які визначають детерміновані зв'язки первинних параметрів із вторинними, відносяться кінематика і механіка шліфування в підсистемі різання та умови формування електричного опору МЕП у підсистемі керуючих дій.

Кінематика шліфування, яка визначає закономірності відносного робочого руху алмазних зерен і заготовки в залежності від механічних режимів оброблення, в сукупності з параметрами РПК визначають форму і розміри одиночних зрізів, що впливають на продуктивність, точність і параметри шорсткості шліфованої поверхні.

Механіка різання описує умови механічної взаємодії поверхонь алмазних зерен з оброблюваним матеріалом з урахуванням пружної і пластичної деформації матеріалу, тертя на контактних поверхнях зерен, а також руйнації матеріалу при температурно-швидкісних умовах, характерних для шліфування. Механіка різання визначає інтенсивність утворення площадок контакту на задніх поверхнях зерен, а також такі вторинні параметри процесу шліфування, як якість поверхні, витрати потужності та ін.

Процес шліфування з керуванням параметрами РПК

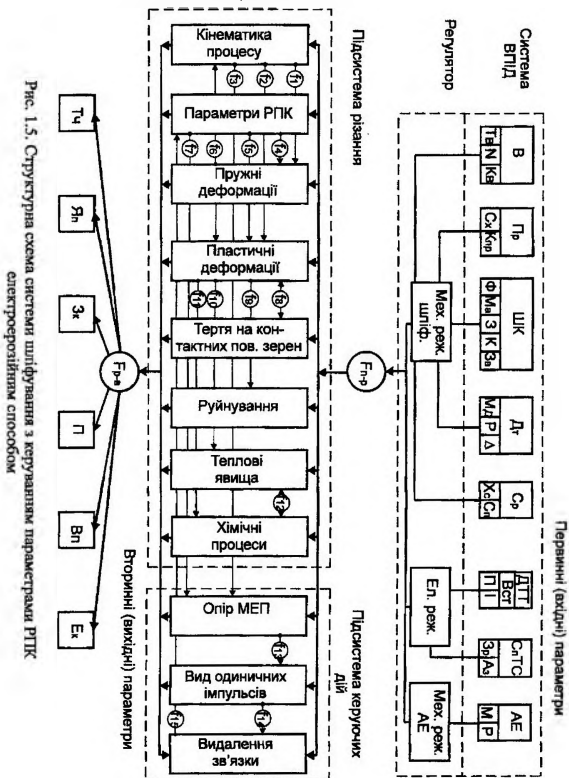


Рис. 1.5. Структурна схема системи шліфування з керуванням параметрами РПК електроерозійним способом

Таблиця 1.1. Елементи структурної схеми алмазного шліфування
з керуванням параметрами РПК електроерозійним способом

Пара- метри	Елементи		Показники	
	Назва	Позна- чення	Назва	Позна- чення
1	2	3	4	5
Пер- винні пара- метри	Верстат	В	Тип, модель	Тв
			Потужність	N
			Жорсткість	Кв
	Пристрій	Пр	Тип, схема	Сх
			Жорсткість	Кпр
	Шліфувальний крут	Шк	Форма і геометричні розміри	Ф
			Марка абразива	Ма
			Зернистість	З
			Відносна концентрація	К
	Деталь	Дт	Марка зв'язки	Зв
			Матеріал	Мд
			Розміри	Р
			Припуск	Δ
	Джерело технологічного струму	ДТС	Тип, модель	—
			Потужність	—
	Вид технологічного струму, що підводиться	Вст	Постійний Імпульсний	П І
	Схема підводу технологічного струму	СпТС	В зону різання В автономну зону	Зр Аз
	Автономний електрод-інструмент	АЕ	Матеріал Розміри	М Р
	Механічні режими шліфування	Мех. реж. шл.	Швидкість круга Швидкість деталі Глибина шліфування Подача	V_k V_d t $S_{\text{пл}}, S_n$
	Електричні режими дій на РПК	Ел. реж.	Напруга холостого ходу Технологічна робоча напруга Технологічний робочий струм Частота імпульсів	$U_{\text{хх}}$ U_p I_p f

Продовження табл. 2.1

1	2	3	4	5
			Скважність	q
	Механічні режими ЕІ	Мех. реж. ЕІ	Радіальна подача Поздовжня подача	S_{pe} S_{poe}
	Середовище технологічне	Сер.	Хімічний склад Спосіб подачі	X_c C_p
Вторинні параметри	Точність обробки	$T_{ч}$	Відхилення від прямолінійності	Δ_1
	Якість поверхні	$Я_{п}$	Висота мікронерівностей Фазово-структурний стан поверхневого шару Знак і величина внутрішніх напружень першого роду	R_z, R_a % ост. аустеніту σ
	Зношування круга	$З_{к}$	Питома витрата алмазів Зміна параметрів РПК	q_a $F(\Delta R, \tau)$ $I_s(\tau)$
	Продуктивність обробки	Π	Кількість зшліфованого матеріалу за хвилину	V_m, Q_m
	Витрати потужності	$В_{п}$	Потужність різання Потужність електроерозійних дій	N_p $N_{ед}$
	Економічність	$Е_{к}$	Питома технологічна собівартість	C_n

Зношування круга залежить від навантажень на одиничне зерно, а також інтенсивності видалення зв'язки за рахунок керуючих дій, тому цей вторинний параметр визначається показниками функціонування обох підсистем.

Економічність процесу також залежить від показників функціонування обох підсистем, тому що визначається продуктивністю оброблення і зношуванням круга.

Як показує аналіз структурної схеми (див. рис. 1.5), специфічною особливістю керування параметрами РПК електроерозійним способом є тісний зв'язок електричного опору міжелектродного проміжку з розмірами стружок, а також тією кількістю стружок, яка потрапляє в МЕП. Електричний опір МЕП визначає вид одиничних електричних імпульсів і, у кінцевому рахунку, продуктивність видалення зв'язки, забезпечуючи тим самим той або інший час відновлення РПК.

1.5 Основний принцип керування параметрами РПК при шліфуванні

Розглянемо умови функціонування підсистем різання та керуючих дій, які забезпечують стабільність вихідних технологічних показників у процесі функціонування системи шліфування з керуванням параметрами РПК у цілому, на основі взаємодії процесів, які утворюють підсистеми.

За аналогією зі структурою системи різання, розробленої М.І. Клушиним [30], процеси, які відбуваються при видаленні припуску алмазними зернами, можна об'єднати в дві групи. Перша група процесів (рис. 1.6), що відбуваються одночасно та об'єднані численними прямими і зворотними зв'язками, складає підсистему різання. Це утворення на виробі нової поверхні (1), перетворення шару, що зрізається, в стружку (3), зношування поверхонь зерна (5). Друга група процесів – процеси, що є системоутворюючими по відношенню до підсистеми різання: пружна і пластична деформація металу, який зрізається в умовній площині зрушення (2), тертя між стружкою і передньою поверхнею зерна (4), тертя між обробленою поверхнею і задньою поверхнею зерна (6).

Процеси обох груп мають по два компоненти, кожний із яких належить одночасно одному з процесів першої та одному з процесів другої груп, що ілюструє системоутворюючу роль процесів другої групи стосовно першої.

1-2 – первинна деформація матеріалу, який видаляється передньою поверхнею зерна під дією нормальних напружень;

2-3 – стадія зрушення шару матеріалу, який видаляється під дією дотичних напружень;

3-4 – вторинна деформація стружки в результаті тертя по передній поверхні зерна;

4-5 – зношування передньої поверхні зерна;

5-6 – зношування задньої поверхні зерна;

6-1 – вторинна пластична деформація обробленої поверхні в результаті тертя задньої поверхні зерна.

Групи процесів і компоненти, які утворюють підсистему керуючих дій електроерозійним способом, приведені в табл. 1.2.

Взаємозв'язок і взаємозумовленість функціонування підсистем різання і керуючих дій як єдиної системи, визначається наявністю прямих і зворотних зв'язків між процесом зношування поверхонь зерна 5, який належить підсистемі різання, і процесом утворення нової РПК 1', який належить підсистемі керуючих дій.

В випадку, коли в процесі шліфування процес засалювання міжзеренного простору відсутній, утворення нової РПК відбувається в результаті видалення зі зв'язки найбільш виступаючих зерен, які, як правило, мають і найбільші розміри контактних площадок. При цьому параметри РПК будуть знаходитися в квазістаціонарному стані, якщо при керуючих діях буде реалізований наступний основний принцип: «Час видалення t_v об'єму зв'язки V_v достатнього для переведення зерен із найбільшими розмірами контактних площадок на задніх пове-

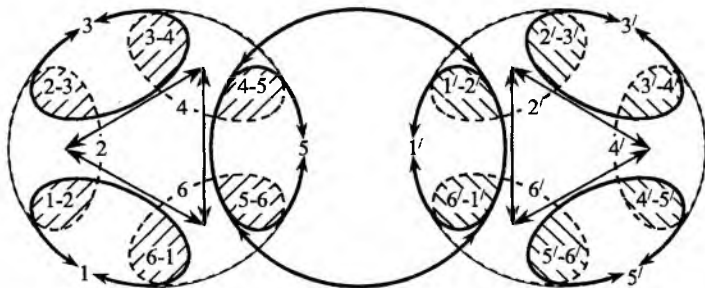


Рис. 1.6. Підсистеми різання і керуючих дій та процеси і компоненти, що їх утворюють

рхнях зерен із стійкого стану в нестійкий в результаті функціонування підсистеми керуючих дій, повинен бути рівним до часу утворення критичних параметрів РПК при функціонуванні підсистеми різання». Математичний запис цих умов має вигляд

$$V_e = V_s \quad \text{при } \tau_e = \tau_k, \quad (1.1)$$

де V_e – об'єм зв'язки, яка видаляється з поверхні круга внаслідок керуючих дій;
 τ_e – час керуючих дій, необхідний для видалення зв'язки об'ємом V_s ;
 τ_k – час утворення критичних параметрів РПК.

Таблиця 1.2 Процеси і компоненти, які складають підсистему керуючих дій електроерозійним способом

Групи процесів	Процеси і компоненти
I група Підсистема керуючих дій	1' – Утворення нової РПК 3' – Протікання електроерозійних розрядів 5' – Зношування ЕІ
II група Процеси, що є системоутворюючими	2' – Бомбардування електронами анода 4' – Бомбардування іонами катода 6' – Формування МЕП
Спільні компоненти для I і II груп	1' - 2' – Розплавлення, випарювання і викидання матеріалу зв'язки 2' - 3' – Виділення енергії на аноді 3' - 4' – Виділення енергії на катоді 4 - 5' – Розплавлення, випарювання і викидання матеріалу катода (ЕІ) 5' - 6' – Зміна розміру МЕП у результаті зношування ЕІ 6' - 1' – Зміна розміру МЕП у результаті видалення зв'язки з РПК

Розділивши V_e на τ_e , одержимо необхідну інтенсивність видалення зв'язки в процесі керуючих дій, яка забезпечує стабільні параметри РПК, а відповідно, і вихідні показники шліфування

$$П = \frac{V_s}{\tau_k}. \quad (1.2)$$

Якщо інтенсивність видалення зв'язки в процесі керуючих дій $П_e < П$, то система в результаті росту розмірів контактних площадок на зернах і збільшення кількості одночасно працюючих зерен унаслідок зменшення різновисотності еволюціонує в несприятливому напрямку.

При $П_e > П$ і $\tau_e = \tau_k$ буде спостерігатися підвищена витрата алмазів. Підвищену витрату алмазів в останньому випадку можна усунути, здійснюючи керуючі дії на РПК із періодичністю

$$\tau_n = \tau_k - \tau_e. \quad (1.3)$$

При наявності процесу засалювання поверхні круга оновлення РПК відбувається внаслідок видалення шламу із міжзеренного простору. В цьому випадку мінімум питомої собівартості обробки відповідає умові, коли інтенсивність процесу засалювання $P_{\text{зас}}$ і інтенсивність видалення продуктів засалювання за допомогою електроерозійних керуючих дій рівні між собою:

$$P_e = P_{\text{зас}} \quad (1.4)$$

Виконання умов (1.1) та (1.4) у процесі керуючих дій наділяє систему властивістю, відсутньою у її компонентів. Ця властивість полягає в тому, що в процесі обробки параметри РПК будуть знаходитися в квазістаціонарному стані, а система не буде еволюціонувати в несприятливому напрямку в результаті зміни параметрів РПК, як це має місце при звичайному шліфуванні.

При функціонуванні системи шліфування з керуванням параметрами РПК зв'язок між первинними параметрами, якими можна варіювати, і вторинними параметрами (див. рис. 1.5) не прямий, а опосередкований. З одного боку, первинні параметри через характеристики робочої поверхні нерухомого круга, кінематику процесу, елементи режиму різання, визначають форми одиничних зрізів, розміри яких, з урахуванням фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу, визначають навантаження на одиничне зерно, а також умови утворення контактних площадок на задніх поверхнях зерен, що приводить до зміни їх різновисотності. З іншого боку, режими керуючих дій визначають показники процесу видалення зв'язки, а отже, умови відновлення РПК, роблячи тим самим вплив на системоутворюючі процеси підсистеми різання. Функціонування системоутворюючих процесів характеризується показниками, які є структуроутворюючими параметрами для системи шліфування з керуванням параметрами РПК у цілому.

Найбільше важливими структуроутворюючими параметрами системи шліфування з керуванням параметрами РПК є:

- розміри умовної площини зрушення, розмір дотичних напружень у площині зрушення, інтенсивність пластичної деформації при стружкоутворенні;
- сили стружкоутворення і усереднений коефіцієнт тертя стружки по передній поверхні зерна;
- розміри площадки контакту задньої поверхні зерна з поверхнею різання, закон розподілу та величина нормальних і дотичних напружень у зоні контакту, сили на контактній площадці і середній коефіцієнт тертя;
- параметри керуючих дій: енергія одиничних дій, об'єм зв'язки, який видаляється одиничною дією, частота проходження одиничних дій та ін.;
- проєкції сил різання на одиничному зерні і шліфувальному крузі на координатні осі, а також температура шліфування;
- плівки вторинних структур, які виникають у результаті фізико-хімічних і хімічних реакцій нових поверхонь, що утворюються при різанні, із повітрям і технологічним середовищем;

– топографія зносу одиничних зерен і інтенсивність зношування шліфувального круга, параметри РПК: кількість зерен на одиниці площі робочої поверхні, параметри статистичних законів розподілу різновисотності вершин зерен, кількість активних зерен, об'єм міжзеренного простору.

При фіксованих значеннях первинних параметрів системоутворюючі процеси і структуроутворюючі параметри однозначно визначені, між ними встановлюється деяка динамічна рівновага, що і визначає значення вторинних параметрів.

Таким чином, для рішення загальної задачі стабілізації вихідних показників процесу шліфування за допомогою керуючих дій на РПК, необхідно вирішити ряд локальних задач, які відносяться до підсистем різання і керуючих дій, а також системи в цілому.

Задачі, що відносяться до підсистеми різання:

– визначення найбільш ймовірних форм одиничних зрізів за даними просторового розташування зерен на робочій поверхні нерухомого круга і кінематики процесу;

– розрахунок параметрів одиничних зрізів в умовах масового різання зернами, різновисотно розташованими на РПК;

– розрахунок сил, які діють на одиничне зерно і шліфувальний круг, з урахуванням впливу температурно-швидкісних факторів, характерних для шліфування, на фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу і зміну параметрів РПК у часі.

Задача, що відноситься до підсистеми керуючих дій:

– одержання залежностей, які відображають вплив режимів електроерозійних дій на інтенсивність видалення зв'язки з РПК.

Задачі, що відносяться до функціонування процесу шліфування з керуванням параметрами РПК як єдиної системи:

– розрахунок інтенсивності видалення зв'язки при керуючих діях на РПК, які забезпечують підтримку параметрів РПК у необхідних межах;

– визначення режимів керуючих дій, які забезпечують розраховану інтенсивність видалення зв'язки або продуктів засалювання;

– розрахунок оптимальних режимів шліфування з керуванням параметрами РПК.

РОЗДІЛ 2

ПАРАМЕТРИ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ АЛМАЗНОГО ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА В СТАТИЦІ

2.1 Існуючі моделі алмазних зерен та області їх застосування

Видалення матеріалу з поверхні оброблюваної заготовки при шліфуванні виконується зернами абразивного матеріалу, які є різальними елементами робочої поверхні абразивного інструменту. Геометрична форма абразивного зерна в цілому та тієї його частини, яка безпосередньо приймає участь у процесі різання, є одними з найбільш істотних факторів, що визначають процес різання при шліфуванні.

Питанням визначення геометричної форми і її параметрів для абразивних і алмазних зерен присвячена велика кількість досліджень, що розрізняються, по-перше, підходом до опису робочої поверхні круга, по-друге, застосовуваними методами вимірів, і, по-третє, видами моделей, які описують складну форму реального зерна.

При аналітичних розрахунках сил різання, параметрів шорсткості шліфованої поверхні, локальних температур і інших показників процесу шліфування реальна форма зерна замінюється дослідниками спрощеним геометричним тілом: кулею (рис. 2.1, а) [31, 32, 33], еліпсоїдом обертання (рис. 2.1, б) [2, 31, 34], циліндром (рис. 2.1, в) [35], прямокутним паралелепіпедом (рис. 2.1, г) [36], а форма різальної частини – конусом з округленою або загостреною вершиною (рис. 2.1, д), усіченим конусом (рис. 2.1, е) [32, 37, 38], кульовим сегментом (рис. 2.1, ж) [39, 40], набором призм (рис. 2.1, з) або циліндрів (рис. 2.1, і) [41], мікровиступами на поверхні еліпсоїда обертання зі середньомовірним кутом розходження 2φ [42], різальною кулею, що має суцільну серцевину і кульовий пояс, який складається з різальних точок із нерівномірною щільністю по глибині останнього [43].

Відповідно до останніх досліджень [44], геометричну форму профілю зерна в деякій фіксованій площині (рис. 2.2) у загальному вигляді описують аналітично стаціонарною випадковою функцією виду

$$R(\varphi) = r + \sum_{k=r}^p A_k \cdot \sin(k\varphi + \varphi_k), \quad (2.1)$$

де $R(\varphi)$ – значення полярного радіуса точок профілю зерна при фіксованому значенні полярного кута φ ;

r – радіус середньої окружності профілю зерна;

k – номер гармоніки;

A_k, φ_k – випадкова амплітуда і фаза, що відповідає k -й гармоніці;

p – порядковий номер кінцевої гармоніки, яка складає нерівності абразивного зерна.

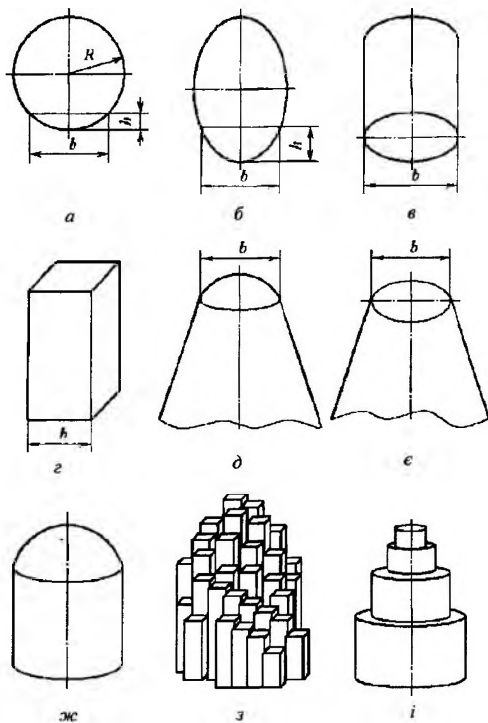


Рис. 2.1. Моделі абразивних зерен та їх різальних частин

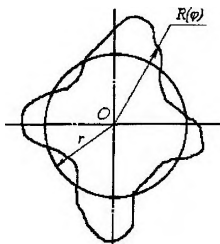


Рис. 2.2. Контур проєкції абразивного зерна на площину [44]

Різноманітність запропонованих моделей зерен обумовлена не стільки різницею використовуваних підходів і методик, скільки характером розв'язуваної за допомогою даної моделі задачі.

Так, у роботі [44] відзначається, що, незважаючи на наявність практично у всіх абразивних зерен гармонік із дуже великим порядковим номером, вибір розміру p у рівнянні (2.1) залежить від кінцевої мети досліджень геометричної форми зерен. Наприклад, якщо кінцева мета – визначення числа зерен в одиниці об'єму або площі канавок від зерен при великих глибинах їх занурення в поверхню, то геометричну форму профілю зерна можна представити окружністю радіуса r . Якщо необхідно розрахувати розташування зерен, орієнтованих на робочій поверхні інструменту великою діагоналлю, у рівнянні (2.1) виділяється друга гармоніка і т.д.

Таким чином, вибір моделі абразивного й алмазного зерна при розв'язанні конкретної задачі в кінцевому рахунку визначається функцією, яку виконує зерно в даній задачі. Зазначимо функції, які може виконувати зерно в абразивному інструменті:

- 1) складова частина рецептури інструменту або його алмазовмісного шару;
- 2) елемент робочої поверхні інструменту, який формує її макропрофіль;
- 3) елемент робочої поверхні інструменту, який визначає мікропрофіль її різальних частин;
- 4) різальний елемент робочої поверхні, який повинен відповідати вимогам технічних умов.

Відповідно до виконуваної функції при визначенні об'єму міжзеренного простору використовується модель зерна у формі кулі [43], при аналізі просто-

рової орієнтації зерен – у формі конуса [37], при визначенні розмірів одиничних зрізів – у формі конуса з усіченою вершиною [38].

Моделі зерна у формі абсолютно гладкого тіла або індентора з гладкою поверхнею показати свою придатність при здійсненні зерном 1-ї і 2-ї функцій [45]: кульова модель – при визначенні числа зерен на поверхні абразивного інструменту [34, 43], модель у вигляді конуса з округленою вершиною – при визначенні параметрів шорсткості обробленої поверхні [37], модель у вигляді конуса або призми з контактною площиною в напрямку, перпендикулярному векторові швидкості круга – при розгляді механізму руйнації оброблюваного матеріалу та визначенні сил тертя в зоні контакту інструмент-заготовка [46, 47, 48].

2.2 Розміри алмазних зерен і відстань між ними в матриці алмазовмісного шару

Робоча поверхня нерухомого круга утворюється алмазовмісним шаром, який представляє собою абразивний простір, що складається із зв'язки, в об'ємі якої рівномірно розподілені різноманітно орієнтовані алмазні зерна довільної геометричної форми.

У зв'язку з цим при аналітичному описі робочої поверхні скористаємося методами математичної статистики, а реальну форму алмазних зерен замінимо еквівалентною моделлю простої геометричної форми. У якості моделі алмазного зерна будемо використовувати суцільну кулю певного радіуса, маса якої дорівнює математичному очікуванню маси абразивного матеріалу, що припадає на одне зерно [43].

Середній розмір еквівалентної кулі знайдемо, скориставшись рекомендаціями [43, 49]. Кількість зерен N_z у навісці

$$N_z = \frac{Q}{p}, \quad (2.2)$$

де Q – навіска абразивного порошку, г;

p – середня маса одного зерна, г.

Виразимо масу одного зерна через об'єм і густину речовини [49, 50]

$$p = \gamma K_0 d^3. \quad (2.3)$$

Тут γ – густина алмаза, г/см³;

d – еквівалентний усереднений діаметр алмазного зерна, мкм;

K_0 – коефіцієнт заповнення об'єму частками неправильної форми.

Після підстановки (2.3) у (2.1) і з урахуванням того, що для алмазного порошку $\gamma = 3,53$ г/см³; $Q = 0,2$ г; $K_0 = 0,25$ [49]; діаметр моделі зерна буде дорівнювати

$$d = \frac{6090}{\sqrt[3]{N_z}}. \quad (2.4)$$

Відстань між алмазними зернами в перерізі алмазовмісного шару площинною знайдемо у припущенні, що алмазовмісний шар являє собою абразивний простір із наступними властивостями [43]: число часток прагне до нескінченності; густина часток у будь-якій частині простору постійна; об'єм простору, що припадає на одну частку, постійний; частки в просторі нерухомі і зафіксовані середовищем, яке ототожнюється із самим простором; властивості простору ізотропні; всі алмазні зерна приведені до форми кулі з середнім розміром d .

У такому абразивному просторі кожній характеристиці алмазного круга відповідає певна кількість зерен, яка у каратах складе

$$i = \frac{4,4K}{100}, \text{ карат/см}^3, \quad (2.5)$$

де K – відносна концентрація алмазовмісного шару.

Кількість зерен у 1 см^3 абразивного простору

$$n_v \approx iN_z, \text{ шт/см}^3, \quad (2.6)$$

де N_z – середня кількість зерен в одному караті.

Середня кількість алмазних зерен в одному караті може бути визначена за даними роботи [50], або розрахована з використанням середнього зваженого кубічного розміру частки [49]

$$N_z = \frac{283}{d_{cn}^3} \times 10^9, \text{ шт/карат.}$$

Тоді відстань між зернами в перерізі алмазовмісного шару площинною буде дорівнювати

$$s_{sp} = \frac{10}{\sqrt[3]{iN_z}}. \quad (2.7)$$

2.3 Кількість алмазних зерен і відстань між ними на робочій поверхні нерухомого шліфувального круга

Утворення робочої поверхні шліфувального круга представимо як формування поверхні розділу абразивного простору необмежених розмірів, у якому статистично рівномірно із заданою щільністю розподілені алмазні зерна з розмірами d .

Виділимо з абразивного простору об'єм W (рис. 2.3).

$$W = l \times B \times \infty,$$

де l – одинична товщина об'єму, яка дорівнює розміру простору, що доводиться на одне алмазне зерно в напрямку, перпендикулярному площині креслення;

B – ширина абразивного простору;

∞ – розмір абразивного простору в напрямку, перпендикулярному ширині.

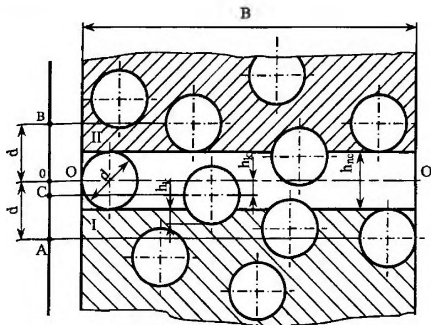


Рис. 2.3. Схема поділу частини абразивного простору шириною B площиною $O - O$

Розглянемо розчленовування виділеного об'єму на частини I і II площиною $O - O$.

Спроектуємо центри зерен, що знаходяться в об'ємі $2d \times B \times 1$ на площину AB розмірами $2d \times 1$, розташовану перпендикулярно площині рознімання. Тоді зерна, проекції центрів яких потрапили на площину $OA \times 1$, будуть належати частині абразивного простору I, а на площину $OB \times 1$ – частині простору II.

З урахуванням сказаного, кількість зерен на поверхні об'єму I визначиться формулою

$$Z_1 = Z_n P_1, \quad (2.8)$$

де Z_n – кількість зерен, які знаходяться в об'ємі абразивного простору розміром $2d \times B \times 1$;

P_1 – ймовірність того, що проекції центрів зерен потрапили на площину $OA \times 1$.

Вказана ймовірність дорівнює

$$P_1 = \frac{OA}{AB} = \frac{d}{2d} = \frac{1}{2}. \quad (2.9)$$

Таким чином, кількість зерен, які потрапили на поверхню рознімання і належать частині I, у 1/2 разу менше кількості зерен у матриці, які перетинаються площиною, еквідистантною площині рознімання. Сказане однаковою мірою відноситься і до частини II.

У дійсності робоча поверхня алмазного круга формується трохи поіншому, ніж описано вище. Для розміщення стружки, що зрізається, шляхом видалення зв'язки утворюється міжзеренний простір. У результаті видалення зв'язки може бути сформована робоча поверхня глибиною h_{nc} , яку утворять зерна, розташовані в об'ємі $d \times B \times 1$, що прилягає до площини рознімання O - O.

У силу того, що при правці, а потім при шліфуванні, на алмазні зерна діє сила різання, не всі зерна, кількість яких визначена за рівнянням (2.8), утримуються зв'язкою. На робочій поверхні утримуються лише ті зерна, глибина розташування яких у зв'язці більше критичної глибини закладення h_k .

Тоді (див. рис. 2.3), ймовірність того, що проекції центрів зерен потраплять на поверхню площини AB розміром $(d - h_k) \times 1$ буде дорівнювати

$$P_2 = \frac{d - h_k}{2d} = \left[\frac{1}{2} - \frac{h_k}{2d} \right] \quad (2.10)$$

Для того щоб ці зерна належали частині I абразивного простору, необхідно, щоб одночасно з виконанням умови (2.10) була виконана умова (2.9), тобто загальна ймовірність складала

$$P = P_1 \times P_2.$$

або, з урахуванням (2.9) і (2.10)

$$P = \frac{1}{4} \left[1 - \frac{h_k}{d} \right] \quad (2.11)$$

З огляду на те, що розглянутий абразивний простір має властивість сталості щільності часток у будь-якій його частині і у будь-якому напрямку, формула (2.11) може бути застосована не тільки до виділеного об'єму одиничної товщини, але й до їх сукупності в напрямку, перпендикулярному площині креслення (див. рис. 2.3).

Тоді, кількість зерен на одиниці робочій поверхні круга, виражена через кількість зерен на 1 мм² перерізу абразивного простору площиною, буде дорівнювати

$$Z_n = Z_m P, \quad (2.12)$$

де Z_n – кількість зерен на одиниці площі робочої поверхні круга, шт/мм²;

Z_m – кількість зерен на 1 мм² перерізу абразивного простору площиною.

Кількість зерен, яка виражена через відстань між центрами кульових моделей

$$Z_n = \frac{1}{S_{zn}^2}, \quad (2.13)$$

$$Z_m = \frac{1}{S_{zp}^2}, \quad (2.14)$$

де S_{zn} , S_{zp} – відстань між центрами зерен, відповідно, на робочій поверхні круга і у перерізі матриці площиною.

Підставимо (2.13) і (2.14) у (2.12), отримаємо

$$\frac{1}{S_{zn}^2} = \frac{P}{S_{zp}^2}.$$

Звідси

$$S_{zn} = S_{zp} \sqrt{\frac{1}{P}}.$$

Вираз $\sqrt{\frac{1}{P}} = K_1$ є коефіцієнтом, який показує, в скільки разів середня відстань між зернами на робочій поверхні нерухомого круга більше відстані між зернами в перерізі матриці площиною.

З урахуванням (2.11)

$$K_1 = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{4} \left[1 - \frac{h_k}{d} \right]}} = 2 \sqrt{\frac{d}{d - h_k}}. \quad (2.15)$$

Тоді формула для розрахунку відстані між зернами на робочій поверхні круга набуває вигляду

$$S_{zn} = S_{zp} K_1,$$

або

$$S_{zn} = \frac{20}{\sqrt[3]{iN_z}} \sqrt{\frac{d}{d - h_k}}. \quad (2.16)$$

Для перевірки формули (2.16) відстань між зернами на робочій поверхні круга, сформований в процесі алмазно-іскрового шліфування, знаходили експе-

риментально, як вибірково середню, визначену за результатами обробки профілограми, яка включає 200 алмазних зерен, записаної на спеціальній установці [51], яка забезпечує автоматичне виділення рельєфу зерен із сумарного рельєфу зерен і зв'язки. Як видно з приведених даних (табл. 2.1), відстані між зернами, розраховані за формулою (2.16) для різних станів РПК, що характеризуються критичним розміром закладення зерен у зв'язці h_k , добре співпадають з даними експерименту.

Таблиця 2.1. Відстані між алмазними зернами на робочій поверхні шліфувальних кругів

Шліфувальний круг	Відстань між зернами, мм		
	Розрахована за формулою (2.16)		Знайдена експериментально
	$h_k = \frac{1}{2}d$	$h_k = \frac{1}{3}d$	
AC6 100/80-4-M2-01	0,37	0,32	0,34
AC6 160/125-4-M2-01	0,59	0,51	0,51
AC6 250/200-4-M2-01	0,84	0,73	0,71

Проаналізуємо вплив критичної глибини закладення зерна, яка залежить від здатності зв'язки утримувати зерно від випадання, на величину коефіцієнта K_1 , який показує, в скільки разів середня відстань між зернами на РПК перевищує відстань між зернами в перерізі матриці алмазовмісного шару площиною.

Аналітично коефіцієнт K_1 знаходимо за формулою (2.15), а експериментально – за наступною залежністю

$$K_1 = \frac{S_e}{S_{sp}},$$

де S_e – середня відстань між зернами на поверхні РПК, яка визначена в результаті обробки профілограми робочої поверхні круга;

S_{sp} – відстань між зернами в перерізі матриці алмазовмісного шару площиною, яка розрахована за формулою (2.7).

Результати досліджень подані в табл. 2.2.

Таблиця 2.2. Вплив міцності закріплення зерна в зв'язці на значення коефіцієнта K_1

Шліфувальний круг	S_{sp} , мм	Розрахунок за формулою (3.15)		За даними експерименту
		$h_k = \frac{1}{2}d$	$h_k = \frac{1}{3}d$	
AC6 100/80-4-M2-01	0,13	2,82	2,45	2,59
AC6 160/125-4-M2-01	0,21			2,45
AC6 250/200-4-M2-01	0,30			2,36

Таким чином, середня відстань між зернами на РПК залежить не тільки від зернистості і відносної концентрації алмазів, але й від міцності утримання зерен зв'язкою. За рівних інших умов, збільшення міцності утримання зерен зв'язкою сприяє зменшенню відстані між зернами на РПК.

2.4 Геометрична форма алмазного зерна на робочій поверхні круга

Дослідження геометричної форми частини алмазних зерен, які виступають над зв'язкою на робочій поверхні круга, сформованій в процесі електроерозійної правки і алмазно-іскрового шліфування, здійснювали методом профілографування.

Для урахування похибки, обумовленої радіусом округлення щупальної голки, була застосована спеціальна методика обробки експериментальних даних, сутність якої полягає в наступному. Спочатку на отриманих профілограмах вимірюється ширина зерен b у виборці на різних відстанях від вершини h (рис. 2.4, в). Потім з використанням середніх значень напівширини зерен $b/2$ на різних відстанях від вершини робиться підбір рівняння регресії, яке описує профілограму зерна (рис. 2.4, б)

$$Y = aX^{\alpha},$$

де X – відстань від вершини зерна, мкм;

Y – напівширина зерна, мкм;

a і α – коефіцієнт і показник ступеня.

Після цього розраховуються координати точок дійсного профілю зерна за приведеними нижче формулами, які отримані із рис. 2.5:

$$\left. \begin{aligned} x_0 &= X - r \left[1 - \frac{a\alpha}{\sqrt{X^{2(1-\alpha)} + (a\alpha)^2}} \right] \\ y_0 &= aX^{\alpha} - \frac{r}{\sqrt{1 + (a\alpha X^{\alpha-1})^2}} \end{aligned} \right\}$$

де r – радіус округлення щупальної голки, мкм (в умовах експерименту 10 мкм).

Далі за координатами дійсного профілю зерна підбирається рівняння регресії і тим самим враховується похибка, яка обумовлена радіусом округлення щупальної голки.

За описаною методикою були оброблені експериментальні дані про геометричну форму зерен круга 1А1 250×75×15×5 АС6 100/80-4-М2-01 на рельєфі, сформованому після електроерозійної правки і алмазно-іскрового шліфування штампової сталі Х12Ф4М.

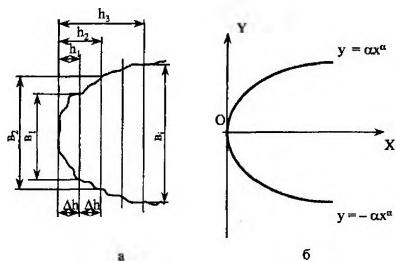


Рис. 2.4. Обробка профілограми зерна
 а – вимірювання координат профілограми;
 б – заміна профілограми геометричною кривою симетричної форми

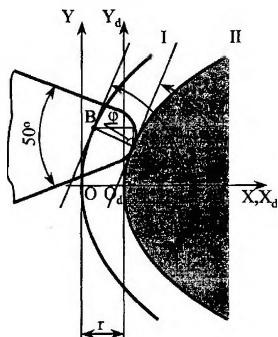


Рис. 2.5. Зв'язок координат профілограми та дійсного профілю зерна

Правку та АПШ здійснювали на модернізованому верстаті моделі 3Г71. Джерело технологічного струму – генератор імпульсів моделі ППГ-125-100М.

Правку круга на чавунному електроді і АПШ сталі Х12Ф4М виконували на режимах, приведених у табл. 2.3.

У обох випадках анодом був круг, катодом – правлячий електрод або оброблюваний зразок. Охолодження – 0,3%-ний водяний розчин кальцинованої соди.

Проведений статистичний аналіз експериментальних даних показав, що профіль зерен на рельєфі, сформованому після електроерозійної правки на чавунному електроді, відрізняється від профілю зерен після 15-45 хв АПШ сталі Х12Ф4М. Однак, у період 15-45 хв шліфування профіль зерна є практично однаковим, що підтверджується критерієм Кохрана на рівні значущості 0,01.

Таблиця 2.3. Механічні і електричні режими правки і АПШ

Вид роботи	Механічні режими				Електричні режими			
	Швидкість круга, $V_{\text{кр}}$, м/с	Швидкість деталі (ЕІ), $V_{\text{д}}$, м/хв	Глибина різання, t , мм	Поперечна подача, $S_{\text{п}}$, мм/ход	Частота імпульсів, f , кГц	Скванжість імпульсів, q	Кількість включених силових блоків	Енергія імпульсу, $W_{\text{і}}$, Дж $\times 10^{-3}$
Правка	10,5	3	0,020	1,5	22	1,5	4	9,54
АПШ	35	7	0,020	1,5	44	1,5	4	8,35

Рівняння регресії, яке описує стабільний профіль алмазного зерна при АПШ сталі Х12Ф4М, має вигляд

$$Y_{\text{д}} = 11,729 X_{\text{д}}^{0,549} \quad (2.17)$$

Оскільки в рівнянні (2.17) $Y_{\text{д}}$ є напівшириною зерна на відстані $X_{\text{д}}$, то повна ширина зерна буде дорівнювати $b = 2Y_{\text{д}}$, тобто

$$b = 23,458 h^{0,549}, \quad (2.18)$$

де h – відстань від вершини зерна, мкм.

За допомогою рівняння (2.18) проаналізуємо [45] можливість використання відомих моделей зерен у вигляді конуса з округленою вершиною [32], еліпсоїда обертання [2], кулі [49] для опису форми алмазних зерен при алмазнокроєвому шліфуванні. З цієї метою порівняємо ширину зерна на різній відстані від вершини, розраховану на основі перелічених моделей та рівняння (2.18) (табл. 2.4).

Як випливає з приведених даних, розбіжність геометричних розмірів зерен, розрахованих із використанням моделі у вигляді еліпсоїда обертання, із даними, отриманими за даними експерименту, залежить від рекомендацій із

розрахунку розмірів еліпсоїда, а також його орієнтації відносно оброблюваної поверхні.

Модель зерна у формі кулі нівелює розходження в просторовій орієнтації зерна і забезпечує найменшу розбіжність із результатами експерименту. На відстані від вершини в 15 мкм, що відповідає оптимальній глибині шліфування при АШШ, відмінність ширини моделі зерна від експериментальної не перевищує 20%, що цілком прийнятно для інженерних розрахунків.

Таблиця 2.4. Геометричні розміри алмазних зерен АС6 100/80, розраховані з використанням різних моделей

Від- стань від ве- ршини зерна h , мкм	Конус з округ- леною верши- ною	Ширина зерна b , мкм				Куля [49]	Експе- римен- тальні дані
		Еліпсоїд обертання					
		розміри за реко- мendaціями [2]		розміри за реко- мendaціями [50]			
		більша вісь пе- рпенди- кулярна РПК	мала вісь пе- рпенди- кулярна РПК	більша вісь пе- рпенди- кулярна РПК	мала вісь перпенди- кулярна РПК		
1	2	3	4	5	6	7	8
1	7,04	12,94	22,04	18,31	28,72	22,80	23,46
2	9,54	18,19	30,90	25,81	40,44	32,20	34,32
3	11,58	22,14	37,52	31,50	49,30	39,30	42,88
4	13,61	25,42	42,94	36,26	56,67	45,25	50,21
5	15,65	28,24	47,59	40,40	63,07	50,39	55,76
10	25,82	38,70	64,19	56,18	87,13	69,85	83,04
15	36,00	45,82	74,63	67,60	104,11	83,78	103,75
20	46,18	51,02	81,30	76,64	117,15	94,65	121,49
25	56,35	54,85	85,09	84,07	127,44	103,44	137,33
30	66,53	57,59	86,40	90,29	135,63	110,63	151,79
35	76,70	59,38	—	95,50	142,07	116,53	165,19
40	86,88	60,31	—	99,27	146,99	121,32	177,76
45	97,06	—	—	101,50	150,55	125,14	189,63
50	107,23	—	—	106,76	152,83	128,06	200,92

Модель зерна у формі конуса з округленою вершиною дає найбільші розбіжності з результатами експерименту. Відомо, що вона запропонована як модель вершин алмазних зерен, які утворюються при подрібненні, і передбачає орієнтацію зерна віссю симетрії перпендикулярно РПК, що в дійсності практично не виконується.

Таким чином, модель зерен у формі кулі може використовуватися при описі тих параметрів РПК під час АШШ, які залежать від середніх розмірів зе-

рен: відстані між зернами в матриці алмазовмісного шару, об'єму міжзеренного простору на робочій поверхні круга, та розрахунках стійкості зерна. Модель зерна у формі конуса має переваги при описі різальних виступів на алмазному зерні і рекомендується при розрахунках параметрів шорсткості шліфованої поверхні.

Розміри еквівалентних куль, які описують форму алмазних зерен шліфувальних кругів, використовуваних у процесі досліджень, розраховані за формулою (2.4), приведені в табл. 2.5.

Таблиця 2.5. Розміри еквівалентних куль, які описують форму алмазних зерен

Марка алмаза	Зернистість	Число зерен в одному караті алмазного порошку [49], шт	Діаметр еквівалентної кулі, d , мкм	Радіус еквівалентної кулі, r , мкм
АС6	250/200	$8,41 \times 10^3$	300	150
	160/125	$29,1 \times 10^3$	198	99
	100/80	100×10^3	132	66

Геометричні параметри різальних виступів – кут загострення і радіус округлення вершини можна розраховувати, використовуючи формули, запропоновані в роботах Бахуля В.М. [50] і Лукіна Л.М. [52]. Так, середньовірогідне значення реального кута загострення знаходиться за формулою [53]

$$\epsilon = 2 \arccos \sqrt{\frac{1 + \tan^2 \frac{\epsilon'}{2}}{\tan^2 \frac{\epsilon'}{2} \cos^2 \beta_{cp}}} - 1, \quad (2.19)$$

де β_{cp} – середній кут нахилу вершини зерна до площини проєкції, град;

ϵ' – середньовірогідне значення кута загострення в проєкції, град.

Середній кут нахилу вершини зерна до площини проєкції

$$\beta_{cp} = \frac{1}{2} \arccos \left(1 - \frac{2h}{d} \right), \quad (2.20)$$

де h – розмір виступу вершини, мкм;

d – середній діаметр зерна, мкм.

Середньовірогідне значення кута загострення в проєкції ϵ' і радіуса округлення вершини ρ знайдемо за допомогою кореляційних залежностей [52], які для зерен марки АС6 мають вигляд:

$$\epsilon' = 86,0 + 0,23B - 0,26B^2 \times 10^{-4} - 0,125B^3 \times 10^{-5}, \text{ град}; \quad (2.21)$$

$$\rho = 3,15\epsilon^4 \times 10^{-8} + 1,29\epsilon^5 \times 10^{-10}, \text{ мкм}. \quad (2.22)$$

Тут B – ширина зерна, мкм, яка розраховується за розмірами отворів верхнього контрольного сита [50]

$$B = \eta_1 h_1, \text{ мкм},$$

де η_1 – коефіцієнт, який залежить від марки алмазу;

h_1 – розмір отвору верхнього сита, мкм.

Результати розрахунку геометричних параметрів різальних виступів зерен АС6 наведені в табл. 2.6.

Таблиця 2.6. Геометричні параметри різальних виступів зерен АС6

Шліфувальний круг	Значення геометричних параметрів		
	B , мкм	ϵ , град	ρ , мкм
АС6 100/80-4-M2-01	114	91	6,69
АС6 160/125-4-M2-01	182,4	98	9,56
АС6 250/200-4-M2-01	285	100	9,91

2.5 Довжина площадок контакту на задній поверхні алмазних зерен

2.5.1 Довжина площадок контакту, сформованих при шліфуванні за жорсткою схемою

Формування контактних площадок на задній поверхні зерен у процесі плоского шліфування за жорсткою схемою сталей Р6М5Ф3 і Х12Ф4М на верстаті моделі 3Г71 досліджували оптичним методом за допомогою мікроскопа МИР-2 на спеціальній установці (рис. 2.6). Оброблення зразків проводили кругами 1А1 250×15×76 із алмазів АС6 зернистістю 100/80, 160/125, 250/200 на зв'язці М2-01 із наступними режимами: швидкість круга $V_k = 35$ м/с, швидкість деталі $V_d = 6$ м/хв, поперечна подача $S_n = 1,5$ мм/хід, глибина різання $t = 0,015$ мм. У якості охолоджувальної рідини застосовували 0,3%-ний водяний розчин кальцинованої соди.

Правку круга здійснювали електроерозійним способом на мідному електроді з підведенням технологічного струму в зону різання від джерела моделі ДТС-35. Режими правки: швидкість круга $V_k = 35$ м/с, глибина різання $t = 0,005$ мм, поперечна подача $S_n = 0,72$ м/хв, швидкість поздовжнього переміщення столу $V_{cm} = 0$ м/хв (стіл нерухомий), напруга холостого ходу $U_{xx} = 60$ В, середній струм $I_{cp} = 8-10$ А.

Вимір розмірів контактних площадок на зернах проводили при збільшенні в 110 разів через 10, 20, 30, 50, 70, 90 хвилин шліфування. Розмір контактної площадки оцінювали її розміром у напрямку вектору швидкості різання, тобто довжиною. Об'єм досліджуваної вибірки – 200 зерен.

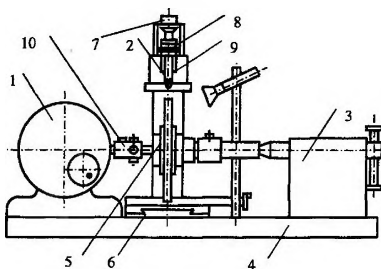


Рис. 2.6. Установка для вимірювання розмірів площадок контакту на задніх поверхнях зерен

1 – оптична ділильна головка; 2 – мікроскоп МИР-2;
3 – задня бабка; 4 – станина; 5 – досліджуваній шліфувальний круг;
6 – полозки; 7 – стійка; 8 – вузол точного настроювання на різкість;
9 – кронштейн; 10 – муфта

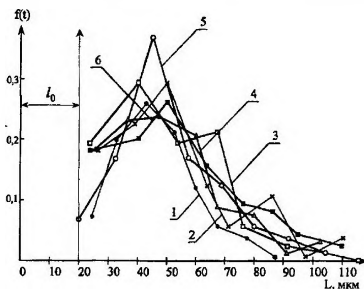


Рис. 2.7. Вплив часу оброблення на розподіл розмірів площадок контакту зерен шліфувального круга AC6 160/125-4-M2-01 після шліфування сталі Р6М5Ф3

1 – після 10 хв; 2 – після 20 хв; 3 – після 30 хв;
4 – після 50 хв; 5 – після 70 хв; 6 – після 90 хв

Як показав аналіз, виконаний із застосуванням критеріїв Кокрана і Фішера, вибіркова середня та вибіркова дисперсія не залежать від місця, на якому були здійснені виміри контактних площадок, що свідчить про належність вибірок одній генеральній сукупності.

Полігони розподілу довжин контактних площадок (рис. 2.7) мають правобічну асиметрію і зміщені щодо початку координат вправо. Зміщення і асиметрія розподілів, на нашу думку, пояснюються умовами формування площадок контакту, при яких вони утворюються в результаті випадкової орієнтації зерна плоскою ділянкою паралельно РПК, або внаслідок заповнення мікрорельєфу поверхні зерна оброблюваним матеріалом, або є результатом зносу. Крім того, виміру піддавалися лише зерна активної частини РПК, у зв'язку з чим площадки на зернах, які не працювали і які були розташовані недалеко від рівня зв'язки, не вимірювалися.

Емпіричні розподіли довжин контактних площадок можуть бути описані теоретичним розподілом Вейбулла, що підтверджується в більшості випадків критеріями Колмогорова і Пірсона (табл. 2.7). Функція розподілу Вейбулла має вигляд:

$$F(l_z) = 1 - e^{-\frac{l_z^m}{x_0}}, l_z \geq 0,$$

де m і x_0 – параметри закону розподілу.

Параметри закону Вейбулла дозволяють розрахувати максимальну довжину площадки контакту

$$l_{z, \max} = \sqrt[m]{x_0 \ln 20} + l_0,$$

де l_0 – величина горизонтального зміщення системи координат, в якій розподіл довжин описаний законом Вейбулла, відносно початку системи координат, в якій представлені дані експериментальних вимірів.

При обробленні сталей Р6М5Ф3 і Х12Ф4М середні розміри контактних площадок і вибіркові дисперсії відрізняються незначуще, що підтверджується критеріями Кокрана і Фішера. Це дозволяє поширити отримані результати на всю групу ванадієвісних швидкокорізальних і штампових сталей.

Вплив часу оброблення на середню довжину контактних площадок можна описати залежністю вигляду (рис. 2.8)

$$l = C_1 \tau^q, \text{ при } \tau > 0. \quad (2.24)$$

Значення коефіцієнта C_1 і показника ступеня q при шліфуванні досліджуваних матеріалів приведені в роботі [55].

Таблиця 2.7. Опис експериментальних розподілів розмірів контактних площадок за допомогою закону Вейбулла (шліфувальний круг AC6 100/125-4-M1, оброблюваний матеріал Р6М5Ф3)

Час шліфування, τ , хв	Зміщення системи координат l_0 , мкм	Параметри розподілу Вейбулла		Критерії узгодженості					
				Емпіричні		Табличні			
				Колмогорова, λ	Пірсона, χ^2	Колмогорова		Пірсона	
m	x_0	λ	Рівень значущості			χ^2	Рівень значущості		
10	20	2,00	957,1	0,14	2,4	1,07	0,2	11,1	0,05
20	20	1,62	316,7	0,49	20,9			18,9	0,02
30	20	1,64	321,2	0,49	6,8			11,1	0,05
50	20	1,72	440,7	0,14	7,2			11,1	0,05
70	20	2,04	1935,0	0,85	16,8			18,9	0,02
90	20	1,80	675,2	0,64	9,3			11,1	0,05

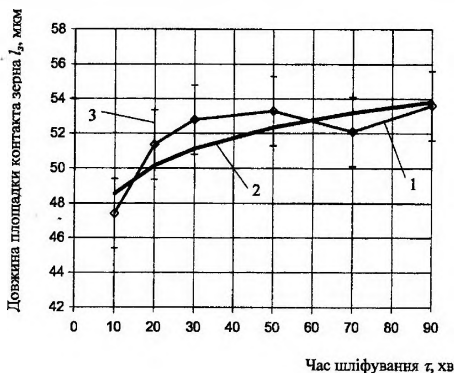


Рис. 2.8. Вплив часу оброблення на довжину контактних площадок зерен при шліфуванні сталі Р6М5Ф3 кругом AC6 160/125-4-M1
1 – експериментальна залежність; 2 – теоретична залежність;
3 – 95%-ний довірчий інтервал

Щоб поширити результати досліджень на шліфувальні круги інших зернистостей, зручно скористатися безрозмірною величиною площадки контакту. У цьому випадку узагальнена залежність $L_s = f(t)$ має вигляд

$$L_s = 0,22 \tau^{0,047}, \quad (2.25)$$

де L_s – безрозмірна довжина площадки контакту;

τ – час шліфування, хв.

Перехід до розмірних значень довжини площадок контакту здійснюється за формулою

$$l_s = L_s d, \quad (2.26)$$

де d – розрахунковий діаметр еквівалентної кулі, яка замінює реальне зерно, мкм.

Розрахунок за формулою (2.25) дає результати, які добре узгоджуються з даними експерименту, поданими в безрозмірних величинах для всіх досліджуваних зернистостей. При цьому максимальна похибка, що спостерігається при зернистості 100/80, не перевищує 22%, що цілком прийнятно для інженерних розрахунків.

2.5.2 Довжина площадок контакту, сформованих при шліфуванні за пружною схемою

Вплив часу оброблення на довжину контактних площадок алмазних зерен досліджували при обробленні загартованих зразків із сталі Р6М5Ф3 за пружною схемою (рис. 2.9) на модернізованому для здійснення шліфування з керуючими діями на РПК верстаті моделі ЗГ71 із використанням спеціального пристрою, що забезпечує ідентичність кінематики жорсткої та пружної схем.

Перед початком оброблення круг правили електроерозійним методом із підведенням технологічного струму в зону різання. У якості джерела технологічного струму використовувався блок електроживлення моделі ДТС-35. Режими правки приведені в табл. 2.8.

Врізне шліфування зразків за пружною схемою проводили на постійних режимах різання (табл. 2.9).

При правці та шліфуванні анодом був шліфувальний круг, катодом – правильний електрод-інструмент або оброблюваний зразок. Охолодження – 0,3 %-ний водяний розчин кальцинованої соди.

Після шліфування за пружною схемою швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 на зазначених у табл. 2.9 режимах були виконані виміри довжин контактних площадок зерен кіл 1А1 250×76×15×5 різної зернистості. Обчислені по експериментальним даним середні значення довжини контактних площадок зерен і їх дисперсій наведені в табл. 2.10.

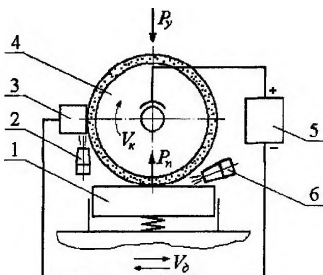


Рис. 2.9. Плоске врізне шліфування за пружною схемою з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга
 1 – оброблювана заготовка;
 2 – сопло для подачі робочого середовища в міжелектродний проміжок;
 3 – автономний електрод-інструмент;
 4 – шліфувальний круг;
 5 – джерело технологічного струму;
 6 – сопло для подачі робочого середовища в зону різання;
 P_n – сила підтиску заготовки до РПК

Таблиця 2.8. Електричні і механічні режими правки алмазних шліфувальних кругів

Електричні режими		Механічні режими			
Напруга холост. ходу $U_{хх}$, В	Середня сила струму $I_{ср}$, А	Глибина різання t , мкм	Поперечна подача S_n	Швидкість різання V_k , м/с	Швидкість електрода V_{el} , м/хв
60	8-10	2-5	3 мм/хід (ручна)	35	6

Таблиця 2.9. Режими різання при алмазному шліфуванні зразків із сталі Р6М5Ф3

Швидкість різання V_k , м/с	Швидкість руху стола V_d , м/хв	Поперечна подача S_n , мм/хід	Глибина різання t , мкм	Сила підтиску зразка до круга P_n , Н
35	6	0	var	80

Таблиця 2.10. Середні довжини контактних площадок зерен кругів 1A1 250×76×15×5 різної зернистості та їх дисперсії в різні моменти часу шліфування сталі Р6М5Ф3 за пружною схемою

Час шліфування, хв	Зернистість круга 1A1 250×76×15×5					
	AC6 100/80		AC6 160/125		AC6 250/200	
	Середня довжина контактної площадки $\bar{l}_g$, мкм	Дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²	Середня довжина контактної площадки $\bar{l}_g$, мкм	Дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²	Середня довжина контактної площадки $\bar{l}_g$, мкм	Дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²
5	29,83	238,95	34,17	278,95	28,00	202,71
10	37,50	310,59	39,33	291,07	31,67	251,41
15	45,33	462,60	42,50	385,17	33,33	246,33
30	45,00	313,56	45,67	326,67	45,17	547,33
45	50,50	445,51	46,33	332,09	52,17	746,07
60	53,83	471,50	48,50	450,25	48,33	719,21

Вплив часу шліфування на довжину контактних площадок зерен аналогічно жорсткій схемі [54, 55] опишемо показовою залежністю вигляду (2.24). Значення C_1 і q визначимо методом найменших квадратів [56]. Отримане рівняння має вигляд:

$$l_c = 22,38 \tau^{0,218}, \quad (2.27)$$

Використовуючи формулу (2.27), побудуємо графік залежності довжини контактної площадки зерна від часу шліфування за пружною схемою (рис. 2.10), на який нанесемо й експериментальні значення (див. табл. 2.10). Довірчий інтервал експериментальних точок визначимо за критерієм Стюдента [57] при довірчій імовірності 0,95.

З наведеного графіка видно, що довжини площадок контакту алмазних зерен, визначені за рівнянням регресії (2.27), виходять за межі довірчого інтервалу тільки в одному випадку, а похибка рівняння регресії в порівнянні з експериментальним значенням у цій точці складає 11%, що цілком припустимо.

Отримані аналогічним шляхом значення емпіричних коефіцієнта C_1 і показника ступеня α для кругів 1A1 250×76×15×5 різних зернистостей приведені в табл. 2.11.

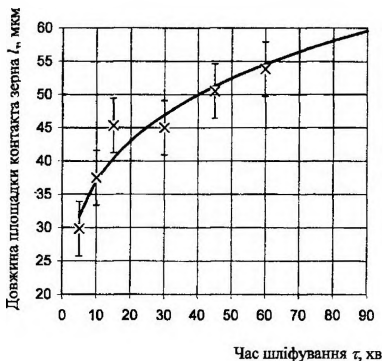


Рис. 2.10. Вплив часу шліфування на довжину контактних площадок алмазних зерен при шліфуванні сталі Р6М5Ф3 кругом 1A1 250×76×15×5 AC6 100/80-4-M2-01 за пружною схемою

Таблиця 2.11. Значення параметрів емпіричної залежності (2.24), яка описує зміну довжини контактних площадок зерен в часі при алмазному шліфуванні за пружною схемою кругами різних зернистостей

Характеристика матеріалу круга	Коефіцієнт C_1	Показник ступеню q
АС6 100/80-4-М2-01	22,38	0,218
АС6 160/125-4-М2-01	28,81	0,131
АС6 250/200-4-М2-01	22,99	0,207

Оцінку впливу зернистості кругів на довжину площадок контакту зерен проведемо у відносних розмірах, представивши для цього формулу (2.24) у наступному вигляді:

$$L_s = \frac{l_s}{d_{cp}} = \bar{C}_1 \cdot \tau^q, \quad (2.28)$$

де L_s – безрозмірна довжина площадки контакту;

$\bar{C}_1$ – безрозмірний емпіричний коефіцієнт, $\bar{C}_1 = C_1/d_{cp}$.

Порівняємо середні безрозмірні довжини площадок контакту, розраховані за формулою (2.28), і вибіркові дисперсії цих розмірів при шліфуванні стали Р6М5Ф3 за пружною схемою кругами різних зернистостей із досліджуваного діапазону. З порівняння величин, які приведені в табл. 2.12, видно, що розходження вибірових безрозмірних дисперсій і безрозмірних вибірових середніх довжин значуще для всіх досліджуваних періодів часу.

Отже, вплив часу шліфування за пружною схемою на довжину контактної площадки зерен кругів досліджуваного діапазону зернистостей не можна представити узагальненою безрозмірною залежністю.

Порівняємо за допомогою тих же критеріїв Кохрана і Фішера фактичні значення середніх довжин площадок контакту зерен кругів різних зернистостей і вибіркові дисперсії цих розмірів (табл. 2.13).

З приведених у табл. 2.13 даних випливає, що розходження вибірових дисперсій значуще тільки після закінчення 30 хвилин шліфування за пружною схемою, а розходження вибірових середніх довжин площадок контакту незначуще для всіх досліджуваних відрізків часу.

Таким чином, вплив часу шліфування за пружною схемою на довжину контактної площадки зерен кругів досліджуваного діапазону зернистостей із похибкою, припустимою для інженерних розрахунків, можна представити залежністю, отриманою шляхом усереднення значень емпіричних параметрів із табл. 2.11:

$$l_s = 22,73 \tau^{0,185}. \quad (2.29)$$

Таблиця 2.12. Порівняння вибірових середніх та вибірових дисперсій довжин контактних площадок зерен крутів 1A1 250×76×15×5 різної зернистості при обробленні за пружною схемою сталі Р6М5Ф3

Час пшліфу вання, хв	Параметри розподілу розмірів площадок контакту для крутів						Критерій Кохрана		Відноп ення диспер сій	Критерій Фішера	
	AC6 100/80-4-M2-01		AC6 160/125-4-M2-01		AC6 250/200-4-M2-01		експ. значен ня $g_{\text{звсн}}$	$g_{0,95}$		$F_{0,95}$	$F_{0,99}$
	Середня безрозм. довжина площад. контакту $\bar{l}_j$	Безрозм. вибір. дисперс. $\left(\frac{S}{d_{cp}}\right)^2 \times 10^{-3}$	Середня безрозм. довжина площад. контакту $\bar{l}_j$	Безрозм. вибір. дисперс. $\left(\frac{S}{d_{cp}}\right)^2 \times 10^{-3}$	Середня безрозм. довжина площад. контакту $\bar{l}_j$	Безрозм. вибір. дисперс. $\left(\frac{S}{d_{cp}}\right)^2 \times 10^{-3}$					
5	0,226	13,72	0,173	7,11	0,106	2,79	0,5806	0,4002	27,74	3,0	4,6
10	0,284	17,82	0,199	7,42	0,111	2,74	0,6369		48,14		
15	0,343	26,55	0,215	9,83	0,151	6,08	0,6253		40,88		
30	0,341	18,00	0,231	8,33	0,168	5,80	0,5602		43,03		
45	0,383	25,58	0,234	8,47	0,174	8,29	0,6942		49,07		
60	0,408	27,05	0,245	11,49	0,161	7,99	0,5814		60,88		

Таблиця 2.13. Порівняння вибірових середніх та вибірових дисперсій довжин контактних площадок зерен шліфувальних кругів 1A1 250×76×15×5 різної зернистості при обробленні за пружною схемою сталі Р6М5Ф3

Час шліфування, хв	Параметри розподілу довжин площадок контакту для кругів						Критерій Кохрана		Відношення дисперсій	Критерій Фішера	
	АС6 100/80-4-М2-01		АС6 160/125-4-М2-01		АС6 250/200-4-М2-01		експ. значення $g_{\text{експ}}$	$g_{0,95}$		$F_{0,95}$	$F_{0,99}$
	Середня довжина контакт. площад. $\bar{l}_z$, мкм	Дисперс. довжини контакт. площад. S^2 , мкм	Середня довжина контакт. площад. $\bar{l}_z$, мкм	Дисперс. довжини контакт. площад. S^2 , мкм	Середня довжина контакт. площад. $\bar{l}_z$, мкм	Дисперс. довжини контакт. площад. S^2 , мкм					
5	29,83	238,95	34,17	278,95	28,00	202,71	0,3626	0,4002	1,11	3,0	4,6
10	37,50	310,59	39,33	291,07	31,67	251,41	0,3663		2,01		
15	45,33	462,60	42,50	385,17	33,33	246,33	0,3923		0,33		
30	45,00	313,56	45,67	326,67	45,17	547,33	0,4491		1,31		
45	50,50	445,51	46,33	332,09	52,17	746,07	0,4891		1,07		
60	53,83	471,50	48,50	450,25	48,33	719,21	0,4383		1,07		

Для дослідження впливу сили підтиску зразка до круга на довжину контактних площадок алмазних зерен при плоскому врізному шліфуванні були проведені виміри довжин площадок при обробленні зразків із швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 кругом 1А1 250(76(15(5 АС6-100/80-4-М2-01 на зазначених у табл. 2.9 режимах різання за пружною схемою при різних значеннях сили підтиску зразка до круга: 40, 60 і 80 Н. При цьому розмір контактних площадок зерен аналогічно описаним раніше експериментам вимірювався через 5, 10, 15, 30, 45, 60 хвилин шліфування (табл. 2.14).

Ступінь впливу сили підтиску зразка до круга на довжину контактних площадок зерен круга 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01 оцінимо, скориставшись критеріями Кохрана і Фішера. Порівняння вибірових середніх і вибірових дисперсій довжин площадки контакту (табл. 2.15) показує, що розходження вибірових дисперсій значуще тільки в двох випадках із п'яти, а розходження вибірових середніх значень довжини контактних площадок незначуще в чотирьох випадках із п'яти при рівні значущості $p = 0,05$ та незначуще в усіх випадках при рівні $p = 0,01$.

Таблиця 2.14. Вплив сили підтиску зразка до круга і часу оброблення на довжину контактних площадок алмазних зерен при плоскому врізному шліфуванні швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01

Час шліфування, хв	Сила підтиску зразка до круга					
	$P_n = 40 \text{ Н}$		$P_n = 60 \text{ Н}$		$P_n = 80 \text{ Н}$	
	Середня довжина контактної площадки $\bar{l}_3$, мкм	Вибіркова дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²	Середня довжина контакт. площадки $\bar{l}_3$, мкм	Вибіркова дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²	Середня довжина контакт. площадки $\bar{l}_3$, мкм	Вибіркова дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²
5	—	—	—	—	29,83	238,95
10	38,67	225,31	37,17	359,63	37,50	310,59
15	46,33	413,45	43,67	484,63	45,33	462,60
30	54,00	526,10	49,83	452,51	45,00	313,56
45	57,67	533,45	53,17	302,01	50,50	445,51
60	55,67	550,40	51,83	462,68	53,83	471,50

Результати порівняння статистичних параметрів вибірок дозволяють зробити висновок про те, що вплив сили підтиску деталі до круга на довжину контактних площадок алмазних зерен при шліфуванні за пружною схемою несуттєвий і може не враховуватися.

Таблиця 2.15. Порівняння вибірових середніх та вибірових дисперсій довжин контактних площадок зерен шліфувального круга 1A1 250×76×15×5 AC6 100/80-4-M2-01 при обробленні за пружною схемою сталі Р6М5Ф3 при різній силі підтиску зразка до РПК

Час шліфу вання, хв	Параметри розподілу довжин площадок контакту при силі підтиску						Критерій Кохрана		Віднош ення диспер сій	Критерій Фішера	
	$P_n = 40 \text{ Н}$		$P_n = 60 \text{ Н}$		$P_n = 80 \text{ Н}$		експ. значен ня $g_{\text{експ}}$	$g_{0,95}$		$F_{0,95}$	$F_{0,99}$
	Середня довжина контакт. площад. $\bar{l}_j$, мкм	Дисперс. довжини контакт. площад. S^2 , мкм	Середня довжина контакт. площад. $\bar{l}_j$, мкм	Дисперс. довжини контакт. площад. S^2 , мкм	Середня довжина контакт. площад. $\bar{l}_j$, мкм	Дисперс. довжини контакт. площад. S^2 , мкм					
5	—	—	—	—	29,83	238,95	—	0,4002	—	3,0	4,6
10	38,67	225,31	37,17	359,63	37,50	310,59	0,4016		0,125		
15	46,33	413,45	43,67	484,63	45,33	462,60	0,3562		0,239		
30	54,00	526,10	49,83	452,51	45,00	313,56	0,4071		2,83		
45	57,67	533,45	53,17	302,01	50,50	445,51	0,4164		4,05		
60	55,67	550,40	51,83	462,68	53,83	471,50	0,3707		0,447		

2.6 Вплив способу шліфування на довжину контактних площадок зерен

При проведенні експериментів шліфування зразків із швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 за кінематично аналогічними жорсткою та пружною схемами виконувалося підготовленими на однакових режимах правки кругами однакових характеристик. Таким чином, вихідний стан рельєфу РПК перед шліфуванням за різними схемами був статистично рівнозначним [58].

Порівняння довжин контактних площадок на задніх поверхнях зерен та їх дисперсій при обробленні за різними схемами виконаємо для круга 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 (табл. 2.16), використовуючи емпіричну залежність (2.25) і отримані нами після обробки експериментальних даних для пружної схеми шліфування залежності аналогічного вигляду, параметри яких приведені в табл. 2.11.

Таблиця 2.16. Вплив часу обробки на довжину контактних площадок алмазних зерен при плоскому алмазному шліфуванні зразків з швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 за жорсткою та пружною схемами

Час шліфування, хв	Схема шліфування				Критерій Фішера	
	Жорстка		Пружна			
	Середня довжина контактної площадки $\bar{l}_3$, мкм	Вибіркова дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²	Середня довжина контакт. площадки $\bar{l}_3$, мкм	Вибіркова дисперсія довжини контактної площадки S^2 , мкм ²	розрахункове значення $F_{розр}$	табличне значення $F_{0,95}$
5	—	—	34,17	278,95		
10	47,40	238,6	39,33	291,07	1,22	1,4
15	—	—	42,50	385,17		
20	51,35	367,8	—	—		
30	52,78	324,8	45,67	326,67	1,01	1,4
45	—	—	46,33	332,09		
50	53,29	298,7	—	—		
60	—	—	48,50	450,25		
70	52,10	344,4	—	—		
90	53,62	401,9	—	—		

Порівняння дисперсій вибірок для обох схем шліфування за критерієм Фішера (див. табл. 2.16) показує, що розходження між дисперсіями незначуще і вибірки можна вважати приналежними до однієї генеральної сукупності. Оскільки для обох порівнюваних вибірок експериментальні дані є тільки в два співпадаючих моменти часу (10 і 30 хвилини), із метою підтвердження достовірності зроблених висновків порівнюємо параметри вибірок і для декількох близьких

проміжків часу оброблення (45 і 50 хвилин, 60 і 70 хвилин) за критеріями Кохрана і Фішера.

Незважаючи на незначну розбіжність порівнюваних проміжків часу шліфування, за результатами порівняння (табл. 2.17) видно, що розходження вибірових дисперсій і вибірових середніх незначуще в усіх випадках. Отже, вплив часу оброблення на довжину контактних площадок алмазних зерен круга 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 при шліфуванні за кинематично аналогічними жорсткою та пружною схемами однаковий.

Такі ж результати дає і порівняння довжин контактних площадок зерен і їх дисперсій при обробленні за різними схемами кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01, однак для круга зернистістю 250/200 розбіжність середніх довжин контактних площадок зерен є статистично значущою.

Використовуючи параметри рівнянь регресії з роботи [59] і з табл. 2.11, побудуємо графіки залежностей довжини контактних площадок від часу оброблення для кругів різної зернистості при двох схемах шліфування (рис. 2.11).

З графіків видно, що середня довжина площадок контакту при обробленні за пружною схемою менше, ніж за жорсткою, і зближується з нею тільки після 30-40 хвилин шліфування. Це пояснюється стабільністю навантаження на зерна при роботі за пружною схемою до моменту засалювання поверхні круга і, відповідно, більшою кількістю зерен із меншими площадками контакту, ніж при жорсткій схемі.

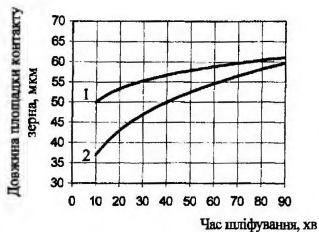
Розбіжність середніх довжин площадок зерен після 30 хвилин шліфування для кругів зернистістю 100/80 і 160/125 стає незначущою (не перевищує 18%), а для круга зернистістю 250/200 і в цей період часу залишається дворазовою.

Незважаючи на це, рівняння (2.24), що описують зміну в часі довжин площадок контакту при шліфуванні за жорсткою схемою, може використовуватися для цілей моделювання процесу оброблення за пружною схемою.

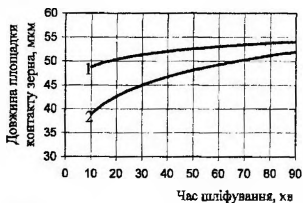
2.7 Параметри різновисотності алмазних зерен на РПК після алмазного та алмазно-іскрового шліфування

2.7.1 Параметри різновисотності алмазних зерен на РПК після алмазного та алмазно-іскрового шліфування за жорсткою схемою

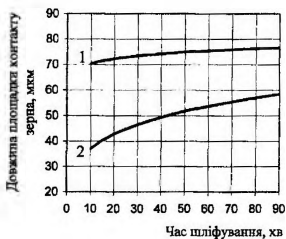
Різновисотність зерен, під якою розуміється різноманіття положень вершин зерен відносно найбільше виступаючого із зв'язки зерна в перерізі робочої поверхні круга площиною, перпендикулярною осі, досліджували на кругах АС6 100/80-4-М2-01, АС6 160/125-4-М2-01, АС6 250/200-4-М2-01. Правку круга, алмазне та алмазно-іскрове шліфування штампової сталі Х12Ф4М виконували на модернізованому для алмазно-іскрового шліфування плоскошліфувальному верстаті моделі ЗГ71. Струм імпульсами прямокутної форми вводили в зону різання від широкодіапазонного генератора імпульсів ШГ1 125-100М.



а



б



в

Рис. 2.11. Вплив часу шліфування на довжину контактних площадок алмазних зерен при шліфуванні сталі Р6М5Ф3 за різними схемами:

а – круг 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01

б – круг 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01

в – круг 1А1 250×76×15×5 АС6 250/200-4-М2-01

1 – жорстка схема,

2 – пружна схема

Круг правили електроерозійним способом. Круг був анодом, а катодом служив чавунний електрод. Охолодження при правці і шліфуванні вели 0,3%-ним водним розчином кальцинованої соди. Механічні і електричні режими правки були такими: швидкість круга 10,5 м/с; швидкість електрода $V_e = 3$ м/хв; поперечна подача $S_n = 1,5$ мм/хід, вертикальна подача $S_v = 0,020$ мм; частота імпульсів $f = 22$ кГц; скважність $q = 1,5$; сила струму $I_{cp} = 10$ А; напруга $U_{cp} = 20-25$ В.

Плоске алмазно-іскрове шліфування сталі Х12Ф4М (круг – анод, зразок – катод) вели на наступних режимах: $V_k = 35$ м/с; $V_d = 7$ м/хв, $S_n = 1,5$ мм/хід, $S_v = 0,020$ мм; $f = 44$ кГц, $q = 1,5$. Алмазне шліфування вели на аналогічних механічних режимах із відключеним джерелом струму.

Різновисотність алмазних зерен на робочій поверхні в напрямку вектора швидкості різання досліджували візуальним методом, застосовуючи спеціальну установку, створену на базі установки В.Ф. Козакова [60] і удосконалену з метою підвищення точності вимірів (рис. 2.12). Об'єм вибірки – 200 зерен.

Як показало порівняння за допомогою критеріїв Кохрана і Фішера вибірових середніх різновисотності і вибірових дисперсій, знайдених за результатами обробки вибірок із чотирьох різних перерізів РПК площиною, а також вибірок після повторних правок, статистичні характеристики вибірок відрізняються незначуще, а вибіркова дисперсія і середня різновисотність із достатньою повнотою відображають усю генеральну сукупність, якою є різновисотність зерен на РПК в цілому.

Для визначення впливу зернистості алмазів, часу і виду оброблення на закон розподілу різновисотності побудовані полігони розподілів. Всі вони дають однакову картину (рис. 2.13): після електроерозійної правки, 15, 30 і 45 хвилин шліфування для них характерна правобічна асиметрія. У зоні великих різновисотностей на полігонах спостерігається різке зменшення частостей. Це обумовлене різним рівнем зв'язки, через який зерна закриваються зв'язкою не на одному рівні.

На всіх досліджуваних кругах після 15, 30 і 45 хвилин оброблення тенденція зміни параметрів рельєфу однакова: середня різновисотність ΔR і вибіркова дисперсія S^2 зменшуються (рис. 2.14).

Статистична перевірка показала, що після 15 хвилин алмазно-іскрового шліфування рельєф стабілізується і при подальшому збільшенні часу оброблення в досліджуваному діапазоні зміни вибірових дисперсій та середньої різновисотності незначущі.

При алмазному шліфуванні параметри рельєфу змінюються протягом всього експерименту, хоча після 30 хвилин шліфування ці зміни незначущі. Кількісні характеристики різновисотності при алмазному та алмазно-іскровому шліфуванні сталі Х12Ф4М різні: дисперсія різновисотності при АІІІ більше на 58-114%, а середня різновисотність – на 15-57%. Більші значення вибірових дисперсій і середньої різновисотності при алмазно-іскровому шліфуванні пояснюються формуванням більш розвиненого рельєфу РПК за рахунок значного

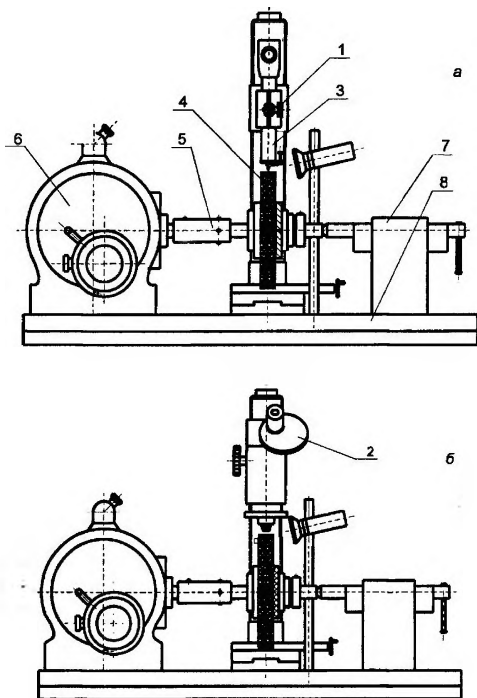


Рис. 2.12. Установка для изучения разбавления зерен на рабочей поверхности круга
 а - измерения разности высот
 б - определения координат вершин зерен

- 1 - винт точного наладочного оптиметра; 2 - тубус инструментального микроскопа;
 3 - измерительная трубка оптиметра; 4 - шлифовальный круг; 5 - муфта;
 6 - оптическая делительная головка; 7 - задняя бабка; 8 - станина

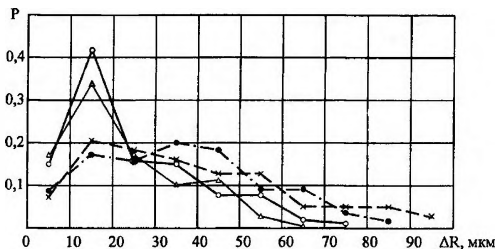


Рис. 2.13. Полігони розподілу різновисотності зерен
крута АС6 160/125-4-М1 після правки (* — *) і алмазного
шліфування сталі Х12Ф4М протягом 15 (—•—•—), 30 (—°—°—),
45 (—Δ—Δ—) хвилин

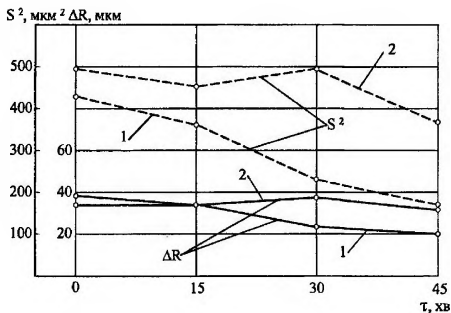


Рис. 2.14. Вплив часу обробки на середню різновисотність
та вибірккову дисперсію рельєфу крута АС6 160/125-4-М1
при алмазному (1) і алмазно-іскровому шліфуванні (2)
штампової сталі Х12Ф4М

виступу зерен із зв'язки. При цьому в результаті електроерозійної руйнації зв'язки висота профілю робочої поверхні підтримується практично постійною протягом всього експерименту.

При описі експериментальних розподілів різновисотності за допомогою розглянутих теоретичних розподілів (нормальне, рівномірне, Вейбулла, Релея, гама-розподіл, логарифмічно-нормальний) універсальним виявився розподіл Вейбулла, яким можна описати всі досліджені рельєфи, сформовані після електроерозійної правки, під час алмазного та алмазно-іскрового шліфування. Це підтверджується як критерієм Колмогорова, так і критерієм Пірсона.

Функція розподілу Вейбулла для різновисотності має вигляд

$$F(\Delta R) = 1 - e^{-\frac{\Delta R^m}{x_0}}, \Delta R \geq 0. \quad (2.30)$$

Параметри розподілу Вейбулла, що описують різновисотність зерен на робочій поверхні кругів досліджуваних характеристик після правки та 15, 30, 45 хвилин алмазного шліфування сталі Х12Ф4М, приведені в табл. 2.15.

Таблиця 2.15. Параметри розподілу різновисотності після правки, 15, 30, 45 хвилин алмазного шліфування сталі Х12Ф4М

Шліфувальний круг	Час шліфування, хв	Параметри розподілу Вейбулла		Емпіричні критерії узгодженості		Табличні критерії узгодженості на рівні значущості P			
		m	x_0	χ^2	λ	Колмогорова		Пірсона	
						λ	P	χ^2	P
АС6 100/80-4-M2-01	Після правки	2,23	2946	2,76	0,71	1,07	0,2	9,5	0,05
	15	1,65	204	3,07	0,35			9,5	0,05
	30	1,45	81,2	23,1	0,75			23,2	0,01
	45	1,42	67	13,1	0,71			13,8	0,001
АС6 160/125-4-M2-01	Після правки	2,03	2820	4,38	0,35			14,1	0,05
	15	1,85	862	4,97	0,42			14,1	0,05
	30	1,55	154,8	14,9	0,72			15,1	0,01
	45	1,43	83	6,86	0,49			9,5	0,05
АС6 250/200-4-M2-01	Після правки	1,70	710	18,02	0,57			18,3	0,05
	15	1,17	49	8,14	0,71			15,5	0,05
	30	1,15	34,9	7,11	0,83			11,1	0,05
	45	1,29	57	11,2	0,71			13,4	0,02

Вплив часу шліфування на значення функції розподілу різновисотності зерен зручно представити за допомогою рівняння

$$F(t_{\phi}, \tau) = F(t_{\phi}, \tau = 1) K_{\tau}, \quad (2.31)$$

де $F(t_{\phi}, \tau = 1)$ – значення функції розподілу Вейбулла при $\Delta R = t_{\phi}$ (t_{ϕ} – глибина різання) із параметрами розподілу, що відповідають стану РГК після правки; K_{τ} – коефіцієнт, який враховує зміну функції Вейбулла зі збільшенням часу оброблення.

Коефіцієнт K_{τ} представимо у такому вигляді

$$K_{\tau} = A_2 \tau^{q_2}, \quad \tau > 0, \quad (2.32)$$

де A_2, q_2 – емпіричні коефіцієнти (табл. 2.16).

Таблиця 2.16. Значення коефіцієнта A_2 і показника ступеня q_2 у рівнянні, що враховує вплив часу оброблення на значення функції Вейбулла

Шліфувальний круг	Глибина шліфування t_{ϕ} , мкм	A_2	q_2
AC6100/80	5	0,94	0,665
	10	0,96	0,484
	15	1,05	0,336
	20	0,98	0,287
AC6 160/125	5	0,80	0,647
	10	0,84	0,517
	15	0,87	0,432
	20	0,89	0,364
AC6 250/100	5	1,04	0,554
	10	1,02	0,432
	15	1,01	0,354
	20	1,00	0,296

Параметри розподілу Вейбулла, який описує різновисотність зерен після 30 хвилин алмазно-іскрового шліфування, приведені в табл. 2.17.

Таблиця 2.17. Параметри розподілу різновисотності при алмазно-іскровому шліфуванні сталі X12Ф4М

Характеристика шліфувального круга	Параметри розподілу Вейбулла	
	m	x_0
AC6 100/80-4-M2-01	1,51	198,4
AC6 160/125-4-M2-01	1,86	1105,3
AC6 250/200-4-M2-01	1,05	24,8

Параметри різновисотності дозволяють розрахувати кількість зерен в активній частині РПК та ймовірне значення відстані між ними.

Кількість активних зерен на 1 мм^2 РПК

$$Z_k = \frac{1}{S_{\text{сп}}^2} F(t_\phi),$$

де $F(t_\phi)$ – ймовірність знаходження вершин зерен в інтервалі, який дорівнює фактичній глибині шліфування;

а ймовірне значення відстані між активними зернами

$$S_k = \frac{S_{\text{сп}} K_1}{\sqrt{F(t_\phi)}}.$$

Положимо, що $1/\sqrt{F(t_\phi)} = K_c$ – коефіцієнт, який враховує вплив різновисотності на відстань між зернами в активній частині РПК.

Тоді формула для розрахунку відстані між активними зернами на нерухомому крузі буде мати вигляд

$$S_k = S_{\text{сп}} K_1 K_c. \quad (2.33)$$

2.7.2 Параметри різновисотності алмазних зерен на РПК після алмазного та алмазно-іскрового шліфування за пружною схемою

Різновисотність алмазних зерен досліджували [61] за методикою, яка описана в п.п. 2.6.1, після оброблення зразків із сталі Р6М5Ф3 за пружною схемою кругами різних зернистостей. Умови і режими правки і шліфування аналогічні наведеним в табл. 2.8, 2.9.

Для визначення значень параметрів розподілу Вейбулла за дослідними даними скористаємося методикою, яка викладена в [62]. Відповідно до цієї методики спочатку визначаються оцінки математичного чекання і середнього квадратичного відхилення досліджуваної величини. У якості таких оцінок приймаємо вибіркові середні $\overline{\Delta R}$ і вибіркові середні квадратичні відхилення S величини різновисотності. Далі розраховується оцінка коефіцієнта варіації величини ΔR :

$$V_{\Delta R} = \frac{S}{\overline{\Delta R}}.$$

Потім із таблиці для отриманого значення $V_{\Delta R}$ знаходяться параметр m і проміжна величина k_b , а параметр x_0 розраховується за формулою

$$x_0 = \left(\frac{\Delta R}{k_b} \right)^m$$

Визначені за описаною методикою параметри розподілу Вейбулла, який характеризує різновисотність зерен на поверхні кругів 1A1 250×76×15×5 трьох досліджуваних зернистостей після 60 хвилин шліфування за пружною схемою, зведені в табл. 2.18.

Для перевірки відповідності експериментальних даних розподілу Вейбулла скористаємося критеріями згоди Пірсона χ^2 [63] і Колмогорова [57].

Таблиця 2.18. Параметри розподілу різновисотності зерен кругів 1A1 250×76×15×5 після 60 хвилин шліфування за пружною схемою

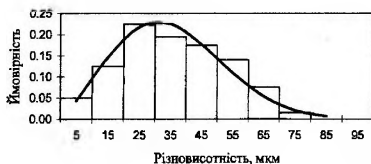
Зерни- стість круга	№ ви- бо- рки	Параметри розподілу Вейбулла		Критерій Пірсона			Критерій Колмогорова	
		<i>m</i>	<i>x</i> ₀	експ.	$\chi^2_{0,95}$	$\chi^2_{0,99}$	експ.	$\lambda_{0,8}$
AC6 100/80	1	2,26	4176	4,98	11,07	15,09	0,55	1,07
	2	2,41	12742	6,87	14,07	18,48	0,54	
AC6 160/125	1	1,48	148,2	7,25	11,07	15,09	0,71	
	2	1,45	122,4	4,10	11,07	15,09	0,37	
AC6 250/200	1	1,151	48,24	14,46	16,92	21,67	0,49	
	2	1,26	73,49	12,02	15,51	20,09	0,63	

Розраховані експериментальні значення статистичних критеріїв, а також визначені за таблицями теоретичні значення критерію Пірсона для рівнів значущості $p = 0,05$ і $p = 0,01$ [63] і критерію Колмогорова для рівня значущості $p = 0,2$ [57] приведені в табл. 2.18. З таблиці видно, що гіпотеза про розподіл різновисотності за законом Вейбулла підтверджується для усіх вибірок при всіх прийнятих рівнях значущості.

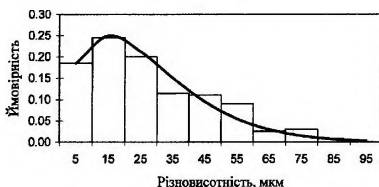
Гістограми різновисотності зерен кругів 1A1 250×76×15×5 досліджуваних зернистостей і апроксимуючі їх криві розподілу Вейбулла наведені на рис. 2.15. З графіків видно, що зі збільшенням зернистості круга асиметрія розподілу також збільшується.

2.8 Порівняння розподілів різновисотності при шліфуванні за жорсткою та пружною схемами

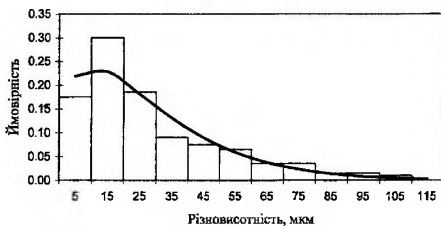
Досліджувані розподіли різновисотності рельєфу алмазних кругів, який стабілізувався після 60 хвилин шліфування за пружною схемою швидкохідальної сталі Р6М5Ф3 порівнюємо із розподілами різновисотності рельєфу кругів



а

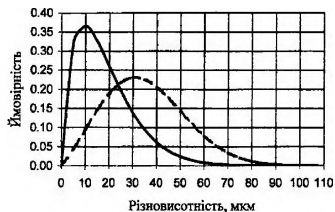


б

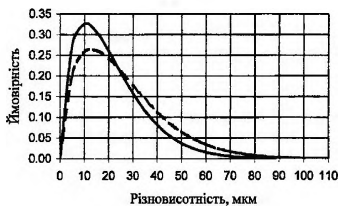


в

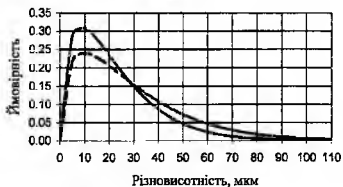
Рис. 2.15. Розподіл різновисотності зерен кругів 1A1 250×76×15×5 різної зернистості після 60 хвилин шліфування за пружною схемою
а – AC6 100/80; б – AC6 160/125; в – AC6 250/200



а



б



в

Рис. 2.16. Розподіл різновисотності зерен кругів 1A1 250×76×15×5 різної зернистості після шліфування за жорсткою та пружною схемами
а – AC6 100/80; б – AC6 160/125; в – AC6 250/200
— — — жорстка схема; - - - - пружна схема

аналогічних характеристик, що стабілізувався після 45 хвилин алмазного шліфування за жорсткою схемою штампової сталі Х12Ф4М.

Оскільки підготовка кругів до шліфування за обома схемами проводилася на однакових режимах електроерозійним способом, то вихідний стан рельєфу після правки можна вважати статистично рівнозначним [58].

Графіки розподілів різновисотності при шліфуванні різними способами (рис. 2.16), побудовані з використанням визначених нами параметрів розподілу Вейбулла (табл. 2.15, 2.18), показують, що різновисотність кругів зернистостей АС6 160/125 і АС6 250/200 після шліфування за пружною схемою має подібний розподіл із різновисотністю після шліфування за жорсткою схемою, однак функції розподілу для пружної схеми мають більшу дисперсію і меншу асиметрію. Це пояснюється тим, що при шліфуванні за пружною схемою дисперсія різновисотності знижується з меншою інтенсивністю відносно вихідного рельєфу, ніж при обробленні за жорсткою схемою, а при повному заповненні міжзеренного простору продуктами засалювання вершини зерен закриваються цими продуктами більш рівномірно в порівнянні з жорсткою схемою (під впливом сил тертя відбувається перерозподіл продуктів засалювання на поверхні круга).

Додатковим підтвердженням цього висновку є подібність розподілу різновисотності зерен круга зернистостю 100/80 після 60 хвилин шліфування за пружною схемою з розподілом різновисотності після правки (рис. 2.17). Ця подібність показує, що для зазначеного круга розподіл різновисотності після тривалої роботи за пружною схемою змінюється несуттєво відносно вихідного стану рельєфу круга після правки.

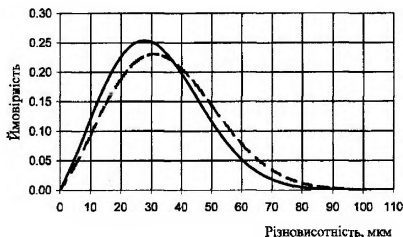


Рис. 2.17. Розподіл різновисотності зерен круга 1А1 250х76х15х5 АС6 100/80-4-М2-01 після правки та після 60 хвилин шліфування за пружною схемою:
— — — — — правка; - - - - - 60 хв шліфування

Для перевірки значущості різниці розподілу різновисотності зерен після правки і після 60 хвилин шліфування за пружною схемою використовуємо критерії Пірсона і Колмогорова (табл. 2.19). З порівняння розподілів видно, що гіпотеза про незначущість їх різниці підтверджується критерієм Пірсона на всіх рівнях значущості і не підтверджується тільки критерієм Колмогорова на рівні значущості $p = 0,8$, у зв'язку з чим є підстави вважати зміну різновисотності зерен круга зернистості 100/80 після 60 хвилин шліфування в порівнянні зі сформованою після правки різновисотністю незначущою.

Таблиця 2.19. Порівняння параметрів розподілу різновисотності зерен круга 1A1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01 після правки та після 60 хвилин шліфування за пружною схемою

Стан РПК	Параметри розподілу Вейбулла		Критерій Пірсона			Критерій Колмогорова		
	m	x_0	експ.	$\chi^2_{0,95}$	$\chi^2_{0,99}$	експ.	$\lambda_{0,8}$	$\lambda_{0,95}$
після правки	2,23	2946	13,73	16,92	21,67	1,23	1,07	1,36
після 60 хв шліфування	2,26	4176						

2.9 Об'єм міжзеренного простору робочої поверхні круга

Розрахунок об'єму міжзеренного простору виконаємо, використовуючи наступні припущення:

- розподіл різновисотності зерен описується законом Вейбулла;
- реальна форма алмазного зерна моделюється кулею радіуса r .

Розглянемо модель ділянки робочої поверхні круга площею $f = b \times b$ (рис. 2.18). Для того, щоб врахувати різновисотне розташування зерен при визначенні об'єму виступаючої із зв'язки частини зерна, висоту робочої поверхні H поділимо на ряд малих шарів товщиною ΔR . Мінімальне значення ΔR обмежимо умовою, за якою в шар повинно потрапляти не менше одного зерна. Якщо в шар потрапили декілька зерен, то їхня висота вважається однаковою.

Значення висоти рельєфу визначимо за значенням функції розподілу Вейбулла (2.30), рівному 0,95. Тоді

$$H = (x_0 \ln 0,05)^{\frac{1}{m}}. \quad (2.34)$$

Мінімальне значення ΔR визначиться виразом

$$\Delta R = \left[x_0 \ln \left(1 - \frac{S^2_m}{f} \right) \right]^{\frac{1}{m}}, \quad (2.35)$$

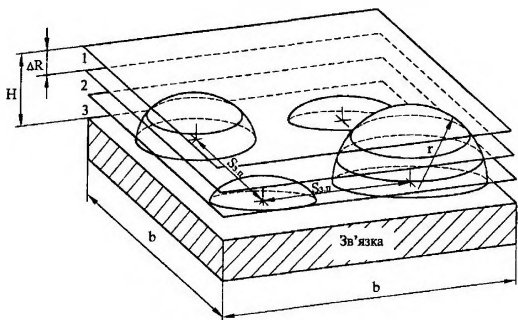


Рис. 2.18. Модель ділянки робочої поверхні круга

Об'єм міжзеренного простору $V_{\text{мн}}$ для ділянки РПК площею f дорівнює

$$V_{\text{мн}} = 10^{-3} f H - V_z \cdot 10^{-9}, \text{ мм}^3. \quad (2.36)$$

Об'єм, який займають зерна на робочій поверхні

$$V_z = \sum_{i=1}^N \frac{F(i\Delta R) f}{S_{\text{зн}}^2} \pi [H - (i-1)\Delta R]^2 \left\{ r - \frac{1}{3} [H - (i-1)\Delta R] \right\}, \quad (2.37)$$

де f – площа ділянки РПК, мм^2 ;

H – висота рельєфу робочої поверхні, мкм ;

ΔR – товщина шару, мкм ;

i – номер досліджуваного шару, $i = 1, 2, 3 \dots N$;

N – загальна кількість шарів;

$F(i\Delta R)$ – ймовірність потрапляння вершини зерна в i -й шар;

r – радіус кульової моделі зерна, мкм .

Загальна кількість шарів N визначається за формулою

$$N = \left[\frac{\ln 0,05}{\ln(1 - \frac{S_{\text{зн}}^2}{f})} K \right]^{\frac{1}{m}}, \quad (2.38)$$

а ймовірність потрапляння вершини зерна в i -й шар

$$F(i\Delta R) = \begin{cases} 1 - \exp\left[-\frac{\Delta R^m}{x_0}\right] & \text{при } i=1; \\ \exp\left[\frac{[(i-1)\Delta R]^m}{x_0}\right] - \exp\left[-\frac{(i\Delta R)^m}{x_0}\right] & \text{при } i>1. \end{cases}$$

Після підстановки (2.37) у (2.36) одержимо формулу для розрахунку об'єму міжзеренного простору на РПК

$$V_{\text{мж}} = 10^{-3} fH - 10^{-9} \sum_{i=1}^N \frac{F(i\Delta R)f}{S_{\text{зм}}^2} \pi [H - (i-1)\Delta R]^2 \left\{ r - \frac{1}{3} [H - (i-1)\Delta R] \right\}. \quad (2.39)$$

Як показали розрахунки, виконані на ЕОМ за формулою (2.39), об'єм міжзеренного простору після 30 хвилин плоского алмазно-іскрового шліфування в 1,3-1,8 разу перевищує об'єм міжзеренного простору, сформованого після 30 хвилин алмазного шліфування крутом, заправленим електроерозійним способом. Наявність достатнього міжзеренного простору на РПК під час АІШ є резервом підвищення продуктивності обробки.

РОЗДІЛ 3

КІНЕМАТИКА ШЛІФУВАННЯ ПЕРИФЕРІСЬКОГО КРУГА

3.1 Траєкторія абразивного зерна відносно деталі

У процесі шліфування алмазні зерна, які розташовані на робочій поверхні круга, здійснюють відносно деталі переміщення по траєкторіях, обумовлених заданими робочими рухами. Траєкторії зерен визначають форму обробленої поверхні, а також форми й розміри частинок металу, які видаляються, тобто зрізів, що впливає на умови роботи круга та вихідні параметри шліфування.

Розглянемо траєкторію зерна на прикладі найбільш складного з погляду кінематики внутрішнього шліфування з безперервними подовжньою і поперечною подачами, яке охоплює усі різновиди внутрішнього шліфування периферією круга.

Принципова кінематична схема різання при внутрішньому шліфуванні з безперервними подовжньою і поперечною подачами (рис. 3.1) включає два рівномірні обертальних рухи деталі ω_d і круга ω_k , та один прямолінійний S , що спрямований під кутом до осі деталі. Прямолінійний рух S є результатом двох рівномірних безперервних подач – поперечної S_n і подовжньої S_{np} .

Описана кінематична схема охоплює усі види внутрішнього шліфування: при $S_n = 0$ маємо внутрішнє шліфування з безперервною подовжньою подачею і дискретною поперечною; якщо $S_{np} = 0$ – внутрішнє врізне шліфування.

При виводі рівняння траєкторії абразивного зерна відносно деталі для зустрічного внутрішнього шліфування скористуємося наступною методикою.

Нехай репер 1, жорстко зв'язаний із шліфувальним крутом, обертається навколо осі Z_1 (рис. 3.2) і поступально переміщується в площині $X_2O_2Z_2$ відносно репера 2. Останній обертається навколо осі Z_2 , і його початок збігається з репером 3, який жорстко зв'язаний із деталлю. Репер 2 обертається відносно репера 3 із кутовою швидкістю ω_d .

Число пар рухів n у розглянутому випадку дорівнює двом, причому в другій парі поступальне переміщення відсутнє. Підставляючи в загальне рівняння [64] значення $n = 2$, отримуємо

$$m_3 = m_1 m_{\psi 1} m_{e1} m_{\psi 2} m_{e2} = (m_{\psi 1} + m_{e1}) m_{\psi 2}, \quad (3.1)$$

де $m_1 = \begin{vmatrix} R_k \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix}; m_3 = \begin{vmatrix} X_3 \\ Y_3 \\ Z_3 \end{vmatrix}$ – стовпцеві матриці реперів;

$$m_{\psi 1} = \begin{vmatrix} \cos \varphi_k & -\sin \varphi_k & 0 \\ \sin \varphi_k & \cos \varphi_k & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}; \quad m_{\psi 2} = \begin{vmatrix} \cos \psi_d & -\sin \psi_d & 0 \\ \sin \psi_d & \cos \psi_d & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \text{ – матриці обертання;}$$

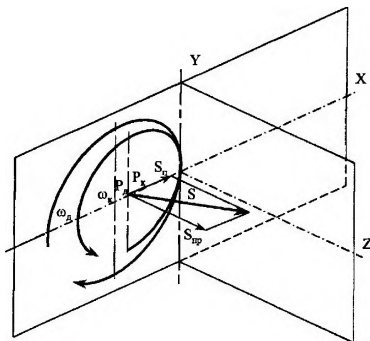


Рис. 3.1. Кінематична схема внутрішнього шліфування

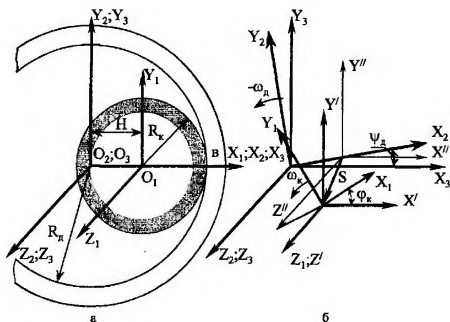


Рис. 3.2. Положення реперів при внутрішньому шліфуванні:
а – реperi 1 в 2 і 2 в 3 у початковому положенні;
б – реperi 1 в 2 після повороту на кут φ_k і поступального переміщення на величину S та 2 в 3 після повороту на кут ψ_d

$$m_{e1} = \begin{vmatrix} H \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} - \text{матриця положення центру репера};$$

$$m_{e1} = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}; m_{e2} = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} - \text{матриця кутового положення реперів};$$

$$m_{11} = \begin{vmatrix} \frac{S_{\pi} R_{\delta}}{10^3 V_{\delta}} \psi_{\delta} \\ 0 \\ \frac{S_{\pi p} R_{\delta}}{10^3 V_{\delta}} \psi_{\delta} \end{vmatrix} - \text{матриця поступального переміщення}.$$

Для того щоб зберегти загальноприйнятий порядок обчислення матриць, перепишемо рівняння (3.1)

$$m_3 = m_{e2} m_{\psi 2} m_{e1} m_{\psi 1} m_1 = m_{\psi 2} (m_{11} + m_{e1}), \quad (3.2)$$

Підставивши значення матриць у рівняння (3.2), після перетворень і спрощень одержимо:

$$m_3 = \begin{vmatrix} R_{\kappa} \cos(\varphi_{\kappa} + \psi_{\delta}) + \left(\frac{S_{\pi} R_{\delta}}{10^3 V_{\delta}} \psi_{\delta} + H \right) \cos \psi_{\delta} \\ R_{\kappa} \sin(\varphi_{\kappa} + \psi_{\delta}) + \left(\frac{S_{\pi} R_{\delta}}{10^3 V_{\delta}} \psi_{\delta} + H \right) \sin \psi_{\delta} \\ \frac{S_{\pi p} R_{\delta}}{10^3 V_{\delta}} \psi_{\delta} \end{vmatrix}.$$

Таким чином, траєкторія абразивного зерна відносно деталі для внутрішнього зустрічного шліфування з безперервними поперечною і подовжною подачами з урахуванням того, що $\psi_{\delta} = i\varphi_{\kappa}$, у координатному записі визначиться системою параметричних рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} x &= \left[\frac{S_n R_\delta}{10^3 V_\delta} i \varphi_\kappa + H \right] \cos i \varphi_\kappa + R_\kappa \cos(1+i) \varphi_\kappa; \\ y &= \left[\frac{S_n R_\delta}{10^3 V_\delta} i \varphi_\kappa + H \right] \sin i \varphi_\kappa + R_\kappa \sin(1+i) \varphi_\kappa; \\ z &= \frac{S_{np} R_\delta}{10^3 V_\delta} i \varphi_\kappa, \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

де ϕ_κ – параметр.

Аналогічно були отримані рівняння траєкторії абразивних зерен відносно деталі при попутному шліфуванні, спільний запис яких із рівняннями для зустрічного шліфування має вигляд

$$\left. \begin{aligned} x &= \left[\frac{S_n R_\delta}{10^3 V_\delta} i \varphi_\kappa + H \right] \cos i \varphi_\kappa + R_\kappa \cos(1 \pm i) \varphi_\kappa; \\ y &= \left[\frac{S_n R_\delta}{10^3 V_\delta} i \varphi_\kappa + H \right] \sin i \varphi_\kappa \pm R_\kappa \sin(1 \pm i) \varphi_\kappa; \\ z &= \frac{S_{np} R_\delta}{10^3 V_\delta} i \varphi_\kappa. \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

де $H = R_\delta - R_\kappa$ – ексцентриситет між осями обертання деталі і круга, мм;

R_δ, R_κ – радіуси деталі, що шліфується, і круга відповідно, мм;

$i = \frac{\omega_\delta}{\omega_\kappa} = \frac{V_\delta R_\kappa}{60 V_\kappa R_\delta}$ – співвідношення між кутовими швидкостями деталі і круга;

та;

ϕ_κ – кут повороту круга, рад;

S_n, S_{np} – поперечна і подовжня подача, мм/хв;

$\omega_\delta, \omega_\kappa$ – кутові швидкості деталі і круга відносно центрів обертання, 1/с;

V_δ, V_κ – окружні швидкості деталі, м/хв, і круга, м/с, відповідно.

Тут і далі верхні знаки відносяться до випадку обертання деталі і круга в протилежних напрямках, нижні – в одному напрямку.

Якщо внутрішнє шліфування здійснюється з безперервною подовжньою і дискретною поперечною подачами ($S_n = 0$), рівняння траєкторії абразивних зерен відносно деталі буде мати вигляд

$$\left. \begin{aligned} x &= H \cos i \varphi_\kappa + R_\kappa \cos(1 \pm i) \varphi_\kappa; \\ y &= H \sin i \varphi_\kappa \pm R_\kappa \sin(1 \pm i) \varphi_\kappa; \\ z &= \frac{S_{np}}{2\pi} i \varphi_\kappa, \end{aligned} \right\} \quad (3.5)$$

де S_{np} – подовжня подача, віднесена до одного оберту деталі.

При внутрішньому врізному шліфуванні ($S_{np} \approx 0$) із безперечною поперечною подачею траєкторія абразивних зерен описується системою рівнянь

$$\left. \begin{aligned} x &= \left[\frac{S_n R_\partial}{10^3 V_\partial} i \varphi_k + H \right] \cos i \varphi_k + R_k \cos(1 \pm i) \varphi_k; \\ y &= \left[\frac{S_n R_\partial}{10^3 V_\partial} i \varphi_k + H \right] \sin i \varphi_k \pm R_k \sin(1 \pm i) \varphi_k. \end{aligned} \right\} \quad (3.6)$$

При круглому зовнішньому шліфуванні з дискретною поперечною подачею траєкторія руху абразивного зерна описується системою

$$\left. \begin{aligned} x &= H \cos i \varphi_k - R_k \cos(1 \pm i) \varphi_k; \\ y &= H \sin i \varphi_k \mp R_k \sin(1 \pm i) \varphi_k; \\ z &= \frac{S_{np}}{2\pi} i \varphi_k. \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

де $H = R_k + R_\partial$.

3.2 Вплив напрямку обертання круга і деталі на траєкторію руху абразивного зерна

Для вивчення впливу напрямку обертання круга і деталі на вид траєкторії скористаємося методом обертання руху [60]. Відомо [65], що будь-який плоский рух може бути поданий як кочення без ковзання деякої рухомої кривої, зв'язаної з плоскою фігурою по деякій нерухомій кривій. Виходячи з цього, знайдемо траєкторію руху абразивних зерен для випадків зустрічного і попутного внутрішнього шліфування (рис. 3.3, а; 3.4, а).

Приймемо плоску кінематичну схему різання та припустимо, що поперечна подача здійснюється дискретно на кожний оберт деталі. Така схема буде відповідати внутрішньому шліфуванню методом врізання з дискретною подачею. Співвідношення між кутовими швидкостями, числами обертів, окружними швидкостями круга і деталі виражається залежностями

$$i = \frac{\omega_\partial}{\omega_k} = \frac{n_\partial}{n_k} = \frac{V_\partial R_k}{60 V_k R_\partial}. \quad (3.8)$$

Припустимо, що рух вершини абразивного зерна відбувається відносно нерухомої деталі.

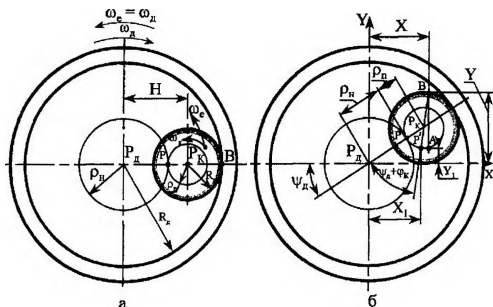


Рис. 3.3. Схема для визначення траєкторії руху абразивних зерен відносно деталі при внутрішньому шліфуванні для випадку обертання деталі і круга в протилежних напрямках

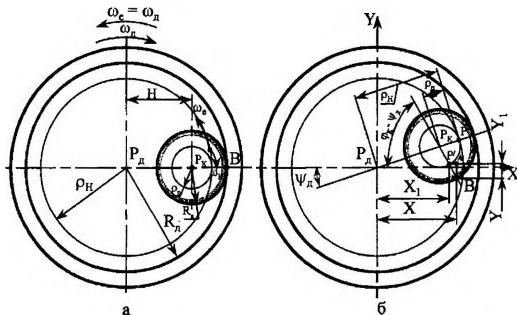


Рис. 3.4. Схема для визначення траєкторії руху абразивних зерен відносно деталі при внутрішньому шліфуванні для випадку обертання деталі і круга в одному напрямку

Для цього системі деталь-крут умовно надамо додаткове обертання навколо осі деталі з кутовою швидкістю ω_e , яка дорівнює за абсолютним значенням кутовій швидкості деталі, але протилежна за напрямком. При цьому швидкість деталі стане рівною нулю, а крут одержить, крім відносного руху з кутовою швидкістю ω_k проти годинникової стрілки навколо власної осі P_k , ще і додатковий рух навколо осі деталі P_d , спрямований також проти годинникової стрілки з кутовою швидкістю ω_e . Схема описаного руху приведена на рис. 3.3, б; 3.4, б.

При додаванні швидкостей переносного ω_e і відносного ω_k рухів миттєвий центр швидкостей лежить на відрізку, який з'єднує переносний і відносний миттєві центри P_k і P_d і поділяє цей відрізок на частини, зворотно пропорційні ω_d і ω_k [60], тобто

$$\frac{P_d P}{P P_k} = \frac{\omega_k}{\omega_d}, \quad (3.9)$$

де $\omega_d = \omega_e$.

Рівняння (3.9) можна записати таким чином

$$\frac{P_d P \pm P P_k}{P P_k} = \frac{\omega_k \pm \omega_d}{\omega_d},$$

або

$$\frac{\rho_n \pm \rho_k}{\rho_n} = \frac{\omega_k \pm \omega_d}{\omega_d}. \quad (3.10)$$

З рис. 3.3, б; 3.4, б видно, що $\rho_n \pm \rho_k = H$, тому з рівності (3.10) отримуємо

$$\rho_n = H \frac{\omega_d}{\omega_k \pm \omega_d}. \quad (3.11)$$

Аналогічно можна знайти

$$\rho_k = H \frac{\omega_k}{\omega_k \pm \omega_d}, \quad (3.12)$$

де ρ_n і ρ_k – радіуси рухомої і нерухомої центроїд, що мають форму кола.

Абсолютний рух вершин абразивного зерна B відносно нерухомої деталі можна розглядати як кочення без ковзання рухомої центроїди, зв'язаної зі шліфувальним кругом, по нерухомій. Оскільки обидві центроїди є колами і рухома котиться по нерухомій без ковзання, то точка, яка належить рухомій центроїді, буде описувати епіциклоїду при зустрічному і гіподицклоїду – при попутному шліфуванні. Рівняння руху точки P у прямокутній системі координат із початком у центрі нерухомої центроїди буде мати вигляд (див. рис. 3.3, б; 3.4, б)

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= (\rho_n \pm \rho_n) \cos \psi_\delta \mp \rho_n \cos(\varphi_\kappa \pm \psi_\delta); \\ y_1 &= (\rho_n \pm \rho_n) \sin \psi_\delta - \rho_n \sin(\varphi_\kappa \pm \psi_\delta), \end{aligned} \right\} \quad (3.13)$$

де ψ_δ і φ_κ – кути повороту деталі і круга в радіанах.

Точка B лежить на продовженні радіуса кола з центром у точці P_κ і, отже, описує подовжену епіциклоїду при зустрічному і подовжену гіпоциклоїду при попутному шліфуванні.

Рівняння руху точки B в тій же системі координат наступне:

$$\left. \begin{aligned} x &= x_1 + AP'; \\ y &= \pm(AB \pm y_1). \end{aligned} \right\} \quad (3.14)$$

З трикутника ABP' знаходимо, що

$$AP' = (R_\kappa \pm \rho_n) \cos(\varphi_\kappa \pm \psi_\delta); \quad (3.15)$$

$$AB = (R_\kappa \pm \rho_n) \sin(\varphi_\kappa \pm \psi_\delta). \quad (3.16)$$

Підставляючи в рівняння (3.14) значення AB і AP' з рівнянь (3.15) і (3.16), а з рівняння (3.13) – значення x_1 і y_1 і, з огляду на те, що $H = R_\delta - R_\kappa$, після спрощень маємо

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= H \cos \psi_\delta + R_\kappa \cos(\varphi_\kappa \pm \psi_\delta); \\ y_1 &= H \sin \psi_\delta \pm R_\kappa \sin(\varphi_\kappa \pm \psi_\delta), \end{aligned} \right\} \quad (3.17)$$

Між кутами повороту деталі і круга існує наступна залежність:

$$\psi_\delta = \frac{\rho_n}{\rho_\kappa} \varphi_\kappa, \quad (3.18)$$

тому що $P_oP = \rho_n \psi_\delta$, $PP' = \rho_\kappa \varphi_\kappa$ і $P_oP = PP'$ (див. рис. 3.3 і 3.4).

Скориставшись значеннями ρ_n і ρ_κ із виразів (3.11) і (3.12), рівняння (3.18) запишемо у вигляді

$$\psi_\delta = \frac{\omega_\delta}{\omega_\kappa} \varphi_\kappa = i \varphi.$$

Підставивши значення ψ_δ у рівняння (3.17) і перетворивши його, одержимо:

$$\left. \begin{aligned} x &= H \cos i \varphi_k + R_k \cos(\varphi_k \pm \psi_0); \\ y &= H \sin i \varphi_k \pm R_k \sin(\varphi_k \pm \psi_0). \end{aligned} \right\} \quad (3.19)$$

Якщо до рівняння (3.19) траєкторії руху точки B вершини абразивного зерна в обертальному русі приєднати рівняння відносного переміщення її уздовж осі Z деталі, то одержимо траєкторію руху вершини абразивного зерна при внутрішньому шліфуванні з подовжньою подачею, яка описується системою рівнянь, аналогічною (3.5).

За допомогою даної методики була отримана система рівнянь, яка визначає траєкторію руху абразивного зерна при круглому зовнішньому шліфуванні з безпервною подовжньою і дискретною поперечною подачами, що ідентична (3.7).

У випадку, коли $S_{np} = 0$, траєкторіями вершини абразивного зерна відносно деталі при круглому зовнішньому шліфуванні з дискретною поперечною подачею буде подовжена епіциклоїда (епітрохоїда) при різних напрямках обертання круга і деталі та подовжена гіпоциклоїда (гіпотрохоїда) – при однакових.

Таким чином, траєкторія руху абразивного зерна як при внутрішньому, так і при круглому зовнішньому шліфуванні з безпервною подовжньою подачею є подовжена епіциклічна гвинтова крива (гвинтова епітрохоїда) при обертанні деталі і круга в протилежних напрямках і подовжена гіпоциклічна гвинтова крива (гвинтова гіпотрохоїда) при обертанні в одному напрямку.

Траєкторією руху вершини абразивного зерна відносно деталі при плоскому шліфуванні є трохоїда як при однакових напрямках векторів швидкості деталі і круга, так і при різних, яка описується системою рівнянь

$$\left. \begin{aligned} x &= R_k \left(\sin \varphi_k \pm \frac{V_0}{60V_k} \varphi_k \right); \\ y &= R_k (1 - \cos \varphi_k). \end{aligned} \right\} \quad (3.20)$$

3.3 Довжина кривої контакту абразивного зерна з деталлю

Елементарна довжина кривої контакту абразивного зерна з деталлю може бути виражена рівнянням

$$dL = \sqrt{dx^2 + dy^2 + dz^2}. \quad (3.21)$$

Довжину кривої контакту абразивного зерна з деталлю знайдемо шляхом інтегрування виразу (3.21) з урахуванням рівнянь траєкторій у межах кута контакту φ_0 , тобто від моменту входу зерна в деталь до моменту його виходу. Після відповідних перетворень і спрощень одержимо формули для визначення довжини кривої контакту, похибка яких не перевищує 0,5%:

– при внутрішньому і зовнішньому круглому шліфуванні з подовжньою подачею (при шліфуванні з безперервними подовжньою і поперечною подачами, як установлено, впливом поперечної подачі на довжину кривої контакту можна знехтувати)

$$L_{\sigma, \kappa p, n} = \sqrt{\left[(R_d - (+)R_{\kappa})^2 + \left(\frac{S_{np}}{2\pi} \right)^2 \right] \left[\left(\frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 + R_{\kappa}^2 \left(1 \pm \frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 \right] \varphi_0 \pm (\mp)} \\ \pm (\mp) \frac{(R_d - (+)R_{\kappa}) \frac{V_d R_{\kappa}^2}{60V_{\kappa} R_d} \left(1 \pm \frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right) \sin \varphi_0}{\sqrt{\left[(R_d - (+)R_{\kappa})^2 + \left(\frac{S_{np}}{2\pi} \right)^2 \right] \left[\left(\frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 + R_{\kappa}^2 \left(1 \pm \frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 \right]}}; \quad (3.22)$$

(знаки в дужках відносяться до зовнішнього круглого шліфування);

– при плоскому шліфуванні

$$L_n = R_{\kappa} \left[\sqrt{1 + \left(\frac{V_d}{60V_{\kappa}} \right)^2} \varphi_0 \pm \frac{V_d}{60V_{\kappa}} \frac{\sin \varphi_0}{\sqrt{1 + \left(\frac{V_d}{60V_{\kappa}} \right)^2}} \right] \quad (3.23)$$

Якщо внутрішнє і зовнішнє кругле шліфування здійснюється методом врізання, то формула (3.22) спрощується, тому що $S_{np} = 0$. Тоді

$$L_{\sigma, \kappa p, n} = \sqrt{\left[(R_d - (+)R_{\kappa})^2 + \left(\frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 + R_{\kappa}^2 \left(1 \pm \frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 \right] \varphi_0 \pm (\mp)} \\ \pm (\mp) \frac{(R_d - (+)R_{\kappa}) \frac{V_d R_{\kappa}^2}{60V_{\kappa} R_d} \left(1 \pm \frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right) \sin \varphi_0}{\sqrt{\left[(R_d - (+)R_{\kappa})^2 + \left(\frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 + R_{\kappa}^2 \left(1 \pm \frac{V_d R_{\kappa}}{60V_{\kappa} R_d} \right)^2 \right]}}. \quad (3.24)$$

Кут контакту φ_0 при внутрішньому і круглому шліфуванні знайдемо із геометричних побудов (рис. 3.5, 3.6)

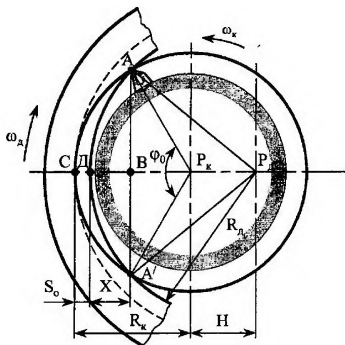


Рис. 3.5. Схема для визначення кута контакту деталі з кругом при внутрішньому шліфуванні

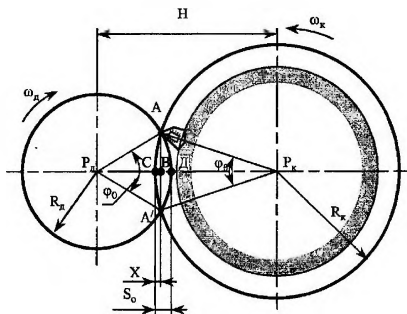


Рис. 3.6. Схема для визначення кута контакту деталі з кругом при зовнішньому круглому шліфуванні

$$\cos \frac{\varphi_o}{2} = 1 - \frac{R_d S_o}{R_k (R_d - (+) R_k)}. \quad (3.25)$$

Тут S_o – величина поперечної подачі в мм/хід при $S_{np} \neq 0$ і в мм/об при $S_{np} = 0$.

При плоскому шліфуванні ϕ_0 визначиться із виразу

$$\cos \frac{\varphi_o}{2} = 1 - \frac{t_\phi}{R_k}, \quad (3.26)$$

де t_ϕ – фактична глибина шліфування, мм.

Вираз (3.24) може бути перетворений у формулу для визначення довжини дуги контакту ($S_{np} = 0$; $V_d = 0$). У цьому випадку

$$L = R \phi_0. \quad (3.27)$$

Для комоподібної форми зрізу, коли кут контакту дорівнює $\phi_0/2$, вираз (3.27) перетвориться у формулу Олдена, якщо покласти, що $\frac{\varphi}{2} \approx \sin \frac{\varphi_o}{2}$. Після відповідних підстановок і спрощень

$$L = \sqrt{\frac{D_k D_d S_o}{D_d - (+) D_k}},$$

де D_k, D_d – діаметри круга і деталі, мм.

3.4 Товщина комоподібного зрізу

Максимальну товщину комоподібного зрізу знайдемо, використовуючи отримані параметричні рівняння траєкторій (3.5).

Для спрощення використаємо розрахункову схему для внутрішнього зустрічного врізного шліфування (рис. 3.7) і розглянемо загальний випадок внутрішнього врізного шліфування. З огляду на те, що при внутрішньому попутному шліфуванні вихідна координата зерна I зміщена на 180° у порівнянні з зустрічним шліфуванням, траєкторія зерна I визначиться системою

$$\begin{cases} x = H \cos i \varphi_k \pm R_k \cos(1 \pm i) \varphi_k; \\ y = H \sin i \varphi_k + R_k \sin(1 \pm i) \varphi_k, \end{cases} \quad (3.28)$$

де $H = R_d - R_k + t_\phi$.

Рівняння внутрішньої поверхні деталі

$$x^2 + y^2 = R^2, \quad (3.29)$$

Параметр координати точки перетину 1 траєкторії зерна І із внутрішньою поверхнею деталі знайдемо, вирішивши спільно рівняння (3.28) і (3.29)

$$\pm \cos \varphi_{\kappa(1)} = \frac{2(R_0 - R_{\kappa})(R_{\kappa} - t_{\phi}) - t_{\phi}^2}{2R_{\kappa}(R_0 - R_{\kappa} + t_{\phi})}. \quad (3.30)$$

Тоді

$$\begin{cases} x_1 = H \cos i \varphi_{\kappa(1)} \pm R_{\kappa} \cos(1 \pm i) \varphi_{\kappa(1)}; \\ y_1 = H \sin i \varphi_{\kappa(1)} + R_{\kappa} \sin(1 \pm i) \varphi_{\kappa(1)}. \end{cases} \quad (3.31)$$

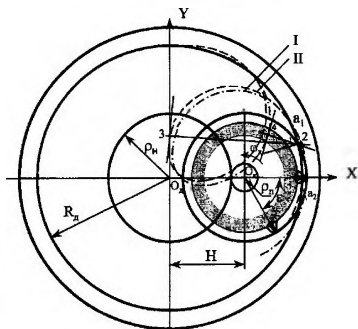


Рис. 3.7. Схема для визначення товщини зрізу при внутрішньому зустрічному
врізному шліфуванні з використанням точної траскторії абразивного зерна –
подовженої епіциклоїди

Рівняння траєкторії рівновисокого зерна II, яке знаходиться на відстані l від зерна I, що відповідає куту ϵ (позитивне значення відраховується проти годинникової стрілки при попутному шліфуванні і за годинниковою стрілкою при зустрічному), має вигляд

$$\begin{cases} x = H \cos i \varphi_k \pm R_k \cos[(1 \pm i) \varphi_k - \varepsilon] \\ y = H \sin i \varphi_k + R_k \sin[(1 \pm i) \varphi_k - \varepsilon] \end{cases} \quad (3.32)$$

Максимальна товщина зрізу вимірюється по нормалі до траєкторії зерна II, яка проходить через точку 1.

Рівняння нормалі до траєкторії зерна II у довільній точці

$$\frac{X - x}{\frac{dy}{d\varphi_k}} = \frac{Y - y}{\frac{dx}{d\varphi_k}}, \quad (3.33)$$

а з урахуванням (3.32) –

$$\frac{X - x}{Hi \cos i \varphi_k + R_k (1 \pm i) \cos[(1 \pm i) \varphi_k - \varepsilon]} = \frac{Y - y}{Hi \sin i \varphi_k \pm R_k (1 \pm i) \sin[\varphi_k - \varepsilon]}, \quad (3.34)$$

де X, Y – координати поточної точки нормалі.

Нормаль повинна пройти через точку перетину 1 зерна I із поверхнею деталі, отже, координати точки 1 повинні задовольняти рівнянню (3.34).

Оскільки траєкторія абразивного зерна являє собою трохоїдальну криву, то через точку 1 пройде декілька нормалей, наприклад, проведених із точок 2, 3, 4. Однак максимальна товщина зрізу вимірюється лише по нормалі, проведеній із точки 2.

Тому для знаходження координат точки 2 (X_2, Y_2) необхідно вирішити рівняння (3.34), підставивши замість координат поточної точки нормалі координати точки 1, які визначаються із системи (3.31), і розглядати діапазон кутів φ_k у якому знаходиться параметр, що визначає координати точки 2. Після виконаних підстановок і перетворень рівняння (3.34) прийме вигляд:

$$x\{Hi \sin i \varphi_k \pm R_k (1 \pm i) \sin[\varphi_k - \varepsilon]\} - \{Hi \cos i \varphi_k + R_k (1 \pm i) \cos[(1 \pm i) \varphi_k - \varepsilon]\} \mp \mp HR \sin(\varphi - \varepsilon) = 0. \quad (3.35)$$

Рівняння (3.35) можна вирішити лише чисельними методами. Діапазон кутів φ_k у межах якого знаходиться шуканий корінь, можна знайти, вирішивши спільно рівняння (3.32) і (3.29). У результаті цього буде визначений параметр φ_k , що відповідає врізанню зерна II у деталь a_2 і його виході із поверхні деталі a'_2 .

У цьому діапазоні і перебуває шуканий корінь рівняння (3.35). Результат спільного рішення рівнянь (3.32) і (3.29) має вигляд

$$\pm \cos(\varphi_{\kappa} - \varepsilon) = \frac{2(R_{\delta} - R_{\kappa})(R_{\kappa} - t_{\phi}) - t_{\phi}^2}{2R_{\kappa}(R_{\delta} - R_{\kappa} + t_{\phi})} \quad (3.36)$$

Права частина рівняння (3.36) являє собою $\pm \cos \varphi_{\kappa(1)}$, тоді

$$\cos \varphi_{\kappa} \cos \varepsilon + \sin \varphi_{\kappa} \sin \varepsilon = \cos \varphi_{\kappa(1)} \quad (3.37)$$

Після рішення рівняння (3.37) будемо мати

$$\cos \varphi_{\kappa a_2 a_2'} = \cos \varphi_{\kappa(1)} \cos \varepsilon \pm \sqrt{\cos^2 \varphi (\cos^2 \varepsilon - 1) + \sin^2 \varepsilon} \quad (3.38)$$

Шуканий корінь рівняння (3.35) знаходиться в діапазоні, обумовленому рівнянням (3.38), і уточнюється методом хорд. Таким чином визначається параметр $\phi_{\kappa(2)}$.

Максимальна товщина зрізу

$$a_{z \max} = \sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2}, \quad (3.39)$$

де $x_2 = H \cos i \phi_{\kappa(2)} \pm R_{\kappa} \cos[(1 \pm i) \phi_{\kappa(2)} - \varepsilon]$,

$y_2 = H \sin i \phi_{\kappa(2)} + R_{\kappa} \sin[(1 \pm i) \phi_{\kappa(2)} - \varepsilon]$,

а x_1 і y_1 знаходяться за рівнянням (3.37).

Таким чином, визначення максимальної товщини зрізу з використанням дійсних траєкторій є досить трудомісткою операцією і вимагає застосування ЕОМ.

Тому, із метою спрощення обчислень, виведемо залежності для визначення максимальної товщини зрізу, прийнявши за траєкторію абразивного зерна в місці контакту з поверхнею деталі коло (рис. 3.8).

Кут повороту шліфувального круга, який відповідає відстані l_{ϕ} між двома зернами, які послідовно контактують,

$$\phi_{\kappa} = l_{\phi} / R_{\kappa}$$

За час повороту круга на кут ϕ_{κ} деталь повернеться на кут

$$\psi_{\delta} = i \varphi_{\kappa} = \frac{V_{\delta} R_{\kappa} l_{\phi}}{60 V_{\kappa} R_{\delta} R_{\kappa}} = \frac{V_{\delta} l_{\phi}}{60 V_{\kappa} R_{\delta}} \quad (3.40)$$

і центр круга з положення $O_{\kappa 1}$ переміститься в положення $O_{\kappa 2}$.

Рівняння траєкторії абразивного зерна круга в цій же системі

$$(X-H)^2 + Y^2 = R^2 \quad (3.44)$$

Після спільного рішення рівнянь (3.43) і (3.44), перетворень і спрощень

$$X_B = \frac{(R_\partial - R_\kappa)(R_\kappa + t_\phi)}{(R_\partial - R_\kappa + t_\phi)},$$

$$\cos \delta = \frac{(R_\partial - R_\kappa)(R_\kappa + t_\phi)}{R_\partial(R_\partial - R_\kappa + t_\phi)}. \quad (3.45)$$

Підставивши в (3.41) значення α з (3.42) з урахуванням (3.45) і (3.40), будемо мати

$$a_{z \max} = R_\kappa - \sqrt{R_\partial^2 + (R_\partial - R_\kappa + t_\phi)^2 - 2R_\partial(R_\partial - R_\kappa + t_\phi) \times} \\ \times \left[\cos \left[\arccos \frac{(R_\partial - R_\kappa)(R_\kappa + t_\phi)}{R_\partial(R_\partial - R_\kappa + t_\phi)} - \frac{V_\partial I_\phi 180^\circ}{60V_\kappa R_\partial \pi} \right] \right]. \quad (3.46)$$

Аналогічно були отримані формули для визначення максимальної товщини зрізу з використанням спрощеної траєкторії зерна – кола – при плоскому і круглому зовнішньому врізному шліфуванні

$$a_{zn \max} = R_\kappa - \sqrt{\left(\frac{V_\partial I_\phi}{60V_\kappa}\right)^2 + R_\kappa - \frac{2V_\partial I_\phi R_\kappa \sqrt{2} t_\phi}{60V_\kappa \sqrt{R_\kappa}}}, \quad (3.47)$$

$$a_{зкр \max} = R_\partial - \sqrt{R_\partial^2 + H^2 - 2R_\partial H \cos \left[\arccos \frac{(R_\partial + R_\kappa)(R_\partial - t_\phi)}{R_\partial H} - \frac{V_\partial I_\phi 180^\circ}{60V_\kappa R_\partial \pi} \right]}. \quad (3.48)$$

У формулі (3.48) $H = R_\partial + R_\kappa - t_\phi$.

3.5 Аналіз точності формул для розрахунку довжини кривої контакту і товщини комоподібного зрізу

Запропоновані нами формули для розрахунку довжини кривої контакту (3.22, 3.24) і максимальної товщини комоподібного зрізу (3.39), які отримані на основі точних рівнянь траєкторій, дозволяють визначити похибки розрахунків

за формулами (3.27), (3.46-3.48), які базуються на спрощеній траєкторії зерен у вигляді кола.

Результати розрахунків довжини і товщини комоподібних зрізів приведені в табл. 3.1 і 3.2.

Таблиця 3.1. Довжина кривої контакту деталі з крутом при зовнішньому круглому врізному шліфуванні: $V_k = 35$ м/с; $V_d = 30$ м/хв

Подача S_o , мм/об,	Радіус деталі R_o , мм	Радіус круга R_k , мм	Довжина кривої контакту, мм			Похибка розрахун- ку, %
			Зустрічне шліфуван- ня (3.22)	Попутне шліфу- вання (3.22)	Довжи- на дуги (3.27)	
0,075	25	150	1,82	1,77	1,79	1,10-1,65
		250	1,89	1,84	1,84	2,65
		400	1,95	1,90	1,87	1,58-4,10
		500	1,97	1,94	1,88	3,09-4,57
		600	2,01	1,98	1,89	4,55-5,97

Таким чином, заміна дійсної траєкторії спрощеною – колом – дозволяє одержати більш прості формули для визначення довжини дуги контакту і товщини комоподібного зрізу. У цьому випадку похибка при визначенні довжини дуги контакту не перевищує 6%, а при визначенні максимальної товщини комоподібного зрізу – 3,33%, якщо при виводі формули враховувалося відносне переміщення центру шліфувального круга. Зазначені похибки цілком прийнятні для технічних розрахунків, що дозволяє використовувати спрощені формули при створенні математичних моделей процесу шліфування.

Таблиця 3.2. Товщина зрізу при внутрішньому шліфуванні:

$R_d = 50$ мм, $R_k = 40$ мм, $V_d = 30$ м/хв, $V_k = 35$ м/с

Фактична глибина шліфуван- ня t_{ϕ} , мм	Відстань між кон- тактую- чими зер- нами l_{ϕ} , мм	Максимальна товщина зрізу $a_{z\max}$, мм			Похибка розрахунку, %
		Зустрічне шліфу- вання (3.39)	Попутне шліфуван- ня (3.39)	Спроще- на траєк- торія (3.46)	
0,005	3,0	0,00029	0,00030	0,00029	3,33
	50,0	0,00377	0,00384	0,00379	0,53-1,30
	63,0	0,00430	0,00437	0,00434	0,93-0,68
	72,0	0,00459	0,00465	0,00463	0,87-0,43
	84,0	0,00486	0,00490	0,00488	0,41
	98,9	0,00499	0,00499	0,00499	0

ФОРМА І РОЗМІРИ ОДИНИЧНИХ ЗРІЗІВ ПРИ МАСОВОМУ РІЗАННІ ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХНІ РІЗНОВИСОТНО РОЗТАШОВАНИМИ ЗЕРНАМИ

4.1 Вплив кінематики і різновисотного розташування зерен на форми одиничних зрізів та кількість зерен, що контактують

Форми одиничних зрізів, які утворені на ділянках перетину траєкторій алмазних зерен із поверхнею деталі, залежать від елементів режиму різання і взаємного розташування зерен на робочій поверхні круга.

Вплив кінематики і різновисотного розташування зерен на форми одиничних зрізів розглянемо, використовуючи розроблені методики розрахунків на ЕОМ форми зрізів за даними розташування зерен у перерізі робочої поверхні круга площиною, перпендикулярної осі, а також їх просторового розташування на ділянці РПК.

При розрахунку форм одиничних зрізів за даними розташування зерен у перерізі шліфувального круга площиною, перпендикулярної осі, положення зерен у масиві об'ємом N описується центральними кутами між послідовно розташованими зернами α_i і величиною різновисотності ΔR_i відносно найбільше виступаючого зерна (рис. 4.1), а умови шліфування задаються елементами режиму різання: швидкістю круга $V_{\text{кр}}$ м/с, швидкістю деталі $V_{\text{д}}$ м/хв, глибиною шліфування $t_{\text{ф}}$ мм, геометричними розмірами деталі $R_{\text{д}}$ і шліфувального круга $R_{\text{к}}$.

Сутність розрахунку полягає в послідовній перевірці зерен на умову контактування з деталлю, визначенні форми одиничного зрізу за кінематичними умовами її існування для рівновисоких зерен та перевірці за відповідними критеріями можливості зміни форми в результаті різновисотного положення досліджуваного зерна.

Форму зрізів розділимо на три види: комоподібна, проміжна і сегментоподібна, використовуючи не тільки відмінності їх в зовнішньому вигляді (рис. 4.2), але і з огляду на властиву кожній формі характерну ознаку, яка проявляється в різному впливі відстані між контактуючими зернами $l_{\text{ф}}$ на параметри зрізу. Так, у межах існування даної форми зрізу в умовах відсутності різновисотності у зерен, що формують зріз, зміна $l_{\text{ф}}$ приводить до зміни товщини зрізу a_{max} і довжини зрізу L у комоподібної форми, змінює тільки довжину зрізу в проміжної ($a_{\text{max}} = t_{\text{ф}}$) і не впливає на параметри зрізу в сегментоподібної форми.

Контактування зерен визначається шляхом зіставлення товщини зрізу, сформованої рівновисокими зернами, із різновисотністю досліджуваного зерна. Якщо виконуються умови $0 > \Delta R_{\text{ук}} > a_{\text{max}}$ при комоподібній формі і $0 > \Delta R_{\text{ук}} > t_{\text{ф}}$ при проміжній і сегментоподібній формах зрізу, то досліджуване зерно вважається контактуючим.

Кінематичні умови існування різних форм зрізу і вплив на них різновисотності зерен показані на рис. 4.3,

де k – індекс зерна, що контактує: 0, 1, 2... N ;

u – індекс досліджуваного зерна: 1, 2, 3 ... N ;

l_{uk} – дугова відстань між досліджуваним зерном u і контактуючим k , мм;

$\psi_{\text{пов}} -$ величина кута повороту, рад, за час повороту круга на дугову відстань

l_{uk} ;

H – ексцентриситет, мм;

S_x – глибина шліфування при роботі зерна, що контактує, мм;

δ_k – величина кута, який відповідає точці виходу зерна, що контактує, із поверхні деталі, рад;

a_{max} – максимальна товщина зрізу комоподібної форми досліджуваним зерном при допущенні, що різновисотність досліджуваного зерна відносно контактуючого зерна дорівнює нулю, мм;

λ – відстань від центру шліфувального круга до точки виходу зерна, що контактує, при проміжній і сегментоподібній формах зрізу, мм;

R_k – радіус зерна, що контактує, мм;

$\Delta R_{uk} = \Delta R_k - \Delta R_u$ – різновисотність досліджуваного зерна u відносно контактуючого k , мм.

Як випливає з рис. 4.3, при круглому зовнішньому врізному шліфуванні вплив різновисотності досліджуваного зерна на форми зрізу визначається умовами:

а) комоподібна форма при $\Delta R_{uk} > 0$ і $\Delta R_{uk} < 0$ не змінюється;

б) проміжна форма зрізу при $\Delta R_{uk} > 0$ і $|\Delta R_{uk}| < 0 < R_k - \lambda$ зберігається, а при $|\Delta R_{uk}| < 0 \geq R_k - \lambda$ перетворюється в сегментоподібну;

в) сегментоподібна форма при $\Delta R_{uk} < 0$ і при $\Delta R_{uk} \leq \lambda - R_k$ зберігається, а при $\Delta R_{uk} > \lambda - R_k$ перетворюється в проміжну.

Вплив різновисотності зерен на форми зрізу при плоскому і внутрішньому врізному шліфуванні аналогічний.

Для визначення форми зрізу, який видаляється досліджуваним зерном, і фактичної відстані між зернами, що контактують, складена програма для ЕОМ, блок-схема якої показана на рис. 4.4.

Величини, які входять у блок-схему, визначаються за залежностями із табл. 4.1.

З використанням розробленої програми за даними вимірів розташування зерен у чотирьох повних перерізах робочої поверхні круга 1A1 250×17×75 АС6 400/315-4-M1 було виконане дослідження впливу виду шліфування (кругле зовнішнє з $R_0 = 25$ мм, внутрішнє з $R_0 = 175$ мм, плоске). Досліджувалася також залежність форми зрізу від відношення швидкостей обертання круга і деталі $60V/V_0$ у діапазоні 30-120 при фактичній глибині шліфування $t_\phi = 0,01-0,04$ мм для зазначених трьох видів обробки та у діапазоні 120-210 при $t_\phi = 0,001-0,003$ мм для плоского шліфування.

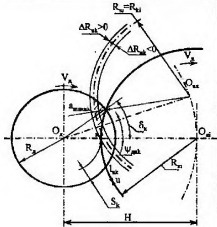
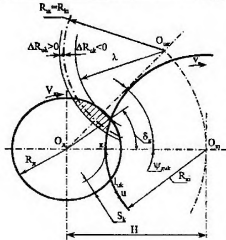
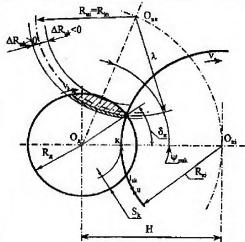
Форма среза	Запятообразная	Промежуточная	Сегментообразная
Кинематические условия	$\psi_{\text{дик}} < \delta_k$	$2\delta_k > \psi_{\text{дик}} \geq \delta_k$	$\psi_{\text{дик}} \geq 2\delta_k$
Влияние разности			

Рис. 4.3. Форми зрізу і вплив на них різновисотності зерен при круглому зовнішньому шліфуванні

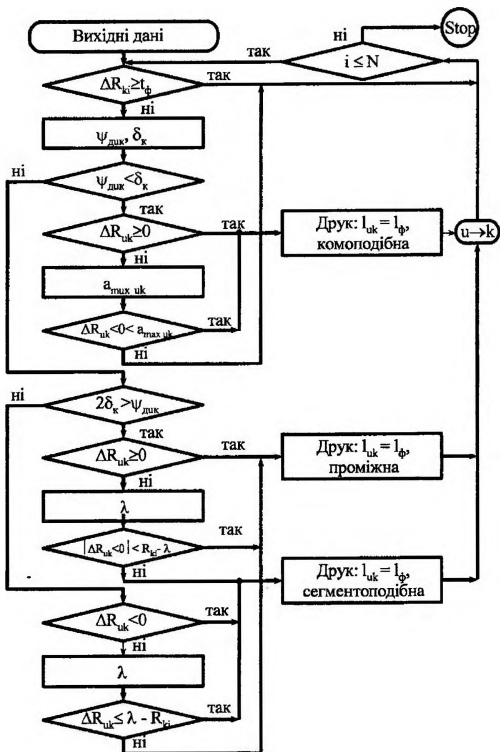


Рис. 4.4. Блок-схема розрахунку на ЕОМ форм зрізу та фактичної відстані між контактуючими зернами

Таблиця 4.1 Аналітичні залежності, використовувані при розрахунках форм зрізу

Аналітичні залежності	Вид шліфування	
	Кругле зовнішнє	Плоске шліфування
	$l_{\text{шк}} = R_o \sum_{k=1}^n \alpha_k$	
	$\psi_{\text{шк}} = \frac{V_o l_{\text{шк}}}{60 V_k R_o}$	$\psi'_{\text{шк}} = \frac{V_o}{60 V_k} l_{\text{шк}}$
	$H = R_o \pm R_o \mp t_{\phi}$	
	$S_k = t_{\phi} - \Delta R_{kl}$	
	$R_{kl} = R_o - \Delta R_{kl}$	
	$\delta_k = \arccos \frac{(R_o \pm R_{kl})(R_o \mp S_k)}{R_o H}$	$\delta'_k = R_{kl} \sqrt{\frac{2 S_k}{R_k}}$
	$a_{\text{шк}} = R_{kl} - \sqrt{R_o^2 - H^2 - 2 R_o H \cos(\delta_k - \psi_{\text{шк}})}$	$a_{\text{шк}} = R_{kl} - \sqrt{\psi'^2_{\text{шк}} - R_{kl}^2 - 2 \psi'_{\text{шк}} \delta'_k}$
	$\lambda = \sqrt{R_o^2 - H^2 - 2 R_o H \cos(\psi_{\text{шк}} - \delta_k)}$	$\lambda = \sqrt{(\psi'_{\text{шк}} - \delta'_k)^2 + (R_o - t_{\phi})^2}$

Примітка: Верхні знаки відносяться до круглого шліфування, нижні – до внутрішнього. При плоскому шліфуванні: $\psi'_{\text{шк}}$ – переміщення деталі, мм, за час повороту круга на дугову відстань $l_{\text{шк}}$; δ'_k – відстань від точки виходу зерна, що контактує, із поверхні деталі до вертикальної осі шліфувального круга, мм.

Встановлено, що у випадку, коли $t_{\phi} = 0,01-0,04$ мм і $60 V_k / V_o = 30-120$, при всіх трьох видах врізного шліфування периферією круга з оброблюваним матеріалом контактують 1,5-14,5% загальної кількості зерен, розташованих на поверхні. При цьому переважає зріз комоподібної форми (70-100%). З підвищенням t_{ϕ} або відношення $60 V_k / V_o$ кількість зрізів комоподібної форми збільшується.

Перехід сегментоподібних зрізів у зрізи проміжної форми і комоподібні з ростом t_{ϕ} при незмінному відношенні $60 V_k / V_o$ пояснюється не тільки залежністю форми зрізу від глибини шліфування при постійній відстані між суміжними зернами, що контактують [66], але і зменшенням відстані між останніми за рахунок вступу в роботу зерен, розташованих ближче до центру круга.

У випадку, коли $t_{\phi} = 0,001-0,003$ мм і $60 V_k / V_o = 120-210$ при плоскому шліфуванні домінуючими є сегментоподібні зрізи і зрізи проміжної форми (75-100%). З оброблюваним матеріалом контактує 0,17-0,68% зерен.

У дослідях із кругами з алмазів зернистістю 100/80, 160/125, 250/200 виміри виконувалися на рельєфі, який сформувався після 15 хв плоского алмазно-іскрового шліфування штампової сталі X12Ф4М. Аналіз розрахунків форм зрі-

зів за даними цих вимірів показав, що при $t_\phi = 0,005-0,05$ мм і $60V_K/V_\delta = 120-360$ переважає комоподібна форма зрізу, а при $t_\phi = 0,001-0,003$ мм і $60V_K/V_\delta = 120-210$ – сегментоподібна.

Глибина шліфування $0,001-0,003$ мм близька до висоти нерівностей профілю R_z поверхні, обробленої кругами зазначених характеристик. Тому можна вважати, що на глибині R_z рельєф поверхні формується сегментоподібними зрізами.

Базуючись на результатах експериментів, можна умовно представити, що видалення матеріалу в площині, перпендикулярній осі круга, при $t_\phi > R_z$ відбувається на двох рівнях (рис. 4.5).

Загальне видалення матеріалу здійснюється зернами, які утворюють комоподібний зріз. Їх різновисотність $\Delta R_i > R_z$. У остаточному формуванні робочої поверхні вони не беруть участь. Частина зерен (0 і 5 на рис. 4.5) має різновисотність $\Delta R_i < R_z$. Вони беруть участь як у видаленні загального припуску, так і у формуванні нерівностей шліфованої поверхні. Відстань між такими зернами настільки велика, що забезпечується сегментоподібний зріз на глибині R_z , хоча на глибині t_ϕ вони утворюють зріз комоподібної форми.

Відповідно до цього, у випадку розрахунку параметрів шорсткості поверхні повинний використовуватися сегментоподібний зріз на глибині R_z , а у випадку розрахунку об'єму видаленого матеріалу, сил різання при $t_\phi > R_z$ – комоподібний. Коли $t_\phi \leq R_z$, технологічні показники шліфування розраховуються на основі сегментоподібних зрізів.

Таким чином, критерієм застосування тієї або іншої форми зрізу при розрахунках може бути відношення фактичної глибини шліфування t_ϕ до висоти нерівностей профілю R_z , сформованих тим або іншим кругом при конкретних умовах обробки: при $t_\phi/R_z \leq 1$ застосовується сегментоподібний зріз; при $t_\phi/R_z > 1$ – комоподібний, за винятком розрахунку параметрів шорсткості шліфованої поверхні.

Методика розрахунку форм зрізів за даними розташування зерен у перерізі РПК площиною, перпендикулярної осі, дозволяє визначити середню фактичну окружну відстань між контактуючими зернами $l_{\phi ok}$, за допомогою якої може бути розрахований кінематичний коефіцієнт κ_δ , що відображає вплив режимів шліфування на зміну відстані між зернами в активній частині різальної поверхні в порівнянні з аналогічним параметром круга в статичі

$$\kappa_\delta = \frac{l_{\phi ok}}{S_K}, \quad (4.1)$$

Оскільки фактична відстань між контактуючими зернами є середнім значенням випадкових величин $l_{\phi ok}$, коефіцієнт κ_δ – також випадкова величина. Тому зв'язок кінематичного коефіцієнта з режимами шліфування представимо у вигляді прямолінійної залежності

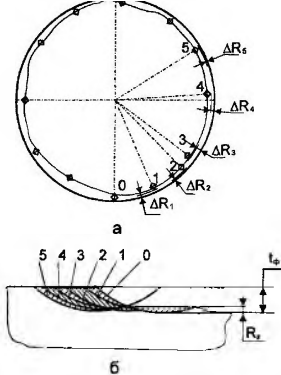


Рис. 4.5. Схема видалення матеріалу в площині, перпендикулярній осі круга
 а - розташування зерен;
 б - одиничні зрізи, що видаляються

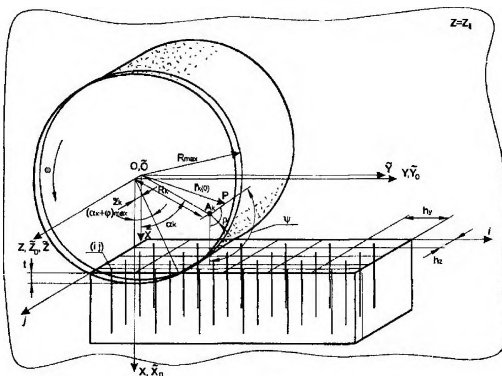


Рис. 4.6. Схема плоского візного шліфування

$$\kappa_d = \alpha + \beta \frac{60V_k}{V_d}, \quad (4.2)$$

де α і β – вільний член і коефіцієнт регресії (табл. 4.2).

Таблиця 4.2. Значення α і β у рівнянні для розрахунку кінематичного коефіцієнта при плоскому шліфуванні

Шліфувальний круг	Фактична глибина шліфування, мм	α	β
AC6 100/80-4-M2-01	0,005	15,79	0,061
	$\geq 0,010$	14,32	0,112
AC6 160/125-4-M2-01	0,005	10,64	0,052
	$\geq 0,010$	10,31	0,105
AC6 250/200-4-M2-01	0,005	8,58	0,029
	$\geq 0,010$	9,83	0,040

Кінематичний коефіцієнт κ_d дозволяє здійснити розрахунок фактичної окружної відстані з використанням паспортних характеристиках алмазовмісного шару

$$L_{\text{фак}} = S_{\text{пр}} \kappa_1 \kappa_c \kappa_d. \quad (4.3)$$

Для того, щоб проаналізувати умови бічного перекриття зрізів (екранування) і врахувати вплив контактування бічної поверхні зерна та ефекту екранування на кількість активних зерен, була розроблена методика розрахунку форм одиничних зрізів за даними просторового розташування зерен на ділянці РПК [67].

У відповідності до схеми плоского врізного шліфування (рис. 4.6) шліфувальний круг радіуса R_{max} виконує відносно деталі плоскопаралельний рух: обертається навколо своєї осі з кутовою швидкістю ω та рухається паралельно оброблюваній поверхні деталі зі швидкістю V_d на відстані $(R_{\text{max}} - t)$, де t – глибина шліфування.

На робочій поверхні шліфувального круга (або його деякому секторі) міститься N абразивних зерен, які мають сферичну форму однакового радіуса a . Положення центру сфери будь-якого k -того зерна в системі $\bar{X} \bar{Y} \bar{Z}$, жорстко зв'язаній з кругом, визначається трьома величинами: $R_k = \bar{O}A_k$ – відстанню до осі круга; α_k – полярним кутом, відліченим від осі X (проти годинної стрілки); $\bar{z}_k$ – координатою уздовж осі Z .

Зв'яжемо з нерухомою деталлю систему XYZ , із якою співпадає система $\bar{X} \bar{Y} \bar{Z}_0$ у початковому положенні круга. За початкове приймемо таке положення, коли вісь $\bar{X}$ круга спрямована по нормалі до оброблюваної поверхні (див. рис.

4.6). До шліфування оброблювана поверхня деталі, яка представляє собою ідеальну площину, в системі XYZ описується рівнянням:

$$X = R_{\max} - t, \quad (4.4)$$

а після контактування з абразивним зерном

$$X = X(Y, Z). \quad (4.5)$$

Однак реально функцію (4.5) можна обчислити в кінцевому числі точок площини YOZ , наприклад, у центрах осередків прямокутної сітки, нанесеної на площину YOZ . Координати всіх центрів осередків сітки відомі:

$$\begin{aligned} X_{ij} &= 0; \\ Y_{ij} &= 0,5h_y + (i-1)h_y; \\ Z_{ij} &= 0,5h_z + (j-1)h_z \end{aligned}$$

де i, j – цілочисленні координати осередків сітки;

h_y, h_z – сіткові кроки уздовж осей Y і Z .

Замінімо оброблювану деталь наступною моделлю. Візьмемо точку оброблюваної поверхні з координатами (Y_{ij}, Z_{ij}) . Опустимо з цієї точки пряму не обмеженої довжини. Сукупність таких прямих є моделлю деталі до оброблення. Після контактування з зерном деякі прямі виявляються «зрізаними». Знайшовши ділянку кожної прямої, «зрізаної» зерном, ми можемо знайти форму його зрізу на обробленій поверхні. Щоб вирішити задачу про «зрізання» прямої сферичним зерном, необхідно одержати обвідну сімейства сфер, утворену при русі сферичної поверхні зерна і знайти точку перетинання цієї обвідної із прямою. Але оскільки рух зерна плоскопаралельний, то достатньо замість сфери взяти її переріз площиною, у якій відбувається рух і яка проходить через пряму.

Проведемо через пряму (i, j) площину $Z = Z_{ij}$ (див. рис. 4.6), перпендикулярну осі шліфувального круга. Нехай ця площина перетнула k -те зерно. Перетином профілю зерна буде дуга кола радіусом

$$\rho = \sqrt{a^2 - (Z_{ij} - \bar{Z}_k)^2}, \quad (4.6)$$

якщо підкореневий вираз більше нуля.

У початковому положенні круга, коли кут повороту дорівнює нулю, тобто $\phi = 0$, радіус вектор $\bar{r}_k(0)$ довільної точки P профілю k -того зерна, що лежить у площині $Z = Z_{ij}$, описується рівнянням

$$\bar{r}_k(0) = (R_k \cos \alpha_k + \rho \cos \psi) \bar{i} + (R_k \sin \alpha_k + \rho \sin \psi) \bar{j}, \quad (4.7)$$

де ψ – кут, який задає положення точки P на профілі зерна.

Як уже відзначалося, у процесі плоского врізного шліфування круг обертається навколо своєї осі з кутовою швидкістю ω і переміщається поступально уздовж осі Z із швидкістю V_δ .

Позначимо

$$C = V_\delta / \omega. \quad (4.8)$$

Оскільки окружна швидкість круга дорівнює V_κ , а його радіус $R_{\max}$, то $\omega = V_\kappa / R_{\max}$ і

$$C = \frac{V_\delta}{V_\kappa} R_{\max}. \quad (4.9)$$

У довільний момент τ кут повороту шліфувального круга дорівнює

$$\phi = \omega \tau. \quad (4.10)$$

Запишемо радіус-вектор точки P у момент τ .

$$\bar{r}_\kappa(\tau) = M(3, \phi) r_\kappa(0) + V_\delta \tau, \quad (4.11)$$

де $M(3, \phi)$ – матриця повороту навколо осі Z на кут ϕ , яка має вигляд

$$M(3, \phi) = \begin{bmatrix} \cos \phi & -\sin \phi \\ \sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix}. \quad (4.12)$$

Проекції вектора $\bar{r}_\kappa(\tau)$ на осі координат дорівнюють

$$\left. \begin{aligned} X_\kappa(\tau) &= R_\kappa \cos(\alpha_\kappa + \phi) + \rho \cos(\psi + \phi); \\ Y_\kappa(\tau) &= R_\kappa \sin(\alpha_\kappa + \phi) + \rho \sin(\psi + \phi) + V_\delta \tau. \end{aligned} \right\} \quad (4.13)$$

Умова огинання виглядає так:

$$\frac{\partial X_\kappa}{\partial \tau} \frac{\partial Y_\kappa}{\partial \psi} - \frac{\partial Y_\kappa}{\partial \tau} \frac{\partial X_\kappa}{\partial \psi} = 0. \quad (4.14)$$

Підставляючи в (4.14) обчислені за (4.13) часткові похідні і розділивши їх на ω , з урахуванням (4.8), будемо мати

$$C \sin(\psi + \phi) + R_\kappa \sin(\psi - \alpha_\kappa) = 0. \quad (4.15)$$

Отже, система з рівнянь (4.10) і (4.12) описує обвідну плоских дуг, отриманих при русі k -того зерна.

Щоб одержати координату X_k точки перетинання обвідної із прямою, потрібно сумісно вирішити наступну систему рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} X_k &= R_k \cos(\alpha_k + \varphi) + \rho \cos(\psi + \varphi); \\ Y_k &= R_k \sin(\alpha_k + \varphi) + \rho \sin(\psi + \varphi) + V_0; \\ \frac{C}{R_k} \sin(\psi + \varphi) + \sin(\psi - \alpha_k) &= 0; \\ Y_k &= Y_{ij}. \end{aligned} \right\} \quad (4.16)$$

Перші три рівняння визначають обвідну, а останнє – рівняння прямої (i, j) , яка лежить у площині $Z = Z_{ij}$. Система (4.16) зводиться до системи з трьох рівнянь

$$\left. \begin{aligned} X_k &= R_k \cos(\alpha_k + \varphi) + \rho \cos(\psi + \varphi); \\ Y_k &= R_k \sin(\alpha_k + \varphi) + \rho \sin(\psi + \varphi) + V_0; \\ \frac{C}{R_k} \sin(\psi + \varphi) + \sin(\psi - \alpha_k) &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (4.17)$$

Оскільки рівняння, які входять у систему (4.17) трансцендентні, точного аналітичного рішення вона не має. Тому застосуємо наближені методи рішення, скориставшись наявністю малих параметрів: C/R_k , ρ/R_k і $(\alpha_k + \varphi)$ (викладення наближених обчислень нами виключені).

У результаті одержимо координату точки перетинання обвідної із прямою (i, j)

$$X_k = R_k + \rho - \frac{(C\alpha_k + Y_{ij})^2}{R + \rho} \frac{1}{2(1 + \frac{C}{R_{\max}})^2}. \quad (4.18)$$

За допомогою формули (4.18) можна знайти координату X_{1ij} точки перетинання прямої (i, j) з обвідною 1-го зерна, потім X_{2ij} з обвідною 2-го зерна і т.д. аж до X_{nij} . Максимальне значення X із всіх отриманих дає координату точки обробленої поверхні під центром осередку (i, j) . Повторивши цей процес для усіх пар значень ij , тобто для центрів всіх осередків сітки, яка моделює оброблювану деталь, одержимо координати X точок обробленої поверхні деталі. При цьому зерно вважається контактуючим, якщо воно брало участь у «зрізанні» хоча б однієї прямої із величиною координати перетинання, більшою координати перетинання цієї ж прямої попереднім зерном.

Відповідно до описаного алгоритму була складена програма, використовуючи яку на ЕОМ ЕС-1060 був виконаний розрахунок форм одиничних зрізів для різних умов алмазного плоского врізного шліфування: $V_k = 35$ м/с; $V_d = 0,1; 0,15; 0,20$ м/с; $t = 0,005; 0,01; 0,02; 0,03$ мм. Сіткові кроки $h_y = 0,1$ мм, $h_z = 0,01$ мм.

Вихідні дані про розташування зерен на смузі поверхні круга шириною 0,4 мм і довжиною в половину довжини кола діаметром 250 мм були отримані виміром координат і різновисотності вершин на рельєфі круга 1A1 250×16×76×5 AC6 160/125-4-M2-01, який сформувався після 25 хвилин плоского алмазно-електросрозійного шліфування сталі Р6М5Ф3. Режими шліфування: $V_k = 35$ м/с; $V_d = 6$ м/хв; $t = 0,010$ мм; $U_{кк} = 40$ В; $I_{кк} = 4$ А; $W_u = 1,68$ Дж. Джерело технологічного струму – генератор моделі ИТТ-35, робоче середовище – 0,3%-вий водяний розчин кальцинованої соди.

Як показали виконані розрахунки форм одиничних зрізів, при врізному шліфуванні найбільший вплив на форму одиничних зрізів має глибина шліфування. Так, при шліфуванні з глибиною, рівною 0,005 мм, утворюються в основному повні сегментоподібні зрізи. При цьому повне оброблення поверхні деталі в поперечному напрямку відсутнє. Зі збільшенням глибини шліфування до 0,01 мм основною формою стають сегментоподібні зрізи, які перекриваються в поперечному напрямку. При цьому починається перекриття також і у подовжньому напрямку, у результаті чого з'являються проміжні і комоподібні зрізи. Поверхня деталі в поперечному напрямку в цьому випадку оброблена цілком, а рельєф шліфованої поверхні остаточно сформований.

При шліфуванні з глибиною різання 0,02 мм зрізи перекриваються як у подовжньому, так і в поперечному напрямку, що говорить про домінування комоподібних зрізів, які перекриваються в поперечному напрямку. У цьому випадку параметри шорсткості шліфованої поверхні в поперечному напрямку залишаються такими ж, як і при глибині шліфування 0,01 мм, а радіальне видалення матеріалу збільшується.

У зв'язку з викладеним вище, для теоретичних розрахунків можуть бути орієнтовно рекомендовані наступні області поширення форм одиничних зрізів з урахуванням їхнього поперечного перекриття:

$$\frac{t_{\phi}}{R_{\max}} \leq 1 - \text{повні сегментоподібні зрізи;}$$

$$1 < \frac{t_{\phi}}{R_{\max}} < 1,5 - \text{сегментоподібні зрізи, перекриті в поперечному напрямку;}$$

$$\frac{t_{\phi}}{R_{\max}} > 1,5 - \text{комоподібні зрізи, перекриті в поперечному напрямку.}$$

Вплив режимів шліфування і ефекту екранування зерен на кількість зерен, які беруть участь у процесі оброблення, будемо оцінювати за допомогою коефіцієнта контактування K_k (табл. 4.3), який представляє собою відношення кількості зерен, що беруть участь у процесі шліфування, до кількості зерен, що потрапили в активну частину робочої поверхні круга в статичі. При цьому кількість зерен, які беруть участь у процесі шліфування, визначається за даними розрахунку на ЕОМ, а кількість зерен, що потрапили в активну частину робочої поверхні круга в статичі, розраховується з використанням функції розподілу різновисотності.

За допомогою коефіцієнта контактування можна розрахувати кількість зерен, що контактують, на одиниці поверхні шліфувального круга в процесі обробки

$$Z_{k(t_{\phi})} = \frac{1}{S_{\text{ш}}} F(t_{\phi}) K_k. \quad (4.19)$$

Таблиця 4.3. Значення коефіцієнта контактування при плоскому шліфуванні сталі Р6М5Ф3 кругом АС6 160/125-4-М1, $V_k = 35$ м/с

Режими шліфування		Коефіцієнт контактування K_k
Швидкість деталі V_d , м/с	Глибина шліфування t , мм	
0,1	5	1,00
	10	0,64
	20	0,32
	30	0,19
0,15	5	1,00
	10	0,67
	20	0,34
	30	0,21
0,2	5	1,00
	10	0,73
	20	0,38
	30	0,24

4.2 Математична модель робочої поверхні круга в процесі шліфування

Виконані нами дослідження з впливу режимів шліфування на форми зрізу і відстань між контактуючими зернами дозволяють створити математичну модель РПК, яка відображає реальний процес шліфування при конкретних умовах оброблення.

Представимо шліфувальний круг при візному шліфуванні як сукупність статистично рівнозначних перерізів площиною, перпендикулярною осі круга (рис. 4.7).

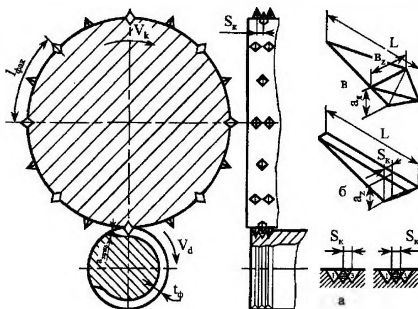


Рис. 4.8. Модель робочої поверхні круга в процесі шліфування
 а – послідовність проходження зрізів;
 б – ідеалізована форма перекритого комоподібного зрізу;
 в – ідеалізована форма не перекритого комоподібного зрізу

Якщо в активній частині поверхні моделі круга в статистично зерна можуть вважатися розташованими рівномірно в напрямку вектору швидкості різання та перпендикулярно до нього, займаючи центри квадратів із розміром сторони, рівним ймовірному значенню кроку між активними зернами S_k , то при побудові моделі, що відображає розташування зерен на поверхні працюючого круга, такий підхід неприпустимий. Це пояснюється тим, що при обробці сегментоподібними зрізами контактуючі зерна розташовані на поверхні $\frac{60V_k}{V_d} \times 1 \text{ мм}$ і не

трапляють услід одне одному, а при обробці комоподібними зрізами умови контактування в напрямку вектору швидкості різання та перпендикулярно до нього різні. Так, умовою контакту зерен, розташованих у площині, паралельній вектору швидкості різання, буде $\Delta R_{\text{мк}} < a_{z \text{ макс}}$, а в площині, перпендикулярній вектору швидкості – $\Delta R_{\text{мк}} < t_{\phi}$. Відомо, що при комоподібному зрізі $t_{\phi} > a_{z \text{ макс}}$.

Фактична окружна відстань між зернами, що контактують, у статистично рівнозначних перерізах не виключає появи комоподібної форми, тобто подовженого перекриття зрізів. У зв'язку з тим, що на поверхні математичної моделі

розміром $l_{\text{фок}} \times 1$ мм у перерізі, паралельному вектору швидкості контактує лише одне зерно, інші контактуючі зерна, які розташовані на цій поверхні, не потрапляють услід одне одному та утворюють умовний поперечний різальний профіль. Зміщення зерен умовного різального профілю визначає поперечне зміщення S_x статистично рівнозначних перерізів. Зерна одного перерізу орієнтовані щодо зерен іншого перерізу довільно, у силу чого послідовність проходження зрізів може порушуватися (див. рис. 4.7, в).

У випадку поперечного перекриття зрізів об'єм одиничного зрізу спрощено можна представити у вигляді двох напівпризм (див. рис. 4.7, б), а у випадку відсутності перекриття – у вигляді двох пірамід (див. рис. 4.7, а).

Запропонована математична модель робочої поверхні не є незмінною для усіх випадків шліфування, а в залежності від конкретних умов може змінюватися. Наприклад, якщо $l_{\text{фок}}$ забезпечує сегментоподібний зріз, а S_x таке, що зерна перекриваються, маємо модель О.В. Нікольського, а якщо $l_{\text{фок}}$ забезпечує сегментоподібний зріз, а S_x не забезпечує перекриття – маємо модель І.М. Брозголя [68].

Фактична окружна відстань між зернами $l_{\text{фок}}$ у залежності від характеристик алмазовмісного шару і режимів шліфування визначається за формулою (4.3), яка з урахуванням її складових (2.28) і (4.2) прийме вигляд:

$$l_{\text{фок}} = \frac{20}{\sqrt[3]{iN_z}} \sqrt{\frac{d}{d - h_k}} \frac{(\alpha + \beta \frac{60V_k}{V_\phi})}{\sqrt{F(t_\phi)}}, \text{ мм.} \quad (4.20)$$

Відстань між перерізами S_x знайдемо, використовуючи поняття ефективного різального профілю [69].

Цей умовний профіль на поверхні різання формується контактуючими зернами, розташованими на поверхні $l_{\text{фок}} \times 1$ мм, які рівномірно зміщені в поперечному напрямку. У цьому випадку відстань між перерізами

$$S_x = \frac{1}{Z_{\kappa(t_\phi)}}, \text{ мм.} \quad (4.21)$$

З урахуванням (4.19) ймовірна кількість зерен, що контактують, на поверхні $l_{\text{фок}} \times 1$ мм, буде дорівнювати

$$Z_{\kappa(t_\phi)} = \frac{1 \times l_{\text{фок}} F(t_\phi) K_\kappa}{S_{3\pi}^2}, \text{ шт.} \quad (4.22)$$

Тоді, після підстановки (4.22) у (4.21), будемо мати

$$S_x = \frac{S_{\text{зм}}^2}{l_{\text{фок}} F(t_{\phi}) K_{\kappa}}, \text{ мм.} \quad (4.23)$$

Геометричні параметри алмазних зерен визначаються за формулами (2.3), (2.18), (2.21), (2.23).

4.3 Розрахунок розмірів одиничних зрізів на базі математичної моделі робочої поверхні круга

Розміри одиничного зрізу описуються довжиною, фактичною товщиною і шириною зрізу.

Довжина сегментоподібного зрізу розраховується за формулою (3.12), комоподібного – за формулою

$$L = R_{\kappa} \frac{\varphi_0}{2}. \quad (4.24)$$

Максимальна товщина сегментоподібних зрізів дорівнює фактичній глибині різання. Вперше термін «фактична глибина різання» був введений Е.М. Масловим, щоб підкреслити істотне розходження між глибиною різання при обробленні лезовим інструментом та при шліфуванні.

Як установлено нами [70], у результаті відсутності суцільної різальної кромки на РПК вплив подачі на вірзання t на фактичну глибину різання залежить від співвідношення величини подачі і максимальної висоти нерівностей шліфованої поверхні R_{max} .

$$t_{\phi} = \begin{cases} t, \text{ при } t > R_{\text{max}}; \\ R_{\text{max}} + t, \text{ при } t < R_{\text{max}}. \end{cases} \quad (4.25)$$

Оскільки видалення матеріалу комоподібними зрізами здійснюється з поверхні різання також в умовах відсутності суцільної різальної кромки, то, за аналогією з глибиною різання, максимальну товщину зрізу необхідно оцінювати максимальною фактичною його товщиною, з огляду на співвідношення величини $a_{z \text{ max}}$ та максимальної висоти нерівностей профілю поверхні різання $R_{\text{max пр}}$.

Для розрахунку висоти нерівностей поверхні різання була розроблена методика [71], яка дозволяє установити, що $R_{\text{max пр}}$ перевищує $a_{z \text{ max}}$. Тоді максимальна фактична товщина зрізу

$$a_{z \text{ max ф}} = \begin{cases} a_{z \text{ max}}, \text{ при } a_{z \text{ max}} > R_{\text{max пр}}; \\ R_{\text{max пр}} + a_{z \text{ max}}, \text{ при } a_{z \text{ max}} < R_{\text{max пр}}. \end{cases} \quad (4.26)$$

Максимальна товщина комоподібного зрізу $a_z \text{ макс}$ розраховується за формулами (3.31), (3.32), (3.33).

Ширина зрізів при відсутності їх перекриття в поперечному напрямку функціонально залежить від товщини зрізу і визначається формою різального виступу. Якщо виступ має форму конуса з округленою вершиною, то поперечна форма зрізу буде складатися із сегментоподібної і трапецеїдальної ділянок, а ширина зрізу може бути розрахована за формулою Е.М.Маслова [32, 72]:

$$b'_z = 2 \left\{ \sqrt{2\rho a_z - a_z^2} + (a'_z - a_z) \operatorname{tg} \epsilon_m \right\} \quad (4.27)$$

де b'_z – ширина профілю для довільної точки m поперечного перерізу, мкм;

ρ – радіус округлення вершини, мкм;

ϵ_m – кут профілю зерна, град;

a_z, a'_z – глибини перерізу, які відповідають сегментоподібній ділянці профілю і розглянутій точці, мкм.

При наявності поперечного перекриття форма поперечного перерізу може розглядатися у вигляді прямокутника розмірами $S_x \times a_z \text{ макс}$ ф. У цьому випадку ширина зрізу S_z розраховується за формулою (4.23).

РОЗДІЛ 5
ІНТЕНСИВНІСТЬ ВИДАЛЕННЯ ЗВ'ЯЗКИ У ПРОЦЕСІ КЕРУЮЧИХ
ДІЙ НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ КРУГА ПРИ ВІДСУТНОСТІ
ЗАСАЛЮВАННЯ МІЖЗЕРЕННОГО ПРОСТОРУ

5.1 Сили різання при шліфуванні

Для розрахунку інтенсивності видалення зв'язки в процесі керуючих дій необхідно мати залежності, що описують збільшення складових сил різання в часі, обумовлене зміною параметрів РТК, та знати умови надійного закріплення алмазного зерна в зв'язці.

Сила різання на шліфувальному крузі являє собою суму сил на окремих зернах, які одночасно знаходяться в контакті з поверхнею заготовки, у зв'язку з чим спочатку визначимо силу різання на одиничному зерні.

При визначенні рівнодіючої сили різання будемо виходити з рівноваги ряду активних (зовнішніх) сил, які діють на зрізуваний шар, і реактивних (внутрішніх) сил, які діють на алмазне зерно (рис. 5.1). До цих сил відносяться: нормальна сила N , із якою передня поверхня діє на зрізуваний шар, сила тертя стружки по передній поверхні F , сила нормального тиску N , задньої поверхні на поверхню різання і сила тертя F , поверхні різання об задню поверхню зерна. Складаючись, сила N і F утворюють силу стружкоутворення R_s , що нахилена до поверхні різання під кутом дії ω .

Розкладемо силу стружкоутворення R_s на дві: сили P_N , перпендикулярну умовній площині зсуву OA , і силу P_T , яка діє уздовж площини зсуву. Сила P_N стискає шар, що руйнується, а сила P_T зрушує його уздовж умовної площини зсуву. При цьому зсувна деформація починається в тому випадку, коли напруження зрушення стає рівним межі текучості оброблюваного матеріалу на зсув τ_s [73].

Для визначення складової сили різання P_x і P_y , сумістимо початок координат із точкою O і розкладемо силу стружкоутворення на дві складові P_x і P_y , які діють у напрямку осей x і y .

Тоді

$$P_x = \sum_{i=1}^n P_{ix} = P_{xs} + F_x, \quad (5.1)$$

$$P_y = \sum_{i=1}^n P_{iy} = P_{ys} + N_y. \quad (5.2)$$

З рис. 5.1 будемо мати

$$P_{xs} = R_s \cos \omega, \quad (5.3)$$

$$P_{ys} = R_s \sin \omega, \quad (5.4)$$

$$R_s = \sqrt{P_r^2 + P_N^2}. \quad (5.5)$$

Таким чином, визначення P_r і P_y зводиться до знаходження P_r , P_N , N_s , F_r і кута дії ω .

Для розрахунку P_r , P_N , N_s і F_r скористаємося законами розподілу нормальних і дотичних напружень в умовній площині зсуву OA та у зоні контакту поверхні різання з задньою поверхнею зерна.

Базуючись на аналізі досліджень [46, 73, 74, 75, 76,], розподіл нормальних і дотичних напружень уздовж умовної площини зсуву приймемо рівномірним із співвідношенням

$$\frac{\sigma}{\tau_s} = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right),$$

а розподіл нормальних напружень уздовж площадки контакту задньої поверхні зерна будемо описувати трьома законами: лінійним, комбінованим і рівномірним (рис. 5.2).

Тоді середня величина нормальних напружень на площадці контакту на задній поверхні може бути розрахована за формулою

$$\sigma_{cp} = \kappa_s \sigma, \quad (5.6)$$

де κ_s – коефіцієнт, який враховує закон розподілу нормальних напружень на площадці контакту задньої поверхні зерна з поверхнею різання.

При лінійному законі розподілу $\kappa_s = 0,5$; при комбінованому – $0,75$ і рівномірному – 1 .

З рис. 5.1, 5.2 будемо мати

$$P_r = \tau_s OA = \frac{a_z b}{\sin \beta} \tau_s, \quad (5.7)$$

де a_z , b – товщина і ширина зрізу одиничним зерном.

$$P_N = \frac{a_z b}{\sin \beta} \sigma. \quad (5.8)$$

Тоді, з урахуванням відношення σ/τ_s ,

$$P_N = \frac{a_z b}{\sin \beta} \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right) \right] \tau_s. \quad (5.9)$$

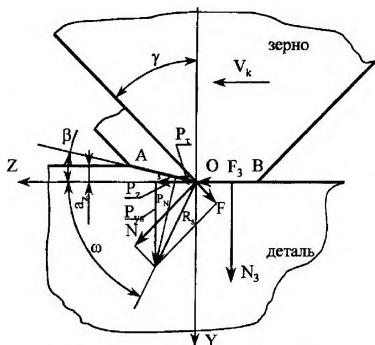


Рис. 5.1. Схема дії сил на зрізуваний шар

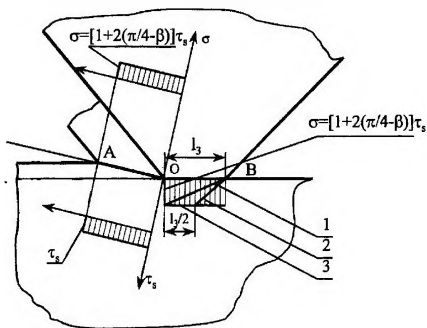


Рис. 5.2. Закони розподілу нормальних і дотичних напружень уздовж умовної площини зсуву та у зоні контакту задньої поверхні із заготовкою

1 – лінійний; 2 – комбінований; 3 – рівномірний

Підставляючи (5.7) і (5.9) у (5.5), отримаємо

$$R_s = \frac{\sqrt{1 + \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right]^2} a_z b}{\sin \beta} \tau_s.$$

Визначимо кут між положенням рівнодіючої R_s і умовною площиною зсуву, використовуючи (5.7) і (5.9)

$$\begin{aligned} \operatorname{tg}(\beta + \omega) &= \frac{P_N}{P_\tau} = \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right], \\ (\beta + \omega) &= \frac{P_N}{P_\tau} = \operatorname{arctg} \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right]. \end{aligned} \quad (5.11)$$

Кут зсуву виразимо через величину γ і коефіцієнт усадки стружки K_L [46]

$$\beta = \operatorname{arctg} \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}. \quad (5.12)$$

Кут дії ω розрахуємо, використовуючи залежності (5.11) і (5.12)

$$\omega = \operatorname{arctg} \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right] - \operatorname{arctg} \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}. \quad (5.13)$$

Складові P_{zs} і P_{ys} визначимо за формулами (5.3), (5.4) з урахуванням (5.10)

$$P_{zs} = \frac{\sqrt{1 + \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right]^2} a_z b}{\sin \beta} \tau_s \cos \omega, \quad (5.14)$$

$$P_{ys} = \frac{\sqrt{1 + \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right]^2} a_z b}{\sin \beta} \tau_s \sin \omega. \quad (5.15)$$

Величину сили N_s , із якою зерно площадкою контакту діє на поверхню різання, знайдемо з урахуванням відношення σ/τ ,

$$N_s = \sigma_{cp} b l_s = \kappa_s \sigma b l_s = \kappa_s \left[1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \beta\right)\right] \tau_s b l_s. \quad (5.16)$$

Силу тертя F_z на площадці зносу розрахуємо з використанням коефіцієнта тертя μ задньої поверхні зерна по поверхні різання і величини сили нормально-го тиску N_z ,

$$F_z = \mu N_z = \kappa_z \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \beta \right) \right] \tau_s b l_z \mu. \quad (5.17)$$

Сумарні тангенціальні і радіальні складові сили різання знайдемо, підставивши в (5.1) і (5.2) значення з (5.14), (5.15), (5.16), (5.17)

$$P_z = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M \mu l_z \right) b \tau_s, \quad (5.18)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M l_z \right) b \tau_s, \quad (5.19)$$

де $M = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \beta \right)$.

Сили різання, які діють на одиничне зерно, аналогічні приведеним, однак спрямовані в протилежний бік.

Сили різання, які діють на шліфувальний круг, розрахуємо, використовуючи значення сил на одиничному зерні, а також кількість різальних зерен, які одночасно знаходяться в роботі в межах зони контакту заготовки зі шліфувальним кругом

$$P_{zx} = P_{zxp}$$

$$P_{yx} = P_{yxp}$$

Тоді

$$P_{zx} = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M \mu l_z \right) b \tau_s z_p, \quad (5.20)$$

$$P_{yx} = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M l_z \right) b \tau_s z_p. \quad (5.21)$$

Вплив швидкості деформації і температури в умовах шліфування на τ_s врахуємо за допомогою модифікації К.Мак-Грегора і І.Фішера, перетворивши з

урахуванням модифікації залежність мікротвердості оброблюваного матеріалу (HV) від температури, отриману при стандартних методах іспитів, і апроксимували залежність (HV) = $f(T)$ лінійною функцією [78]

$$\tau_s = C - \alpha T, \quad (5.22)$$

де T – температура різання, К;

C, α – початкова ордината і кутовий коефіцієнт (табл. 5.1);

Таблиця 5.1. Значення C і α для високолегованих і швидкорізальних сталей

Оброблюваний матеріал	Стан	τ_s , МПа	
		C	α
Швидкорізальні сталі Р18, Р14Ф4, Р12Ф3	Загартовані	1761	0,185
Високолеговані сталі Х12Ф, Х12М, 9Х5Ф, Х6ВФ, Х6В3ФМ	Загартовані	1697	0,148

Тоді, після підстановки (5.22) у (5.20) будемо мати

$$P_{\text{тк}} = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_x \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_s M \mu_s \right) b z_p (C - \alpha T). \quad (5.23)$$

Температуру різання T знайдемо як максимальну температуру на поверхні заготовки під джерелом тепла [26, 79]

$$T_{\text{max}} = \frac{2qa}{\pi \lambda V_\phi} \sqrt{2\pi 2H}, \quad (5.24)$$

де q – щільність теплового потоку, Вт/(с·м²);

a – коефіцієнт температуропроводності оброблюваного матеріалу, м/с;

λ – коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К);

V_ϕ – швидкість заготовки, м/с;

H – безрозмірна напівширина джерела.

Щільність теплового потоку

$$q = \frac{\alpha_s P_{\text{тк}} V_K}{JS}, \quad (5.25)$$

де $P_{\text{тк}}$ – тангенціальна складова сили різання на шліфувальному крузі, Н;

V_k – швидкість шліфувального круга, м/с;

S – площа зони контакту деталі з кругом, м²;

α_e – коефіцієнт введення, що враховує частку тепла, яка надходить у заготовку;

J – механічний еквівалент (у системі СБ $J = 1$).

Після підстановки (5.25) у (5.24), а потім у (5.23) і відповідних перетворень, отримуємо

$$P_{zx} = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M \mu l_z \right) b z_p C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M \mu l_z \right) b z_p \frac{4a\alpha V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\sqrt{\pi} \lambda V_\theta S}}. \quad (5.26)$$

Складову сили різання P_{yx} одержимо після підстановки значення τ_z з урахуванням (5.22), (5.24), (5.25)

$$P_{yx} = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M l_z \right) b z_p \left(C - \frac{4a\alpha V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\sqrt{\pi} \lambda V_\theta S} P_{zx} \right), \quad (5.27)$$

де P_{zx} – тангенціальна складова, розрахована за формулою (5.26).

Для розрахунку складових сил різання на одиничному зерні, розділимо вираз (5.26) і (5.27) на кількість одночасно працюючих зерен

$$P_z = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M \mu l_z \right) b C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M \mu l_z \right) b z_p \frac{4a\alpha V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\sqrt{\pi} \lambda V_\theta S}}, \quad (5.28)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_z M l_z \right) b \left(C - \frac{4a\alpha V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\sqrt{\pi} \lambda V_\theta S} P_z \right). \quad (5.29)$$

Коректність формул (5.26), (5.27) при розрахунку складових сил різання в процесі плоского візного алмазного шліфування сталі Р6М5ФЗ кругами з алмазів АС6 зернистістю 100/80, 160/125, 250/200 була підтверджена експериментально. При цьому розбіжність теоретично розрахованих і визначених експериментально величин складової сили різання знаходиться в межах 16-26%. Деки-

лька більша розбіжність спостерігається при зіставленні величин складової P_y , особливо для круга зернистістю 100/80 (до 37%). Це пояснюється впливом на P_y процесу засалювання, що у найбільшій мірі виявляється на дрібнозернистому крузі і чого не враховує розроблена методика розрахунку.

Формули (5.26), (5.27) дозволяють описати еволюцію підсистеми різання в часі. Для цього величини a_z , z_p , b , l_z , які входять у формули, необхідно виразити у функції часу шліфування, використовуючи формули розділу 2.

5.2 Міцність закріплення алмазного зерна в металевій зв'язці

Розрахунок міцності закріплення в металевій зв'язці алмазного зерна, навантаженого зосередженою силою, яка проходить через центр зерна, виконаємо при наступних вхідних положеннях:

- зерно замінюється просторовою моделлю у вигляді абсолютно жорсткої кулі;
- зв'язка представляє однорідний, ізотропний пружно-пластичний півпростір;
- фізико-механічні властивості зв'язки не залежать від величини пластичної деформації;
- на закріплення зерна не впливають розташовані поруч зерна;
- течія зв'язки по поверхні зерна відсутня через шорсткість його поверхні.

Відповідно до технології виготовлення алмазного інструмента на металевій зв'язці закріплення зерен здійснюється в процесі допресування алмазовмісного шару. Оскільки хімічна взаємодія на межі «зерно-зв'язка» для марки M2-01 практично відсутня, а фізична взаємодія на рівні сил Ван-дер-Ваальса не має істотного впливу на характер закріплення алмазних зерен [80], то можливо припустити, що закріплення зерна в зв'язці досягається за рахунок механічного защемлення.

Виходячи з вищесказаного, порушення закріплення зерен відбувається в результаті пластичної деформації зв'язки, що приводить до порушення контакту на межі «зерно-зв'язка», тобто до утворення пустот. При цьому зерно може випасти зі зв'язки, або утримуватися в ній. Однак у результаті можливості переміщення у лунці, що утворилася, таке зерно не може виконувати роботу, аналогічну закріпленому.

Визначимо величину граничного зусилля, яке приводить до порушення закріплення зерна в зв'язці, використовуючи теорію ліній ковзання і методику обчислення питомих сил при впровадженні в матеріал пуансона сферичної форми [81].

З урахуванням контактного тертя поле ліній ковзання, яке відповідає умовам пластичної рівноваги, буде мати вигляд, показаний на рис. 5.3, а.

У області abc поле ліній ковзання утвориться ортогональними прямими, що перетинають зовнішній контур під кутом $\pi/4$, тому що межа пластичної області є прямолінійною і вільною від навантаження. Лінія ac , яка обмежує об-

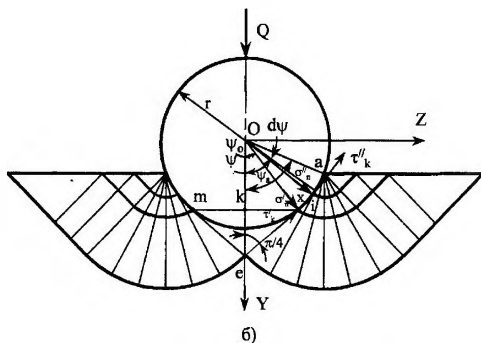
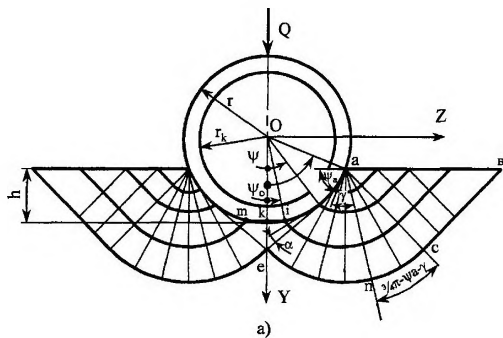


Рис. 5.3. Поле ліній ковзання при навантаженні кульової моделі зерна
 а – $0 < \mu_1 < 0,5$; б – $\mu_1 = 0,5$

ласть *авс*, є прямою, тому одне із сімейств ліній ковзання в сусідній області також повинно складатись з прямих ліній. Це впливає з того, що кут між дотичними до двох ліній ковзання одного сімейства в точках їхнього перетинання з лініями ковзання іншого сімейства залишається постійним на всьому протязі цих ліній. Межею області є пряма *ап*, яка перетинає дотичну до контуру під кутом γ

$$\gamma = \frac{\arccos 2\mu_1}{2}, \quad (5.30)$$

де μ_1 – коефіцієнт тертя.

Точка *a* є особливою і сітка ліній ковзання утворить центроване віяло *асп* із кутом $\frac{3}{4}\pi - \psi_a - \gamma$, величина якого визначається геометричними співвідношеннями.

У області *еіфп* одне сімейство ліній ковзання складається з двопараметричного сімейства прямих, які перетинають контур кулі під кутом γ а друге сімейство складається з кривих ліній, ортогональних до прямих першого сімейства. Ці лінії ковзання є евольвентами кола радіуса $r_n = r \cos \gamma$.

При величині кута $\psi = \psi_0$ прямолінійна характеристика *іе* перетинає вісь симетрії під кутом $\pi/4$. Тому з рис. 5.3 будемо мати $\psi_0 = \pi/4 - \gamma$ а з урахуванням (5.30)

$$\psi_0 = \frac{\pi}{4} - \frac{\arccos 2\mu_1}{2}. \quad (5.31)$$

Область *ткіе* є областю пластичної рівноваги, яка рухається разом із зерном як жорстке тіло.

Як випливає з формули (5.30) при $\gamma = 0$ тертя на поверхні зерна досягає найбільшої величини, обмеженої умовою пластичності $\tau_0 = k$, де k – пластична постійна, Н/мм². Цій величині відповідає за формулою (5.30) найбільше значення коефіцієнта тертя $\mu_1 = 0,5$ (рис. 5.3, б).

Величина зусилля, яке діє на зерно, визначається інтегралом від нормальної і дотичної компонент, узятих по поверхні контакту.

Уздовж твірної *еі* величини дотичної і нормальної компонент напруження постійні:

$$\tau'_\kappa = k; \sigma'_\pi = -2k(\theta_0 - \psi_0), \quad (5.32)$$

де

$$\theta_0 = \frac{3\pi}{4} - \frac{\arccos 2\mu_1}{2} + 0,5. \quad (5.33)$$

Величину зусилля Q' , яке діє на конус, утворений обертанням твірної ei навколо осі OY , знайдемо, помноживши площу бічної поверхні конуса на проекції нормальної і дотичної компонент напруження на вісь OY .

Площа бічної поверхні конуса eim

$$S_6 = \pi \kappa i \times ei,$$

$$\kappa i = r \sin \psi_o \quad ei = \frac{r \sin \psi_o}{\sin \frac{\pi}{4}}.$$

Після відповідних підстановок

$$S_6 = \frac{\pi^2 \sin \psi_o}{\sin \frac{\pi}{4}}.$$

Проекції нормальної і тангенціальної компонент напруження на вісь OY

$$\sigma'_{ny} = \sigma'_n \cos \frac{\pi}{4}; \quad \tau'_{ky} = \tau_k \sin \frac{\pi}{4}.$$

Тоді з урахуванням (5.32)

$$\begin{aligned} Q' &= S_6 (\tau'_{ky} - \sigma'_{ny}) = \frac{\pi^2 \sin \psi_o}{\sin \frac{\pi}{4}} \left[k \sin \frac{\pi}{4} + 2k(\theta_o - \psi_o) \cos \frac{\pi}{4} \right] = \\ &= 2k\pi^2 \sin^2 \psi_o (0,5 + \theta_o - \psi_o). \end{aligned} \quad (5.34)$$

Зусилля, яке діє на елемент поверхні кульового пояса, утвореного обертанням дуги ia навколо осі OY , знайдемо, помноживши площу поверхні елемента кульового пояса, обмеженого кутом $d\psi$, на суму проекцій дотичної і нормальної компонент на вісь OY .

Величина нормальної і дотичної компонент напруження у точці f кульового пояса

$$\tau''_k = k \cos 2\gamma, \quad \sigma''_n = -2k(\theta - \psi),$$

де

$$\theta = \frac{3\pi}{4} - \frac{\arccos 2\mu_1}{2} + \frac{\sqrt{1-4\mu_1^2}}{2} + 0,5. \quad (5.35)$$

Проекції цих компонент напруження на вісь OY

$$\tau''_{xy} = \tau''_{\kappa} \sin \psi; \quad \sigma''_{xy} = \sigma''_{\kappa} \cos \psi.$$

Площа поверхні елемента кульового пояса

$$S_{\text{шлп}} = 2\pi r^2 \sin \psi \, d\psi.$$

Тоді зусилля, яке діє на елемент поверхні кульового пояса

$$dQ'' = (\tau''_{xy} - \sigma''_{xy}) S_{\text{шлп}} = 2k\pi r^2 [\cos 2\gamma \sin 2\psi + (\theta - \psi) \sin 2\psi] d\psi. \quad (5.36)$$

Щоб одержати загальне зусилля, яке діє на кульовий пояс, проінтегруємо вираз (5.36) у межах від ψ_o до ψ_a , де ψ_a – кут заглиблення

$$Q'' = 2k\pi r^2 \int_{\psi_o}^{\psi_a} [\cos 2\gamma \sin^2 \psi + (\theta - \gamma) \sin 2\psi] d\psi.$$

Після відповідних операцій і перетворень

$$Q'' = 2k\pi r^2 [(\theta - \psi_a) \sin^2 \psi_a - (\theta - \psi_o) \sin^2 \psi_o + (1 + \cos 2\gamma) \times \\ \times \frac{(2\psi_a - \sin 2\psi_a) - (2\psi_o - \sin 2\psi_o)}{4}]. \quad (5.37)$$

Величина повного зусилля, яке діє на зерно

$$Q = Q' + Q''. \quad (5.38)$$

З урахуванням (5.30), (5.31), (5.33), (5.36), (5.37) формула (5.38) прийме вигляд

$$Q = 2k\pi r^2 [\sin^2 \psi_o \frac{1 + \sqrt{1 - 4\mu_1^2}}{2} + (\theta - \psi_a) \sin^2 \psi_a + \\ + (1 + 2\mu_1) \frac{(2\psi_a - \sin 2\psi_a) - (2\psi_o - \sin 2\psi_o)}{4}]. \quad (5.39)$$

Величину кута заглиблення ψ_a (див. рис. 5.3, а) можна знайти з виразу

$$\psi_a = \arccos \left(1 - \frac{h}{r} \right).$$

Тут h – величина заглиблення зерна.

При $h = r$, та відповідно $\psi_a = \pi/2$, $\mu_1 = 0,5$, $\psi_o = \pi/4$, формула (5.39) прийме вигляд

$$Q = 2k\pi^2 \frac{5+2\pi}{4} \quad (5.40)$$

Формулу (5.40) будемо використовувати і при розрахунку закріплення зерен із глибиною закладення $h > r$, тому що різальне зерно завжди заглиблено на величину менше $2r$, що не дозволяє врахувати аналітично зростання зусиль закріплення, яке можна розрахувати лише при заглибленні $h > 2,5r$ [81]. Крім того, за експериментальними даними роботи [82] збільшення заглиблення зерна на величину, яка більша радіуса, не приводить до подальшого зростання граничного зусилля.

Одним із вихідних даних у формулі (5.39) є пластична постійна матеріалу, у якому закріплене зерно. Її визначимо за формулою

$$k = \frac{\sigma_s}{2},$$

де σ_s – межа текучості, Н/мм².

Межу текучості матеріалу можна визначити за величиною його твердості [83]

$$\sigma_s = 4,2434 \text{ HB, Н/мм}^2.$$

де HB – твердість матеріалу за Брінелем, Н/мм².

Тоді

$$k = 2,1217 \text{ HB, Н/мм}^2. \quad (5.41)$$

Використовуючи формулу (5.39), розрахуємо граничне зусилля закріплення алмазних зерен зернистостей 100/80, 160/125, 315/250, 400/315 у зв'язці M2-01, а також зусилля, що виникають при втискуванні кулі діаметром 1 мм у різні матеріали (табл. 5.2), за якими виконаємо експериментальну перевірку точності аналітичних розрахунків. Середній еквівалентний діаметр алмазних зерен розраховували за формулою (2.4).

Таблиця 5.2. Механічні властивості досліджуваних матеріалів

Показники	Матеріали		
	Зв'язка M2-01	Мідь	Алюміній
Твердість HB	174	79	83
Пластична постійна k , Н/мм ²	369,176	167,614	176,101

На рис. 5.4 наведені результати розрахунків, з аналізу яких можна зробити висновок, що зі збільшенням зернистості і величини заглиблення граничні зусилля закріплення зростають. При цьому зерно може вважатися в стійкому стані при його заглибленні в зв'язку на величину $h > d_{cr}/2$. При заглибленні на величину $d_{cr}/3$ зерно знаходиться в нестійкому стані, тому що сили закріплення знижуються більше, ніж у 1,33 рази.

Для оцінки точності розрахунків граничних зусиль по формулі (6.39) для кульової моделі в'їм були проведені експерименти по вдавлюванню кульового індентора в поліровану поверхню зразків із міді й алюмінію (рис. 5.5).

Експерименти проводили на приладі для виміру твердості по Роквеллу. Навантаження кульового індентора здійснювали за допомогою спеціальних навантажів, які дозволяють одержати необхідні зусилля. Глибину лунки, що утворилася, розраховували за формулою

$$h = \frac{1}{2} \left(d_w - \sqrt{d_w^2 - d_s^2} \right),$$

де d_w – діаметр кулі, що вдавлюється, мм;

d_s – діаметр лунки, мм, визначений як середнє арифметичне вимірів у двох взаємно перпендикулярних напрямках (визначався на інструментальному мікроскопі з точністю 0,01 мм).

Дослід по вдавлюванню кульового індентора при одному і тому самому зусиллі повторювали тричі. Потім по формулі (6.39) розраховували зусилля, необхідні для одержання відбитків, ідентичних експериментальним. Розраховані зусилля по розмірах трьох лунок, отриманих при одному і тому самому зусиллі навантаження, усереджувались і порівнювались з експериментальними. Точність розрахунків оцінювали відносною похибкою

$$\varepsilon = \frac{(P_z - P)}{P_s} 100\%,$$

де P_z – зусилля навантаження під час експерименту, Н;

P – зусилля, яке розраховане за формулою (5.39), Н.

Як показали результати експериментів (див. рис. 5.5), значення ε не перевищують 6%, що надає право використовувати запропоновану методику для розрахунку граничних зусиль закріплення алмазних зерен у металевій зв'язці.

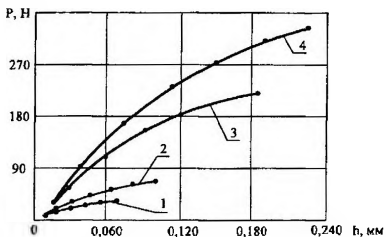


Рис. 5.4. Вплив глибини заглиблення зерна в зв'язці M2-01 на величину граничного зусилля для різних зернистостей: 1 – 100/80; 2 – 160/125; 3 – 315/250; 4 – 400/315

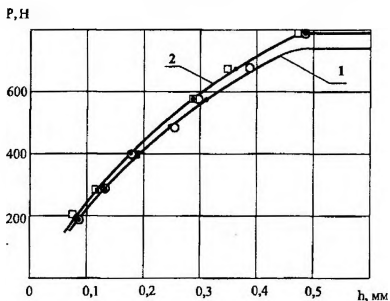


Рис. 5.5. Вплив глибини заглиблення кульового індентора діаметром 1 мм на величину граничного зусилля при вдавлюванні в зразки з міді (1) і алюмінію (2)

- – величина зусилля, яка розрахована за формулою (5.39);
- о и □ – величина зусиль, що прикладаються при вдавлюванні індентора відповідно для міді та алюмінію

5.3 Інтенсивність видалення зв'язки в процесі керуючих дій на РПК із метою виключення фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі деталі

Метою керуючих дій на РПК є, як правило, підтримка у визначених межах одного з вихідних технологічних показників, який у конкретних умовах є лімітуючим. Таким показником може бути, наприклад, якість обробки, що характеризується припустимим рівнем фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі деталі. У цьому випадку складова сили різання кругом $P_{zk\text{кр}}$ не повинна перевищувати величини, при якій максимальна температура $T_{\max}$ перевищує критичну $T_{кр}$, що визначає поріг відсутності фазово-структурних перетворень, тобто

$$T_{\max} \leq T_{кр}.$$

Якщо зневажити зміною різновисотності зерен в умовах стабілізації рельєфу, то зміну тангенціальної складової від часу шліфування можна представити у функції величини площадки контакту на задній поверхні зерна l_z . Тоді, з урахуванням (5.23)

$$P_{zk} = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z \cos \omega}}{\sin \beta} + \kappa_s M \mu l_z(\tau) \right) b z_p (C - \alpha T). \quad (5.42)$$

Максимальна температура в зоні контакту

$$T_{\max} = \frac{4aP_{zk\text{кр}} V_k \sqrt{H}}{\sqrt{\pi} \lambda V_d S}. \quad (5.43)$$

Визначимо із (5.43) $P_{zk\text{кр}}$, задавшись значенням температури $T_{кр}$ з умови відсутності фазово-структурних змін у поверхневому шарі деталі (точка Ас1)

$$P_{zk\text{кр}} = \frac{T_{кр} \lambda V_d S}{4aV_k} \sqrt{\frac{\pi}{H}}. \quad (5.44)$$

Прирівняємо (5.44) і (5.42), представивши середню величину площадки контакту у функції часу

$$\frac{T_{кр} \lambda V_d S}{4aV_k} \sqrt{\frac{\pi}{H}} = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z \cos \omega}}{\sin \beta} + \kappa_s M \mu C_1 \tau^q \right) b z_p (C - \alpha T_{кр}).$$

Вирішимо це рівняння відносно τ .

Після незначних перетворень одержимо час утворення критичного розміру площадки контакту

$$\tau_{кр} = \sqrt{\frac{\frac{T_{кр} \lambda V_0 S}{4a V_k (C - \alpha_{кр} T) b z_p} \sqrt{\frac{\pi}{H}} - \frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta}}{\kappa_s M \mu C_1}} \quad (5.45)$$

Якщо зневажити зміною параметрів різновисотності в часу не представляється можливим, то розрахунок критичного значення тангенціальної складової $P_{зк\ кр}$ здійснюється на ЕОМ за приведеною нижче формулою з пошаговим збільшенням часу шліфування

$$P_{зк} = \frac{\left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z(\tau) \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_s M \mu_s(\tau) \right) b(\tau) z_p(\tau) C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_s M \mu_s(\tau) \right) b(\tau) z_p(\tau) \frac{4a \alpha 60 V_k \sqrt{H}}{\sqrt{\pi} \lambda V_0 S}}, \quad (5.46)$$

У формулі (5.46) величини $a(\tau)$, $b(\tau)$, $z_p(\tau)$, розраховуються за відповідними формулами із використанням функцій розподілу різновисотності, описаної виразом (2.31).

Розрахунок припиняється за умови

$$P_{зк\ кр} > P_z \geq 0,95 P_{зк\ кр}, \quad (5.47)$$

де $P_{зк\ кр}$ – критичне значення тангенціальної складової сили різання, розраховане за формулою (5.44), Н.

Час шліфування, при якому виконується нерівність (5.47) визначає час формування критичних параметрів РПК $\tau_{кр}$.

Відповідно до основного принципу керування параметрами РПК за час $\tau_{кр}$ зерна, які мають критичні значення довжини площадок контакту, повинні бути переведені зі стійкого стану в нестійкий шляхом видалення певного об'єму зв'язки.

Нехай на початку обробки найбільш виступаюче зі зв'язки зерно було заглиблене на величину $2d/3$, знаходячись у стійкому стані. Отже, через час $\tau_{кр}$ зерна повинні бути заглиблені на величину $d/3$, при якій вони перейдуть у нестійкий стан і покинуть робочу поверхню круга. Тоді об'єм зв'язки, що видаляється

$$V_c = \left(1 - \frac{P_{vk}}{100}\right) \frac{dB_k \pi D_k}{3}. \quad (5.48)$$

Використовуючи формулу (5.48) і час формування критичних параметрів РПК $\tau_{кр}$, розрахуємо інтенсивність видалення зв'язки в процесі керуючих дій

$$\Pi = \frac{V_c}{\tau_{кр}}. \quad (5.49)$$

За знайденою інтенсивністю видалення зв'язки можна визначити режими конкретного способу керуючих дій.

РОЗДІЛ 6
ВИХІДНІ ПОКАЗНИКИ ШЛІФУВАННЯ
ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ З ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ
КЕРУЮЧИМИ ДІЯМИ НА РПК

6.1 Обґрунтування способу стабілізації вихідних технологічних
показників шліфування за пружною схемою

Відомі різні шляхи реалізації шліфування за пружною схемою, які різняться параметром, що підтримується постійним під час оброблення. До таких параметрів відносяться:

- а) радіальна сила P_r [84];
- б) тангенціальна сила P_z [85, 86];

Вибір способу стабілізації вихідних технологічних показників необхідно, на нашу думку, здійснювати з урахуванням забезпечення виконання ряду критеріїв:

- відсутність фазово-структурних змін у поверхневому шарі заготовки під час обробки при зміні різальної здатності круга;
- простота конструктивної реалізації;
- забезпечення прийнятної продуктивності процесу обробки та ін.

Порівняння вказаних способів стабілізації вихідних показників шліфування виконаємо, використавши математичну модель процесу різання за пружною схемою.

При шліфуванні за пружною схемою з підтримкою постійної радіальної сили підтиску заготовки до шліфувального круга $P_n = P_r$ (див. рис. 2.9) втрата згодом різальної здатності РПК проявляється через зміну глибини шліфування. Таким чином, еволюція підсистеми різання в часі в результаті погіршення різальних властивостей РПК при постійному значенні складової P_r однозначно описується зміною в часі фактичної глибини шліфування $t_\phi = f(\tau)$.

Математичну модель процесу шліфування за пружною схемою з постійною радіальною силою підтиску заготовки до шліфувального круга P_n розробимо для випадку, коли зниження різальної здатності круга викликане тільки знопуванням зерен, використовуючи наступні допущення:

- вплив режимів шліфування на сили різання при обробленні за аналогічними за кінематикою жорсткою та пружною схемами є ідентичним;
- критерієм стабілізації вихідних технологічних показників шліфування є відсутність перевищення температурою поверхні різання критичного значення $T_{кр}$, вище якого відбуваються фазово-структурні зміни в поверхневому шарі оброблюваного матеріалу;
- процес теплообміну в зоні різання є стаціонарним;
- продуктивність оброблення не залежить від способу шліфування за жорсткою або пружною схемами, якщо вона здійснюється кругами ідентичних характеристик на аналогічних режимах при однакових силах різання.

В силу приведених допущень граничне значення параметра оброблення $P_n = P_y$ знайдемо, виходячи з критичної температури $T_{кр}$, яка не повинна перевищити при обробленні температуру на поверхні різання. Відомо [79], що максимальна температура на поверхні різання пов'язана зі значенням тангенціальної сили P_z співвідношенням

$$T = \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \cdot P_z}{\lambda V_\delta S \sqrt{\pi}}, \quad (6.1)$$

а радіальна сила P_y може бути виражена через тангенціальну за допомогою коефіцієнта шліфування K_w :

$$P_z = P_y K_w. \quad (6.2)$$

Трансформуємо формули (5.26) - (5.27) для розрахунку сил різання при жорсткій схемі оброблення для довільної форми зони контакту задньої поверхні зерна із деталлю:

$$P_z = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \cos \omega}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \mu \right) z_p C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \cos \omega}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \mu \right) z_p \alpha \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\lambda V_\delta S \sqrt{\pi}}}; \quad (6.3)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \sin \omega}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p \left(C - \alpha \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\lambda V_\delta S \sqrt{\pi}} P_z \right), \quad (6.4)$$

де f_3 – площа зони контакту задньої поверхні зерна з деталлю, мм²;

у прийнятій моделі зерна $f_3 = b \cdot l_z$.

Після підстановки (6.4) у (6.2), а потім у (6.1), одержимо формулу для визначення максимальної температури на поверхні різання, яка враховує геометричні параметри РПК, режими шліфування, фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу в умовах шліфування:

$$T = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \sin \omega}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p C \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\lambda V_\delta \sqrt{\pi}} K_w}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \sin \omega}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p \alpha \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_e}{\lambda V_\delta S \sqrt{\pi}} K_w}. \quad (6.5)$$

Товщина зрізу a_z визначається за формулою (4.26), а максимальна товщина комоподібного зрізу послідовно контактуючими зернами $a_{z \max}$ при плоскому шліфуванні розраховується за формулою (3.47).

Кут зсуву [54]

$$\beta = \arctg \frac{\cos \gamma}{K_l - \sin \gamma}, \quad (6.6)$$

а кут дії

$$\omega = \arctg \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \beta \right) \right] - \arctg \frac{\cos \gamma}{K_l - \sin \gamma}, \quad (6.7)$$

де γ – передній кут кульової моделі зерна;

K_l – коефіцієнт усадки стружки.

Довжина площадки контакту зерна з оброблюємою поверхнею l_z розраховується за формулою (2.24), а кількість одночасно контактуючих зерен – за формулою

$$z_p = \frac{BL}{S_{zm}^2} F(t_\phi) K_\kappa, \quad (6.8)$$

де B – ширина шліфування,

L – довжина дуги контакту абразивного зерна із заготовкою.

Площа зони контакту заготовки з кругом [54]

$$S = B_\phi \sqrt{D_\kappa t_\phi}. \quad (6.9)$$

Сукупність формул (6.5), (4.26), (3.47), (6.6) - (6.9), (2.24) становить собою математичну модель процесу плоского шліфування за пружною схемою, яка відображає еволюцію підсистеми різання в часі, для випадку, коли зниження різальної здатності круга викликає тільки зношуванням зерен, оскільки, будучи вирішеними щодо перемінної t_ϕ , ці формули дозволяють визначити закон зміни фактичної глибини шліфування (тобто продуктивності процесу шліфування) у часі обробки.

Рівняння (6.5) аналітично вирішити відносно фактичної глибини шліфування неможливо, тому що воно є трансцендентним, а величина t_ϕ входить у дане рівняння в неявному вигляді в залежностях для визначення максимальної товщини комоподібного зрізу (4.26), кількості одночасно контактуючих зерен (6.8), площі зони контакту заготовки з кругом (6.9) та ін.

У зв'язку з цим представимо умову, яка забезпечує відсутність фазово-структурних перетворень у матеріалі заготовки при обробленні, у вигляді нерівності

$$0,98T_{кр} < T < 1,00T_{кр}. \quad (6.10)$$

Нерівність (6.10) з урахуванням (6.5) вирішується відносно t_{ϕ} на ПЕОМ покроковим методом з використанням розробленої нами програми (рис. 6.1) за даними про параметри РПК, які сформовані під час правки [87]. Знайдене значення є максимально можливою вихідною глибиною шліфування t_0 , яка забезпечує відсутність дефектів на поверхні заготовки на початку оброблення.

Використовуючи t_0 , за формулою (6.4) або за формулою, отриманою підстановкою в (6.4) виразів (6.2) і (6.3), яка має вигляд:

$$P_y = \frac{\left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z \sin \omega}}{\sin \beta} + K_3 M_3 \right) z_p b C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z \sin \omega}}{\sin \beta} + K_3 M_3 \right) z_p b \alpha \frac{4a \cdot 60V_{\pi} \sqrt{H} \alpha_s}{\lambda V_0 \sqrt{\pi}} K_{\text{ш}}}, \quad (6.11)$$

розраховуємо припустиме значення радіальної складової $[P_y]$, яке повинне підтримуватися постійним за допомогою пружного підтиску заготовки до РПК протягом усього часу оброблення.

Далі за формулою (6.11) покроковим методом за складеною для цього програмою (рис. 6.2) на ПЕВМ розраховуємо в різні відрізки часу обробки точну фактичну глибину шліфування, при якій виконується нерівність

$$0,98[P_y] < P_y < 1,00[P_y]. \quad (6.12)$$

Використовуючи дані розрахунку за формулою (6.12), закономірність зміни глибини шліфування $t_{\phi 1}$ у часі оброблення τ у результаті процесу зношування зерен опишемо виразом вигляду

$$t_{\phi 1}(\tau) = t_{ycm1} + \Delta t_1 \cdot \exp(\alpha_1 \tau), \quad (6.13)$$

де t_{ycm1} – стала глибина шліфування, яка встановилася під час оброблення і надалі практично не змінюється;

t_0 – вихідна глибина шліфування рельєфом, параметри якого сформовані після електроерозійної правки круга;

$\Delta t_1 = t_0 - t_{ycm1}$ – амплітуда зниження глибини шліфування;

α_1 – емпіричний коефіцієнт.

Сталу глибину шліфування та вихідну глибину шліфування визначимо, використовуючи розрахункові дані, отримані за допомогою математичної моделі процесу плоского шліфування за пружною схемою з використанням програм для ПЕОМ (див. рис. 6.1, 6.2), а значення коефіцієнта α_1 – обробкою розрахункових даних методом найменших квадратів.

Зміну в часі фактичної глибини шліфування t_{ϕ} при обробленні за пружною схемою у випадку спільної дії на різальну здатність РПК процесів засало-

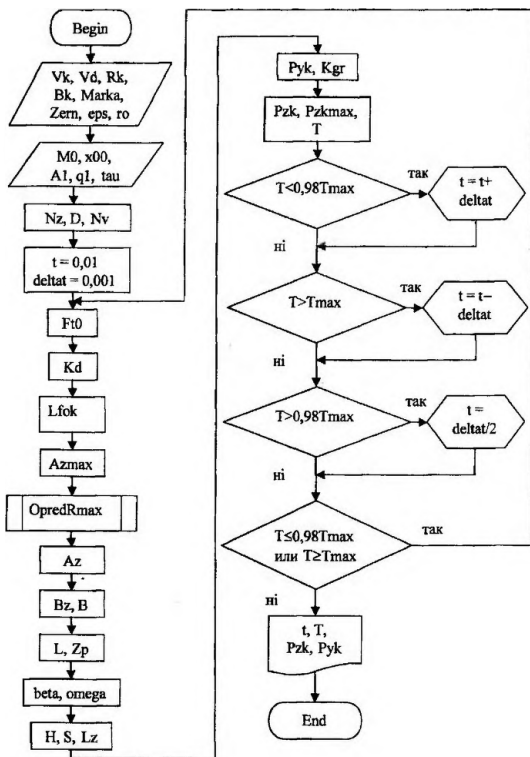


Рис. 6.1. Блок-схема програми визначення вихідної глибини шліфування t_0 за пружною схемою з постійною силою P_y

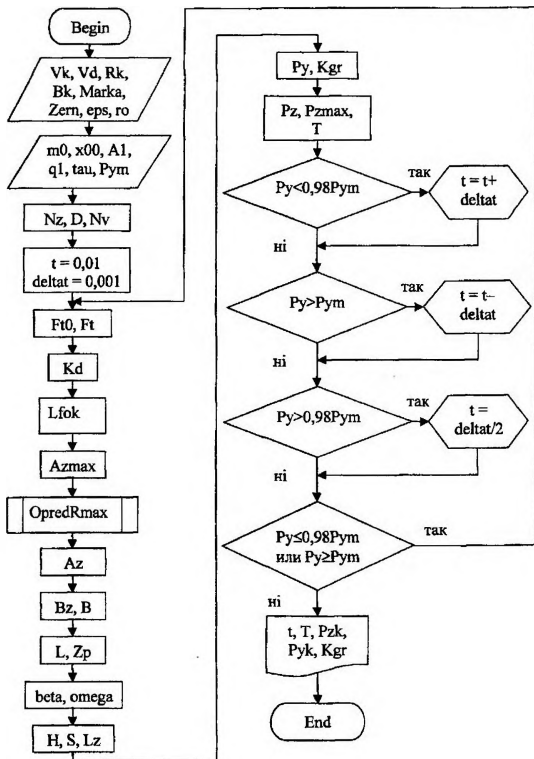


Рис. 6.2. Блок-схема програми визначення поточної фактичної глибини шліфування t_f за пружною схемою з постійною силою P_p

вання міжзеренного простору і зношування зерен опишемо рівнянням, аналогічним (6.13). У загальному вигляді залежність глибини шліфування від часу оброблення в цьому випадку може бути представлена в такий спосіб:

$$t_{\phi 2}(\tau) = t_{ycm2} + \Delta t_2 \cdot \exp(\alpha_2 \tau), \quad (6.14)$$

де величини мають той же фізичний зміст, що й у рівнянні (6.13).

Параметри рівняння (6.14), яке відображає спільну дію на фактичну глибину шліфування процесів засалювання міжзеренного простору та зношування зерен, визначаються експериментальним шляхом і наведені в нашій роботі [88].

Для того щоб залежність (6.14) можна було використовувати не тільки з початку координат, де $\tau = 0$, а і з будь-якого іншого моменту часу, коли почнеться зміна різальної здатності круга у результаті спільної дії процесів засалювання міжзеренного простору РПК та зношування зерен, переведемо її в безрозмірний вигляд, поділивши рівняння (6.14) на величину t_0 :

$$\frac{t_{\phi 2}}{t_0} = \frac{t_{ycm2}}{t_0} + \frac{\Delta t_2}{t_0} \exp(\alpha_2 \tau).$$

У результаті одержимо рівняння для безрозмірної поточної фактичної глибини шліфування $\hat{t}_{\phi 2}$:

$$\hat{t}_{\phi 2} = \hat{t}_{ycm2} + \hat{\Delta t}_2 \cdot \exp(\alpha_2 \tau), \quad (6.15)$$

де $\hat{t}_{ycm2}$ – безрозмірна стала глибина шліфування;

$\hat{\Delta t}_2 = 1 - \hat{t}_{ycm2}$ – безрозмірна амплітуда зниження глибини шліфування внаслідок зниження різальної здатності круга.

Виконаємо дослідження зміни в часі поточної фактичної глибини шліфування t_{ϕ} при обробленні за пружною схемою з постійною радіальною силою P_r (див. рис. 2.9).

Значення фактичної глибини шліфування в різні періоди оброблення, а також значення параметрів P_z , P_y , K_w і T_y у процесі шліфування за пружною схемою розрахуємо для випадку, коли зниження різальної здатності круга викликане зношуванням зерен.

Розрахунки виконаємо для умов плоского врізного шліфування швидко-різальної сталі Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01. Параметри зерен: діаметр кульової моделі $d = 132$ мкм, кут загострення $\epsilon = 91^\circ$, радіус округлення вершини $\rho = 6,69$ мкм для моделі у вигляді конуса з округленою вершиною; параметри розподілу різновисотності зерен після електроерозійної правки, який описується законом Вейбулла: $m = 2,23$, $x_0 = 2946$. Режим оброблення: $V_k = 35$ м/с, $V_d = 6$ м/хв. Фізико-механічні властивості сталі Р6М5Ф3:

коефіцієнт температуропровідності $a = 4,1 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$, коефіцієнт теплопровідності $\lambda = 19,5 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$, критичне значення температури, вище якої відбуваються фазово-структурні перетворення в оброблюваному матеріалі $T_{\text{кр}} = 815 \text{ К}$.

Припустимо значення радіальної сили становило $[P_r] = 80 \text{ Н}$ при максимальній розрахованій температурі на поверхні різання $T = 813 \text{ К}$, яка гарантує відсутність фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі заготовки.

Отримана в результаті розрахунків закономірність зміни фактичної глибини шліфування під час оброблення характеризує вплив на різальну здатність круга тільки процесу зношування зерен.

Результати розрахунків (рис. 6.3), дозволяють зробити наступні висновки:

- із збільшенням часу оброблення поточна фактична глибина різання $t_{\text{ф}}$ зменшується (крива 1);

- температура на поверхні різання в будь-який момент часу оброблення не перевищує критичного значення $T_{\text{кр}}$ (крива 5).

Якщо зменшення $t_{\text{ф}}$ зі збільшенням часу оброблення прогнозувалося і пояснюється погіршенням різальної здатності РІК за рахунок утворення площадок контакту на задніх поверхнях зерен, а також за рахунок збільшення кількості контактуючих зерен унаслідок зменшення їх різновисотності (що приводить до зменшення коефіцієнта шліфування (крива 4 на рис. 6.4)), то на аналізі причин закономірності зміни температури на поверхні різання (крива 5) зупинимося більш докладно.

Для цього проаналізуємо формулу для розрахунку температури на поверхні різання (6.1). З формули витікає, що температура залежить від величини тангенціальної складової P_t , а також від глибини шліфування, яка впливає на умови теплообміну через площу зони контакту S (формула (6.9)) і безрозмірну напівширину джерела тепла H , яка визначається за формулою [89]

$$H = \frac{V_0 \sqrt{D_s t_{\text{ф}}}}{2a \cdot 2} \quad (6.16)$$

Оскільки зі збільшенням t при шліфуванні з постійною P_r (крива 2) складова P_t зменшується (крива 3), то кількість тепла, що виділилося, теж зменшується, що буде сприяти пропорційному зниженню температури на поверхні різання T . Зменшення безрозмірної напівширини джерела тепла H також викличе зменшення температури T у $\sqrt[4]{t_{\text{ф}}}$ разів. І, навпаки, тільки зменшення S у $\sqrt{t_{\text{ф}}}$ разів буде сприяти збільшенню T .

У результаті сумарної дії цих факторів на температуру та переважного впливу параметрів P_t і H температура на поверхні різання зі збільшенням часу оброблення буде знижуватися.

Шліфування з постійною силою P_r можливо реалізувати за двома схемами (рис. 6.4, а, б). За першою схемою (рис. 6.4, а) круг пружно підтискається до заготовки, за другою (рис. 6.4, б) – положення осі круга жорстко зафіксоване

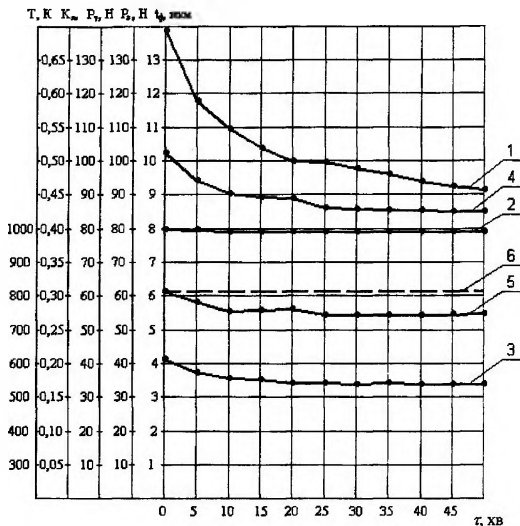


Рис. 6.3. Зміна температури на поверхні різання та параметрів оброблення швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 при плоскому врізному алмазному шліфуванні з постійною радіальною силою $[P_r] = 80 \text{ Н}$

- 1 – поточна фактична глибина шліфування t_{ϕ} ;
- 2 – складова сила різання P_y ;
- 3 – складова сила різання P_z ;
- 4 – коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$;
- 5 – температура поверхні різання T ;
- 6 – температура порогу фазово-структурних перетворень

відносно оброблюваної поверхні. Зміна різальної здатності РГК у процесі оброблення в першій схемі компенсується зміною величини h , що веде до зменшення фактичної глибини шліфування t_{ϕ} , у другий – зменшенням подовжньої швидкості столу V_{ϕ} .

Визначимо закон зміни в часі поточної фактичної глибини шліфування t_{ϕ} при обробленні з постійною тангенціальною силою P_z за першою схемою.

Припустимо значення параметра обробки P_z установимо, виходячи з тих же умов і допущень, що і припустимо значення радіальної сили P_y . Нерівність (6.10) з урахуванням (6.5) вирішимо за програмою, аналогічною представлений на рис. 6.2, для зазначених раніше умов і режимів шліфування. Початкова глибина шліфування складала $t_0 = 13,88$ мкм, припустимо значення тангенціальної складової $[P_z] = 40$ Н при максимальній розрахованій температурі поверхні різання $T = 813$ К.

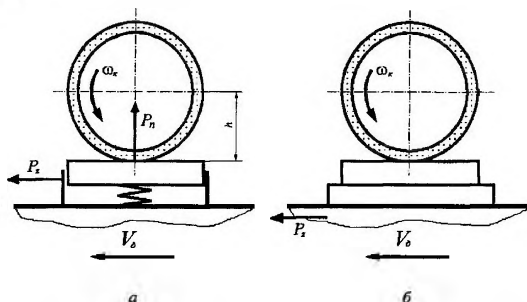


Рис. 6.4. Схеми оброблення з постійною тангенціальною силою P_z
 а – $P_z, V_{\phi}, P_n = \text{const}, t_{\phi} = \text{var}$; б – $P_z, t_{\phi} = \text{const}, V_{\phi}, P_y = \text{var}$

Потім для різних відрізків часу оброблення за програмою, аналогічною представлений на рис. 6.2, розрахуємо поточну фактичну глибину шліфування t_{ϕ} , при якій виконується нерівність

$$0,98[P_z] < P_z < 1,00[P_z], \quad (6.17)$$

а також визначимо параметри оброблення P_z, P_y, K_{ω} і T (рис. 6.5).

Як витікає з приведених даних, фактична глибина шліфування зменшується зі збільшенням часу оброблення якісно аналогічно шліфуванню з постійною силою P_y , чого не можна сказати про максимальну температуру на поверх-

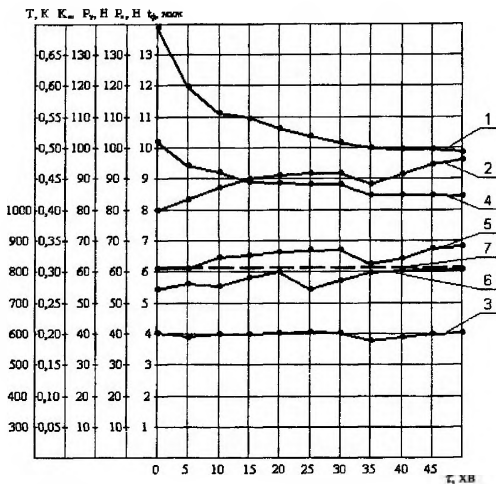


Рис. 6.5. Зміна температури поверхні різання та параметрів оброблення швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 при плоскому візному алмазному шліфуванні з постійною тангенціальною силою $[P_n] = 40$ Н

- 1 – поточна фактична глибина шліфування t_ϕ ;
- 2 – складова сила різання P_n ;
- 3 – складова сила різання P_n ;
- 4 – коефіцієнт шліфування $K_{ш}$;
- 5 – температура на поверхні різання T ;
- 6 – температура на поверхні різання при шліфуванні з постійною силою P_n , яка визначена за характеристиками рельєфу круга, що стабілізувався;
- 7 – температура порогу фазово-структурних перетворень

ні різання. Уже після 5 хвилин оброблення її величина починає перевищувати критичну, що призведе до появи фазово-структурних перетворень в обробленій поверхні заготовки, тобто до погіршення її якості.

Розглянемо причини виявлених закономірностей.

При обробленні з постійною силою P_z за першою схемою ($V_d = \text{const}$, $t_\phi = \text{var}$) (див. рис. 6.4, а) зменшення t_ϕ призведе до зменшення температури в $\sqrt[4]{t_\phi}$ разів в результаті зменшення безрозмірної напівширини джерела тепла H у $\sqrt{t_\phi}$ рази і зменшення площі контакту S у $\sqrt{t_\phi}$ рази. Отже, відповідно до формули (6.1) вплив величини S , яка знаходиться в знаменнику формули, буде переважним, і максимальна температура на поверхні різання буде збільшуватися зі збільшенням часу оброблення.

При обробленні за другою схемою ($V_d = \text{var}$, $t_\phi = \text{const}$) (див. рис. 6.4, б) зменшення в часі швидкості столу V_d буде сприяти, з одного боку, збільшенню температури пропорційно зміні V_d , тому що величина V_d у формулі (6.1) знаходиться в знаменнику. З іншого боку, це приведе до зменшення температури, оскільки безрозмірна напівширина джерела тепла H , що знаходиться в чисельнику формули (6.1), зменшиться в $\sqrt{V_d}$ разів (див. формулу (6.16)). У результаті переваги безпосереднього впливу V_d на температуру на поверхні різання вона буде зростати.

Розглянемо зміну показників шліфування за пружною схемою у випадку, коли в якості параметра керування використовується температура на поверхні різання T , яка визначає поріг фазово-структурних перетворень ($T_{\text{ф}} = 815 \text{ K}$), а фактична глибина шліфування зі збільшенням часу оброблення t зменшується ідентично шліфуванню з постійною силою P_y (рис. 6.6).

При цьому складова P_z зі збільшенням часу оброблення має тенденцію до зменшення, а складова P_y – до збільшення. Відповідно до формули (6.1) зменшення P_z обумовлене зменшенням площі зони контакту заготовки з кругом S внаслідок зниження фактичної глибини шліфування (див. формулу (6.9)).

Порівнюючи розглянуті методи стабілізації вихідних технологічних показників якості оброблення при шліфуванні за пружною схемою, можна зробити наступні висновки:

- методи стабілізації вихідних технологічних показників з використанням параметрів P_y і T забезпечують необхідну якість за показниками фазово-структурного стану поверхневого шару протягом усього часу оброблення, при цьому керування процесом шліфування по параметру P_y може бути реалізоване конструктивно простіше;

- при використанні в якості параметра керування обробленням постійної складової P_z , величина якої визначена по характеристиках РПК, сформованих під час правки, не забезпечується сталість якості оброблення.

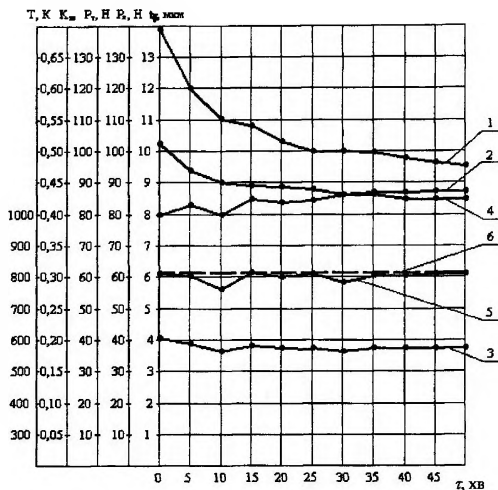


Рис. 6.6. Зміна температури на поверхні різання і параметрів оброблення швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 при плоскому візному алмазному шліфуванні з постійною температурою $T = 815 \text{ K}$

- 1 – поточна фактична глибина шліфування $t_{ф}$;
- 2 – складова сила різання P_y ;
- 3 – складова сила різання P_x ;
- 4 – коефіцієнт шліфування $K_{ш}$;
- 5 – температура на поверхні різання T ;
- 6 – температура порогу фазово-структурних перетворень

Відзначений недолік керування процесом за допомогою параметра P_z можна усунути, визначаючи значення P_z за характеристиками РПК у період їх стабілізації (після 15-30 хв оброблення).

У підтвердження сказаному з використанням нерівності (6.10) і формули (6.5) за методикою, аналогічною використаним раніше, визначимо припустиме значення тангенціальної складової $[P_t] = 37$ Н за параметрами рельєфу, сформованими після 20 хвилин оброблення. При цьому максимальна розрахункова температура поверхні різання дорівнює $T = 800$ К.

Розраховану для цього значення P_z поточну фактичну глибину шліфування, яка задовольняє нерівності (6.17) у різні моменти часу оброблення, використовували для визначення максимальної температури поверхні різання на заготовці (крива 6 на рис. 6.5). Відповідно до отриманого графіка, максимальна температура в будь-який момент часу не перевищує її критичного значення. Однак у цьому випадку вихідне значення фактичної глибини шліфування $t_0 = 13,25$ мкм трохи менше, ніж при керуванні процесом за допомогою параметрів P_z і T (у цих випадках $t_0 = 13,88$ мкм), що призведе до зниження продуктивності шліфування.

Таким чином, для подальших досліджень показників оброблення за пружною схемою приймаємо спосіб стабілізації вихідних технологічних показників процесу шліфування з підтримкою постійною радіальної складової сили різання P_y .

6.2 Вплив часу оброблення на поточну фактичну глибину різання і об'єм зшліфованого матеріалу при шліфуванні за пружною схемою з постійною силою підтиску заготовки до круга

6.2.1 Вплив часу оброблення на фактичну глибину шліфування за пружною схемою в результаті процесу зношування зерен та спільної дії процесів засалювання міжзеренного простору і зношування зерен

Для математичного опису закономірності зміни поточної фактичної глибини шліфування t_ϕ під час оброблення τ у результаті процесу зношування зерен використовували формулу (6.13). Сталу $t_{\text{зерт}}$ і вихідну t_0 глибину шліфування визначали з використанням математичної моделі процесу за даними розрахунку, які представлені кривою 1 на рис. 6.3. Значення коефіцієнта α_1 розраховуємо методом найменших квадратів [57].

Відповідне рівняння регресії при постійній силі $P_y = 80$ Н має вигляд

$$t_{\phi 1} = 9 + 4,88 \exp(-0,07\tau). \quad (6.18)$$

Зміну фактичної глибини шліфування в залежності від часу оброблення, обумовлену спільною дією процесів засалювання міжзеренного простору та

зношування зерен, досліджували експериментально. Зразки з загартованої швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 обробляли за пружною схемою з постійною силою $P_n = 80$ Н (див. рис. 2.9) алмазним шліфувальним кругом 1А1 250×7615×5 АС6-100/80-4-М2-01.

Перед початком оброблення круг правили електроерозійним методом з підведенням технологічного струму в зону різання (режими правки див. у табл. 2.8). Як джерело технологічного струму використовувався блок електроживлення моделі ИГТ-35. При правці анодом був шліфувальний круг, катодом – чавунний електрод-інструмент. Оброблення здійснювалося на режимах, наведених у табл. 2.9. Охолодження – 0,3 %-вий водяний розчин кальцинованої соди.

Вибіркові середні значення поточної фактичної глибини шліфування, її середні квадратичні відхилення і дисперсії для об'єднаних (після встановлення їх однорідності) результатів дослідів наведені в табл. 6.1, а довірчі інтервали поточної фактичної глибини шліфування і об'єму зшліфованого матеріалу – у табл. 6.2. Перевірка однорідності вибірок значень фактичної глибини шліфування, дисперсійний аналіз експериментальних даних і розрахунков довірчих інтервалів виконували за відомими методиками [57, 90].

Для виведення залежності (6.14), яка описує закономірність зміни поточної фактичної глибини шліфування t_{ϕ} під час оброблення τ при сумарній дії процесів зношування та засалювання, які призводять до зниження різальної здатності РПК, використовуємо визначені експериментальним шляхом середні значення поточної фактичної глибини шліфування в різні моменти часу оброблення (див. табл. 6.1).

Сталу $t_{\text{уст}2}$ і вихідну t_0 глибину шліфування в рівнянні (6.14) визначимо за експериментальними даними (див. табл. 6.1), а значення коефіцієнта α_2 – методом найменших квадратів.

Рівняння регресії для вказаних вище умов і режимів шліфування має вигляд

$$t_{\phi 2} = 0,18 + 14,13 \exp(-0,118\tau). \quad (6.19)$$

З порівняння залежностей (6.18) і (6.19) з урахуванням довірчого інтервалу поточної фактичної глибини шліфування (див. табл. 6.2) видно, що вихідна глибина шліфування, визначена розрахунковим шляхом за формулою (6.18) в початковий момент часу оброблення ($t_{\phi 1} = 13,88$ мкм), попадає в довірчий інтервал експериментально встановленої вихідної глибини шліфування в той же момент ($t_{\phi 2} = 14,31 \pm 2,78$ мкм). Це підтверджує обґрунтованість допущень, прийнятих при виведенні рівняння (6.18) і адекватність математичної моделі процесу шліфування за пружною схемою.

Таблиця 6.1. Статистичні характеристики висоти шару шліфованого матеріалу Δh і фактичної глибини шліфування t_ϕ для об'єднаних дослідів при обробленні зразків із швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 кругом ІА1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01

Час шліфування τ , хв	Вибіркове середнє, мкм		Середнє квадратичне відхилення, мкм		Дисперсія, мкм ²	
	Δh	t_ϕ	$S_{\Delta h}$	S_{t_ϕ}	$S_{\Delta h}^2$	$S_{t_\phi}^2$
1	358	14,31	19,26	0,77	371,1	0,594
5	914	9,14	87,51	0,88	7658,3	0,766
10	636	5,09	28,97	0,23	839,1	0,054
15	333	2,66	25,07	0,20	628,4	0,040
30	324	0,86	32,92	0,09	1083,8	0,008
45	257	0,68	155,87	0,42	24290,7	0,173
60	91	0,24	30,42	0,08	925,5	0,007

Таблиця 6.2. Довірчі інтервали фактичної глибини шліфування t_ϕ і об'єму шліфованого матеріалу V_m при обробленні зразків із швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 кругом ІА1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01

Час шліфування τ , хв	Середнє квадратичне відхилення середньої глибини шліфування S_{t_ϕ} , мкм	Фактична глибина шліфування t_ϕ , мкм	Середнє квадратичне відхилення середнього об'єму шліфованого матеріалу S_{V_m} , мм ³	Об'єм шліфованого матеріалу V_m , мм ³
1	1,08	14,31±2,78	79	1052±203
5	0,270	9,14±0,69		2686±203
10	0,216	5,09±0,55		1871±203
15	0,216	2,66±0,55		979±203
30	0,072	0,86±0,19		952±203
45	0,072	0,68±0,19		755±203
60	0,072	0,24±0,19		269±203

6.2.2 Вплив часу оброблення за пружною схемою на об'єм зшліфованого матеріалу

У випадку плоского врізного шліфування за пружною схемою загальний об'єм зшліфованого матеріалу за час τ визначається за формулою, запропонованою нами в роботі [91]

$$V_M = S_{\text{шліф}} \int_0^{\tau} t_{\phi}(\tau) d\tau. \quad (6.20)$$

У рівнянні (6.20) коефіцієнт перед інтегралом становить собою площу оброблюваної поверхні заготовки в одиницю часу:

$$S_{\text{шліф}} = \frac{B_{\phi} L_{\phi} \cdot 1000 V_{\phi}}{L_{\phi} + 2l_{\text{пер}}}. \quad (6.21)$$

де V_{ϕ} – подовжня швидкість столу, м/хв;

$l_{\text{пер}}$ – величина перебігу шліфувального круга, мм.

Отримане нами рівняння (6.18) дозволяє за формулою (6.20) розраховувати об'єм зшліфованого матеріалу у випадках, коли зниження різальної здатності круга обумовлене процесом зношування зерен та коли інтенсивність видалення продуктів засалювання в процесі електроерозійних керуючих дій перевищує інтенсивність процесу засалювання круга. Рівняння (6.19) разом із залежністю (6.18) дає можливість розраховувати за формулою (6.20) об'єм зшліфованого матеріалу у випадку, коли інтенсивність видалення продуктів засалювання з РГК менше, ніж інтенсивність процесу засалювання круга.

Проаналізуємо зміну в часі об'єму зшліфованого матеріалу, розрахованого за формулою (6.20) з використанням математичної моделі процесу шліфування за пружною схемою, та об'єму, визначеного експериментально при спільній дії процесів засалювання міжзеренного простору круга та зношування зерен.

Визначимо значення коефіцієнта перед інтегралом у формулі (6.20). Розміри оброблюваної заготовки $B_{\phi} = 15$ мм, $L_{\phi} = 196$ мм. Подовжня швидкість столу $V_{\phi} = 6$ м/хв, величина перебігу $l_{\text{пер}} = 10$ мм. З урахуванням цих даних за формулою (6.21) одержимо

$$S_{\text{шліф}} = \frac{15 \cdot 196 \cdot 1000 \cdot 6}{196 + 2 \cdot 10} = 81667 \text{ мм}^2/\text{хв}.$$

Підставивши значення $S_{\text{шліф}}$ і рівняння (6.18) у формулу (6.20), одержимо залежність для розрахунку об'єму зшліфованого матеріалу у випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене процесом зношування зерен

$$V_m = 81667 \cdot 10^3 \int_0^T [9 + 4,88 \exp(-0,07\tau)] d\tau. \quad (6.22)$$

Використовуючи формулу (6.22), побудуємо графік зміни в часі оброблення об'єму матеріалу, зшліфованого за 1 хвилину, тобто продуктивності процесу шліфування, для зазначених умов і порівняємо його з експериментальним графіком, побудованим за даними табл. 6.2 (рис. 6.7).

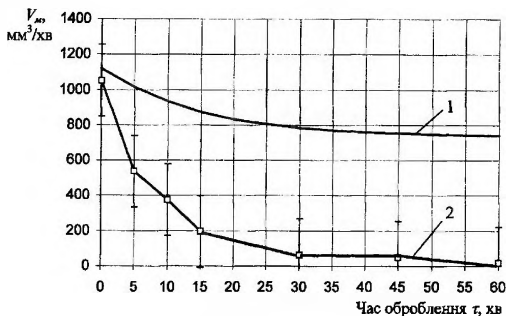


Рис. 6.7. Продуктивність шліфування при обробленні за пружною схемою зразка із сталі Р6М5Ф3 кругом 1АІ 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01:

- 1 – при дії на різальну здатність круга процесу зношування зерен
- 2 – при дії на різальну здатність круга процесів зношування зерен та засалювання міжзеренного простору

З наведених графіків видно, що в початковий момент часу об'єм видаленого за 1 хвилину матеріалу, який розрахований з використанням математичної моделі процесу шліфування за пружною схемою, попадає в довірчий інтервал експериментальної точки, що підтверджує адекватність запропонованої моделі процесу. Разом з тим уже через 10 хвилин оброблення продуктивність шліфування при спільній дії на різальну здатність круга процесів зношування зерен та засалювання міжзеренного простору стає в 3 рази меншою, ніж при впливі на

різальну здатність круга тільки процесу зношування зерен. Це говорить про переважну роль в зниженні різальної здатності круга при обробленні ванадієвих сталей процесу засалювання міжзеренного простору. Так, через 30 хвилин обробки об'єм матеріалу, що видаляється, стабілізується на досить низькому рівні (нижче вихідного в 12-15 разів), причому зменшення за рахунок зношування зерен становить 30%, а інше – за рахунок засалювання міжзеренного простору [88, 92].

Можна припустити, що в цей момент часу, коли продуктивність шліфування стабілізується на певному рівні, продуктами засалювання заповнюється весь об'єм міжзеренного простору. При цьому круг фактично втрачає різальну здатність.

6.3 Вплив сили підтиску заготовки до круга і часу шліфування за пружною схемою на питому витрату алмазів

6.3.1 Вплив сили підтиску заготовки до круга на питому витрату алмазів

Для визначення складової собівартості шліфування $I_{\text{хв}}$, яка характеризує витрати на інструмент, необхідно установити, від яких факторів залежать при обробленні витрати алмазів. Зміну маси витрачених алмазів у залежності від сили підтиску круга досліджували експериментальним способом за методикою, викладеною в роботі [41].

Зразки з загартованої швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 оброблялися за пружною схемою з постійною силою P_n (див. рис. 2.9) алмазним шліфувальним кругом 1А1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01.

Перед початком оброблення круг правили електроерозійним методом з підведенням технологічного струму в зону різання. Як джерело технологічного струму використовувався блок електроживлення моделі ИГТ-35. Режими правки наведені в табл. 2.8, а режими оброблення – у табл. 2.9. Шліфування виконувалося при трьох значеннях сили підтиску зразка до круга: $P_n = 40, 60$ і 80 Н. При правці анодом був шліфувальний круг, катодом – електрод-інструмент. Охолодження – 0,3 %-вий водяний розчин кальцінованої соди.

Масу витрачених алмазів розраховували, використовуючи формулу

$$M_a = \frac{0,878 \cdot V_{\text{ас}} \cdot K}{100}, \quad (6.23)$$

де 0,878 – маса алмазів у 1 мм^3 алмазовмісного шару при 100%-вій відносній концентрації алмазів, мг;

$V_{\text{ас}}$ – об'єм видаленого алмазовмісного шару, мм^3 ;

K – відносна концентрація алмазів, %.

Вибіркові середні значення маси витрачених алмазів, розраховані за формулою (6.23), і її вибіркові дисперсії наведені в табл. 6.3.

Дані про масу витрачених алмазів (див. табл. 6.3) і об'єм видаленого в процесі шліфування оброблюваного матеріалу (див. табл. 6.2) використовуємо для визначення інтенсивності питомої витрати алмазів при різних значеннях сили підтиску заготовки до круга. Залежності інтенсивності питомої витрати алмазів від часу оброблення для трьох значень сили підтиску зразка до круга наведені на рис. 6.8.

Таблиця 6.3. Вплив сили підтиску заготовки до круга на вибіркові середні значення та вибіркові дисперсії маси витрачених алмазів при обробленні кругом 1A1 250×76×15×5 AC6-100/80-4-M2-01

Час шліф. τ , хв	Сила підтиску заготовки до круга					
	$P_n = 40 \text{ Н}$		$P_n = 60 \text{ Н}$		$P_n = 80 \text{ Н}$	
	$\bar{M}_a$, мг	$S^2_{M_a}$, мг ²	$\bar{M}_a$, мг	$S^2_{M_a}$, мг ²	$\bar{M}_a$, мг	$S^2_{M_a}$, мг ²
1	76,34	114,25	131,32	2476,38	143,38	7513,21
5	86,21	5140,79	117,16	14661,13	135,01	8605,89
10	31,74	301,30	82,40	912,33	23,61	480,83
15	49,97	1866,86	29,61	230,72	36,27	545,80
30	45,46	982,07	55,36	154,38	47,86	2401,57
45	65,83	656,50	22,32	67,30	6,22	209,33

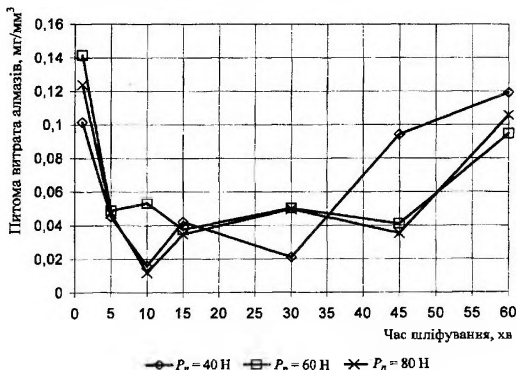


Рис. 6.8. Вплив часу оброблення на питому витрату алмазів при різних силах підтиску заготовки до шліфувального круга

З приведених графіків видно, що питома витрата алмазів в інтервалі 1-10 хвилин зменшується (за рахунок зменшення випадання зерен зі зв'язки), потім стабілізується (10-45 хвилин) і знову збільшується в період 45-60 хвилин оброблення (внаслідок зменшення різальної здатності РПК в цей період). Вона мало залежить від сили підтиску зразка до круга і може бути прийнятою у розрахунках постійною протягом періоду з 10 до 45 хвилин оброблення.

6.3.2 Середня інтенсивність зносу круга при алмазному шліфуванні

Інтенсивність зносу круга (табл. 6.4) визначимо при різних значеннях сили P_n для двох випадків: у середньому за 60 хвилин шліфування і за 50 хвилин, виключивши з розгляду перші 10 хвилин оброблення, коли відбувається видалення сильно виступаючих і відносно слабо закріплених у зв'язці зерен.

Дані табл. 6.4 свідчать про можливість виключення перших 10 хвилин оброблення при визначенні інтенсивності зносу круга, оскільки облік цього періоду процесу шліфування призвів би до істотного завищення середньої інтенсивності витрати алмазовмісного шару при шліфуванні у випадку, коли продукти засалювання при керуючих електроерозійних діях видаляються з міжзеренного простору менш інтенсивно, ніж відбувається його засалювання.

Таблиця 6.4. Середня інтенсивність зносу круга 1А1 250×76×15×5
АС6-100/80-4-М2-01 при різній силі підтиску заготовки
до круга

Сила підтиску заготовки до круга, Н	Маса витрачених алмазів за 60 хв, мг	Інтенсивність зносу круга протягом 60 хв, мг/хв	Маса витрачених алмазів без перших 10 хв, мг	Інтенсивність зносу круга без перших 10 хв, мг/хв
40	388,79	6,48	194,5	3,89
60	459,19	7,65	128,31	2,57
80	422,83	7,05	120,83	2,42

6.4 Вплив часу відновлення РПК на питому собівартість шліфування

6.4.1 Залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК внаслідок процесу зношування зерен

При визначенні собівартості оброблення за пружною схемою розрахунки вартісних показників провадилися в цінах за станом на 1 січня 1998 р. Елементи собівартості визначалися із застосуванням довідкових даних [93, 94].

Питома собівартість шліфування для випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене тільки процесом зношування алмазних зерен, має такий вигляд [95]:

$$C_{\text{шт}} = \frac{a_1 \tau_{\text{від}} + a_2 \tau_{\text{від}} + a_3 \tau_{\text{від}} + a_4 \tau_{\text{від}} + a_5 \tau_{\text{від}} K_{\text{ш}} + b_1 + b_2}{V_{\text{ш}}}, \quad (6.24)$$

де $a_1 - a_5, b_1, b_2$ – постійні коефіцієнти, які характеризують застосоване обладнання і інструмент, геометричні розміри оброблюваної заготовки, режими оброблення, вартість технологічної електроенергії і алмазів та інші параметри процесу оброблення;

$\tau_{\text{від}}$ – час відновлення РПК за рахунок електроерозійних керуючих дій.

Розрахунки значень коефіцієнтів $a_1 - a_5, b_1, b_2$ у виразі (6.24) з використанням відповідних формул [95] наведені в роботі [96].

Залежність коефіцієнта шліфування від часу оброблення для круга АС6-100/80-4 М2-01 може бути представлена формулою, отриманою методом найменших квадратів за експериментальними даними (див. рис. 6.4) аналогічно введенню формули (6.18):

$$K_{\text{ш}}(\tau) = 0,389 + 0,119 \exp(-0,161 \tau). \quad (6.25)$$

Підставимо значення коефіцієнтів $a_1 - a_5, b_1, b_2$ і вираз (6.25) у формулу (6.24) і одержимо собівартість алмазного шліфування з керуванням параметрами РПК за час $\tau_{\text{від}}$ у випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене тільки процесом зношування алмазних зерен:

$$C_{\text{шт}} = 0,0092 \tau_{\text{від}} + 0,0211 \tau_{\text{від}} + 0,0133 \tau_{\text{від}} + 0,0022 \tau_{\text{від}} + 0,0064 \tau_{\text{від}} [0,389 + 0,119 \exp(-0,161 \tau_{\text{від}})] + 0,009 + 6,25. \quad (6.26)$$

Об'єм зшліфованого матеріалу визначимо за формулою (6.22), підставивши в неї (6.18) і значення коефіцієнта $S_{\text{шт}}$ (формула (6.21)):

$$V_{\text{ш}} = 81,667 \int_0^{\tau_{\text{від}}} (9 + 4,88 \exp(-0,07\tau)) d\tau. \quad (6.27)$$

З урахуванням (6.26) і (6.27) залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК $\tau_{\text{від}}$ у випадку, коли зниження різальної здатності обумовлене процесом зношування зерен, для зазначених раніше умов і режимів оброблення описується виразом наступного вигляду:

$$C_{\text{плт}} = \frac{0,0092\tau_o + 0,0211\tau_o + 0,0133\tau_o + 0,0022\tau_o + 0,0064\tau_o(0,389 + 0,119\exp(-0,161\tau_o)) + 0,009 + 6,25}{81,667 \int_0^{\tau_o} (9 + 4,88\exp(-0,07\tau)) d\tau} \quad (6.28)$$

Графік залежності (6.28) наведений на рис. 6.9.

$C_{\text{плт}}$, г/мм³

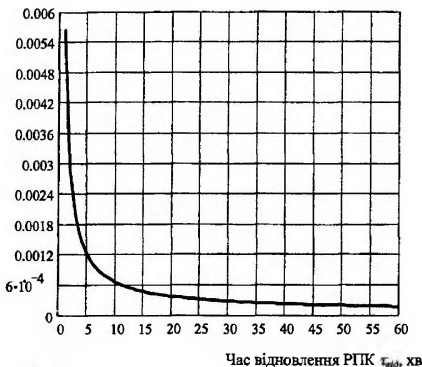


Рис. 6.9. Вплив часу відновлення РПК на питому собівартість шліфування у випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене процесом зношування зерен

З рис. 6.9 видно, що залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК не має мінімуму. Це значить, що у випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене зношуванням зерен, а контактування зв'язки з поверхнею різання відсутнє, різальна здатність РПК протягом 60 хвилин оброблення зберігається настільки високою, що видаляти зношені зерна з робочої поверхні круга немає необхідності. Отже, при шліфуванні інструментальних ванадієвмісних сталей для забезпечення стабільної різальної здатності РПК доцільно не допускати засалювання міжзеренного простору, тим самим виключивши контактування зв'язки з поверхнею різання.

Таким чином, при пошуку мінімуму питомої собівартості шліфування необхідно розглядати закономірність утрати із перебігом часу оброблення різальної здатності РПК, обумовленої сумарною дією процесів зношування зерен і засалювання міжзеренного простору.

6.4.2 Залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК внаслідок спільної дії процесів засалювання круга і зношування зерен

У випадку, коли різальна здатність круга змінюється від спільної дії процесів зношування зерен та засалювання круга з перевагою погіршення різальної здатності у результаті засалювання міжзеренного простору [88, 92], витрати на технологічну електроенергію і витрати алмазів будуть залежати від співвідношення інтенсивності видалення засаленого шару та інтенсивності засалювання.

Інтенсивність видалення засаленого шару

$$P_2 = V_{\text{зс max}} / \tau_{\text{від}} \quad (6.29)$$

де $V_{\text{зс max}}$ – максимальний обсяг засаленого шару на поверхні круга при сталому рельєфі круга в умовах стабілізації різновисотного положення зерен, мм^3 ;

$\tau_{\text{від}}$ – час відновлення РПК, що відповідає часу видалення засаленого шару об'ємом $V_{\text{зс max}}$, хв.

Максимальний об'єм засаленого шару визначається з умови повного заповнення всього об'єму міжзеренного простору РПК

$$V_{\text{зс max}} = 10^{-3} \cdot H \cdot \pi D_{\text{к}} B_{\text{к}} (1 - K_{\text{за}}), \quad (6.30)$$

де H – висота рельєфу круга, який стабілізувався, мм ;

$K_{\text{за}}$ – коефіцієнт заповнення рельєфу робочої поверхні круга алмазними зернами.

Якщо розподіл різновисотності зерен описується законом Вейбулла [54], то висоту рельєфу круга визначимо за значенням інтегральної функції розподілу, яке дорівнює 0,95:

$$H = (-x_0 \ln 0,05)^{\frac{1}{m}}, \quad (6.31)$$

де x_0 , m – параметри ймовірнісного розподілу різновисотностей зерен за законом Вейбулла.

Виходячи з установленого факту [43], що на РПК залишається 50% алмазних зерен, які знаходилися в матриці алмазоносного шару,

$$K_{\text{за}} = \left(P_v - \frac{P_v}{2} \right) \frac{K}{100} = \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100}, \quad (6.32)$$

де P_v – об'ємна доля алмазів в алмазовмісному парі.

Таким чином, підставивши (6.31) і (6.32) у (6.30), одержимо:

$$V_{\text{зс max}} = 10^{-3} (-x_0 \ln 0,05)^{\frac{1}{m}} \pi D_{\kappa} B_{\kappa} \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100} \right). \quad (6.33)$$

Для визначення інтенсивності електроерозійних дій, використовуваних з метою видалення засаленого шару на РПК відповідно до формули (6.29), розраховуємо максимальний об'єм засаленого шару $V_{\text{зс max}}$ за формулою (6.33). Величину цього об'єму визначимо для рельєфу РПК, який стабілізувався та істотно відрізняється від вихідного рельєфу після правки, а також практично не змінюється протягом усього періоду обробки. Параметри розподілу Вейбулла для сталого після 30 хвилин шліфування рельєфу круга АС6 100/80-4-М2-01 становлять: $x_0 = 81,2$; $m = 1,45$. Після підстановки в (6.33) значень характеристик круга одержимо

$$V_{\text{зс max}} = 10^{-3} (-81,2 \ln 0,05)^{\frac{1}{1,45}} \cdot \pi \cdot 250 \cdot 15 \cdot \left(1 - \frac{0,25}{2} \right) \frac{100}{100} = 456 \text{ мм}^3.$$

У випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене спільною дією процесів зношування зерен та засалювання круга, питома собівартість видалення одного мм^3 оброблюваного матеріалу при $\tau_{\text{eid}} \leq \tau_{\text{зас}}$ визначиться в такий спосіб:

$$C_{\text{шт}} = \frac{a_1 \tau_{\text{eid}} + a_2 \tau_{\text{eid}} + a_3 \tau_{\text{eid}} + a_4 \tau_{\text{eid}} + a_5 \tau_{\text{eid}} K_{\text{ш}} + b_5 + b_6 \frac{\tau_{\text{зас}} - \tau_{\text{eid}}}{\tau_{\text{зас}}}}{V_{\text{ш}}}, \quad (6.34)$$

а при $\tau_{\text{eid}} > \tau_{\text{зас}}$ за рахунок додаткової правки

$$C_{\text{шт}} = \frac{a_1 \tau_{\text{eid}} + b_1 \frac{\tau_{\text{eid}}}{\tau_{\text{зас}}} - b_1 + a_2 \tau_{\text{eid}} + b_2 \frac{\tau_{\text{eid}}}{\tau_{\text{зас}}} - b_2 + a_3 \tau_{\text{eid}} + b_3 \frac{\tau_{\text{eid}}}{\tau_{\text{зас}}} - b_3 + a_4 \tau_{\text{eid}} + b_4 \frac{\tau_{\text{eid}}}{\tau_{\text{зас}}} - b_4 + a_5 \tau_{\text{eid}} K_{\text{ш}} + b_5 \frac{\tau_{\text{eid}}}{\tau_{\text{зас}}} + a_6 (\tau_{\text{eid}} - \tau_{\text{зас}})}{V_{\text{ш}}}, \quad (6.35)$$

де $a_1 - a_6$, $b_1 - b_6$ – постійні коефіцієнти, які за фізичним змістом, а частково і за значеннями відповідають коефіцієнтам рівняння (6.24).

Розрахунки значень коефіцієнтів $b_1 - b_6$, a_6 у виразах (6.34) і (6.35) наведені в роботі [96].

Після підстановки значень коефіцієнтів $a_1 - a_6$ і $b_1 - b_6$ разом з виразом (6.25) у формули (6.34) та (6.35), одержимо собівартість алмазного шліфування з керуванням параметрами РПК за час $\tau_{\text{шд}}$ у випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене спільною дією процесів засалювання круга та зношування алмазних зерен:

$$C_{\text{шт}} = 0,0092\tau_o + 0,0211\tau_o + 0,0133\tau_o + 0,0022\tau_o + \\ + 0,0064\tau_o(0,389 + 0,119\exp(-0,061\tau_o)) + 0,0052 + 2,6886 \frac{\tau_{\text{зас}} - \tau_o}{\tau_{\text{зас}}} \quad (6.36)$$

при $\tau_{\text{шд}} \leq \tau_{\text{зас}}$;

$$C_{\text{шт}} = 0,0092\tau_o + 0,1113 \frac{\tau_o}{\tau_{\text{зас}}} - 0,1113 + 0,0211\tau_o + 0,2539 \frac{\tau_o}{\tau_{\text{зас}}} - 0,2539 + \\ + 0,0133\tau_o + 0,1609 \frac{\tau_o}{\tau_{\text{зас}}} - 0,1609 + 0,0022\tau_o + 0,0270 \frac{\tau_o}{\tau_{\text{зас}}} - 0,0270 + \quad (6.37) \\ + 0,0064\tau_o(0,389 + 0,119\exp(-0,061\tau_o)) + 0,0052 \frac{\tau_o}{\tau_{\text{зас}}} + 0,0162(\tau_o - \tau_{\text{зас}})$$

при $\tau_{\text{шд}} > \tau_{\text{зас}}$.

Шліфування за пружною схемою пластичних матеріалів без здійснення керуючих дій на РПК, коли на різальну здатність РПК чинять вплив процеси засалювання міжзеренного простору та зношування зерен, можна розділити на два різних періоди часу, границею яких буде момент $\tau_{\text{зас}}$, коли засалений шар заповнить міжзеренний простір на РПК і круг практично втратить свою різальну здатність (рис. 6.10)). Тому об'єм зшліфованого матеріалу при шліфуванні таких матеріалів з електроерозійними керуючими діями на РПК необхідно визначати з урахуванням співвідношення часу видалення за допомогою керуючих дій продуктів засалювання об'ємом, рівним об'ємові межзеренного простору $V_{\text{мт}}$ (тобто часу відновлення РПК $\tau_{\text{шд}}$) з моментом часу $\tau_{\text{зас}}$.

Якщо $\tau_{\text{шд}} < \tau_{\text{зас}}$, то інтенсивність видалення продуктів засалювання перевищує інтенсивність процесу засалювання і кількість зшліфованого матеріалу буде визначатися різальними властивостями РПК, які змінюються внаслідок зносу зерен (точка *a* на рис. 6.10). Вищесказане відноситься і до випадку, коли $\tau_{\text{шд}} = \tau_{\text{зас}}$ (точка *b* на рис. 6.10). У зв'язку з цим у формулу (6.22) необхідно в обох випадках підставляти залежність (6.14).

Якщо $\tau_{\text{шд}} > \tau_{\text{зас}}$, то інтенсивність видалення продуктів засалювання з РПК менше, ніж інтенсивність процесу засалювання, і, відповідно, кількість зшліфованого матеріалу з моменту $\tau_{\text{зас}}$ буде визначатися сумарним впливом процесів

засалювання та зношування зерен. Для цих умов кількість зшліфованого матеріалу необхідно розраховувати, використовуючи залежності (6.13) і (6.15):

$$V_M = S_{\text{шліф}} \left(\int_0^{\tau_{\text{зас}}} t_{\phi 1}(\tau) d\tau + t_{\phi 1}(\tau_{\text{зас}}) \int_{\tau_{\text{зас}}}^{\tau} \hat{t}_{\phi 2}(\tau) d\tau \right). \quad (6.38)$$

Таким чином, об'єм зшліфованого матеріалу визначимо за формулами (6.22) та (6.38). Фактична глибина шліфування, яка визначена за формулою (6.13) у момент часу $\tau_{\text{зас}} = 30$ хв, становить

$$t_{\phi 1}(\tau_{\text{зас}}) = 9 + 4,88 \cdot \exp(-0,07 \cdot 30) = 9,60 \text{ мкм.}$$

Рівняння безрозмірної фактичної глибини шліфування (6.15) при обробленні кругом 1А1 250×76×15×5 АС6-100/80-4 М2-01 швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 має вигляд

$$\hat{t}_{\phi 2} = 0,0407 + 0,9593 \exp(-0,118 \tau). \quad (6.39)$$

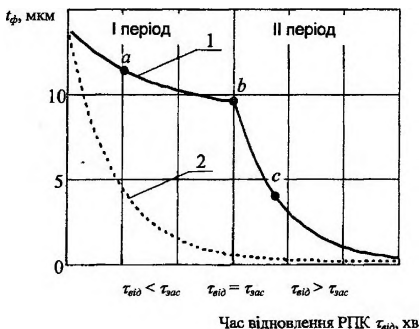


Рис. 6.10. Зміна фактичної глибини шліфування під час обробки за пружною схемою в результаті погіршення різальної здатності РПК, обумовленого:
1 – процесом зношування зерен; 2 – сумарною дією процесів зношування зерен і засалювання міжзереного простору

Підставимо значення коефіцієнта $S_{1, \text{мол}}$ (формула (6.21)), величини $t_{\phi 1}(\tau_{\text{зас}})$, а також вирази (6.18) і (6.39) у формули (6.22) та (6.38) і одержимо формули для розрахунку об'єму зшліфованого матеріалу:

$$V_{\text{м}} = 81,667 \int_0^{\tau_0} (9 + 4,88 \exp(-0,07\tau)) d\tau \quad (6.40)$$

при $\tau_{\text{сшд}} \leq \tau_{\text{зас}}$:

$$V_{\text{м}} = 81,667 \left(\int_0^{30} (9 + 4,88 \exp(-0,07\tau)) d\tau + 9,60 \int_{30}^{\tau_0} (0,0407 + 0,9593 \exp(-0,118\tau)) d\tau \right)$$

при $\tau_{\text{сшд}} > \tau_{\text{зас}}$. (6.41)

З урахуванням (6.40) і (6.41) залежність питомої собівартості шліфування від часу відновлення РПК, яка обумовлена сумарною дією процесів засалювання круга та зношування зерен, для вказаних умов і режимів оброблення описується виразами наступного вигляду:

$$C_{\text{нум}} = \frac{0,0092\tau_{\text{сшд}} + 0,0211\tau_{\text{сшд}} + 0,0133\tau_{\text{сшд}} + 0,0022\tau_{\text{сшд}} + 0,0064\tau_{\text{сшд}}(0,389 + 0,119 \exp(-0,061\tau_{\text{сшд}})) + 0,0052 + 2,6886 \frac{\tau_{\text{зас}} - \tau_{\text{сшд}}}{\tau_{\text{зас}}}}{81,667 \int_0^{\tau_{\text{сшд}}} (9 + 4,88 \exp(-0,07\tau)) d\tau} \quad (6.42)$$

при $\tau_{\text{сшд}} \leq \tau_{\text{зас}}$:

$$C_{\text{нум}} = \frac{0,0092\tau_{\text{сшд}} + 0,1113 \frac{\tau_{\text{сшд}}}{\tau_{\text{зас}}} - 0,1113 + 0,0211\tau_{\text{сшд}} + 0,2539 \frac{\tau_{\text{сшд}}}{\tau_{\text{зас}}} - 0,2539 + 0,0133\tau_{\text{сшд}} + 0,1609 \frac{\tau_{\text{сшд}}}{\tau_{\text{зас}}} - 0,1609 + 0,0022\tau_{\text{сшд}} + 0,0270 \frac{\tau_{\text{сшд}}}{\tau_{\text{зас}}} - 0,0270 + 0,0064\tau_{\text{сшд}}(0,389 + 0,119 \exp(-0,061\tau_{\text{сшд}})) + 0,0052 \frac{\tau_{\text{сшд}}}{\tau_{\text{зас}}} + 0,0163(\tau_{\text{сшд}} - \tau_{\text{зас}})}{81,667 \left(\int_0^{30} (9 + 4,88 \exp(-0,07\tau)) d\tau + 9,60 \int_{30}^{\tau_0} (0,0407 + 0,9593 \exp(-0,118\tau)) d\tau \right)} \quad (6.43)$$

при $\tau_{\text{сшд}} > \tau_{\text{зас}}$:

Графік залежностей (6.42) і (6.43) наведений на рис. 6.11.

$C_{\text{плит}} \text{ грн/мм}^3$

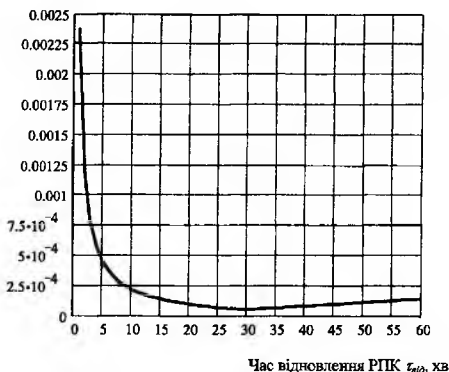


Рис. 6.11. Вплив часу відновлення РПК на питому собівартість шліфування у випадку, коли зниження різальної здатності круга обумовлене спільною дією процесів засалювання міжзеренного простору та зношування зерен

З наведеного графіка витікає, що мінімум питомої собівартості шліфування відповідає умові, коли інтенсивність засалювання $I_{\text{зас}}$ і інтенсивність видалення продуктів засалювання $I_{\text{виб}}$ у процесі керуючих електроерозійних дій рівні між собою. Якщо $I_{\text{виб}} > I_{\text{зас}}$, то збільшення собівартості шліфування обумовлюється необґрунтовано завищеним видаленням алмазовмісного шару, а, отже, зайвою витратою алмазів. У випадку, коли $I_{\text{виб}} < I_{\text{зас}}$, зростання питомої собівартості викликане витратами часу і енергії на додаткову правку РПК із метою видалення продуктів засалювання, які не були видалені у процесі керуючих електроерозійних дій.

ВИСНОВКИ

При алмазному шліфуванні важкооброблюваних матеріалів узгодження режимів електроерозійних дій на робочу поверхню круга повинно виконуватись з урахуванням інтенсивності розвитку фізичного явища, яке супроводжує процес і найбільше впливає на втрату різальної здатності робочої поверхні.

При шліфуванні, коли засалювання контактних площадок на алмазних зернах та засалювання міжзеренного простору відсутні, в основу розрахунків режимів електроерозійних дій на РПК повинно бути положена рівність часу утворення критичної довжини контактних площадок та часу, за який зерна з критичними площадками можуть бути видалені із зв'язки за допомогою електроерозійних дій.

При шліфуванні, коли відбувається засалювання міжзеренного простору та контактних площадок на зернах, режими електроерозійних дій повинні визначатися із умови рівності інтенсивності процесу засалювання та інтенсивності видалення продуктів засалювання із міжзеренного простору РПК електричними розрядами.

ПЕРЕЛІК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Лопадзе Т.Н., Бокучава Г.В. Износ алмазов и алмазных кругов. – М.: Машиностроение, 1967. – 112 с.
- 2. А.Н.Р. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник/ Под ред. езника. – М.: Машиностроение, 1997. – 391 с.
3. Основы проектирования и технология изготовления абразивного и алмазно-го инструмента/ Ю.М. Ковальчук, В.А. Булин, Б.А.Глаговский и др. Под общед ред. Ю.М.Ковальчука – М.: Машиностроение, 1984. – 288 с.
4. Пахалин Ю.А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд.-ние, 1985 – 178 с.
5. А.с. 645807 (СССР) МКИ В23 Р 1/10. Способ шлифования с поддержанием в процессе обработки режущей способности круга/ Гродзинский Э.Я., Зубатова Л.С., Маконовицкая А.Т. – Оубл. 1975. Бюл. № 5.
- 6. Грабченко А.И., Ходоровский М.Г. Способ заточки режущих инструментов из синтетических сверхтвердых материалов// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1975. – Вып. 13. – С. 104-106.
7. Гродзинский Э.Я., Зубатова Л.С. Электрохимическая и электроэрозионная абразивная обработка/ Станки и инструменты. – 1982. – № 3. – С. 28-29.
8. Интенсифицированный способ алмазно-искрового шлифования. Новые технологические процессы// М.Ф.Семко, Н.К.Беззубенко, И.С.Сальтевский, А.Т.Калашников. М.: ГОСИНТИ, 1975. – Экспресс-информация. Вып. 11/2. – 4 с.
- 9. Беззубенко Н.К. Место нового процесса алмазно-абразивно-искрового шлифования в ряду комбинированных электрохимических и электромеханических методов обработки// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1974. – Вып. № 9. – С. 133-139.
10. Калашников А.Т. Исследование физических особенностей и технологических возможностей алмазно-искрового шлифования: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – М., 1977. – 16 с.
11. А.с. 841869 (СССР) МКИ В 23 Р 1/10 Способ обработки токопроводящим абразивным инструментом и устройство к шлифовальному станку для его осуществления/ Гродзинский Э.Я., Исакова Б.Р., Зубатова Л.С. и др. – Оубл. 1981. Бюл. № 24.
12. Мочалов В.Д. Исследование физических явлений и качества поверхности при алмазно-эрозионном шлифовании: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – К., 1980. – 21 с.
- 13. Беззубенко Н.К. Процесс алмазно-искрового шлифования// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1981. – Вып. 26. – С. 39-42.
14. Кобзарь Л.Е., Троянов Ю.М. Гетман В.И. Исследование работоспособности алмазных кругов на различных металлических связках при алмазно-

- искровом внутреннем круглом шлифовании// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков, Вища школа. – 1980. – Вып. 23. – С. 54-57.
15. Узунян М.Д., Краснощек Ю.С. Работоспособность кругов при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1980. – Вып. 23. – С. 3-10.
16. Свердлова Б.М. Серова Н.Н. Особенности структурных изменений при алмазно-искровой обработке труднообрабатываемых материалов// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1980. – Вып. 23. – С. 45-52.
17. Беззубенко Н.К. и др. Формирование режущей поверхности алмазного инструмента на металлической связке при электроэрозионной правке// Синтетические алмазы. – 1975. – № 1. – С. 18-22.
18. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1981. – Вып. 26. – С. 42-47.
19. Сальтевский И.С. Особенности износа кругов при электро-алмазном шлифовании// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1975. – Вып. 14. – С. 108-109.
20. Шлифование с автоматической стабилизацией режущей способности круга/ И.В.Голубев, Э.Я.Гродзинский, В.К.Свешников, А.И.Стебаев// Станки и инструменты. – 1984. – № 1. – С. 20-22.
21. Голубев И.В. Круглое наружное шлифование со стабилизацией режущей способности токопроводящего инструмента электрическими разрядами: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – М., 1985. – 16 с.
22. Гродзинский Э.Я., Голубев И.В., Крапивко А.Т. Управление режущей способностью алмазных кругов с помощью электрических разрядов// Станки и инструменты. – 1982. – № 6. – С. 32-33.
23. Особенности алмазного электроэрозионного круглого шлифования/ И.В.Голубев, А.И.Стебаев, Э.Я.Гродзинский, А.Т.Крапивко// Алмазы и сверхтвердые материалы. – 1982. – Вып. 6. – С. 5-6.
24. Грабченко А.И. Научные основы алмазного шлифования свеохлажденных поликристаллических материалов: Диссертация в форме научного доклада на соискание ученой степени докт. техн. наук. – Харьков, 1995. – 59 с.
25. Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Доброскок В.Л. Схемы непрерывного управления рельефом шлифовальных кругов в процессе алмазного шлифования// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Изд-во "Основа". – 1986. – Вып. 35. – С. 57-63.
26. Евсеев Д.Г. Сальников А.Н. Физические основы процесса шлифования. – Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1978. – 128 с.
27. Определение оптимальных параметров технологического процесса правки алмазно-абразивного инструмента на неметаллических связках с использованием свободного абразива с целью снижения расходов алмазного инструмента и повышения надежности операций шлифования. Заключительный

отчет по х-т. 86-130, № гос. регистрации 01860078856, рук. к.т.н., доц. Бурми-
стров В.В. – Донецк: ДПИ, 1987. – 105 с.

28. Узуния М.Д. Повышение эффективности алмазного шлифования твер-
дых сплавов путем прогнозирования и стабилизации работоспособности кру-
гов: Автореф. дис.... докт. техн. наук. – М., 1989. – 40 с.

29. Электроалмазное шлифование/ Студенский Е.И., Богатырев В.И., Ка-
дышев Н.Г. – М.: Машиностроение, 1971. – 81 с.

30. Клущин М.И. Система резания: ее структура, интегративные свойства
и функции// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков:
Изд-во "Основа". – 1985. – Вып. 33. – С. 33-36.

31. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. –
Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 144 с.

32. Маслов Е.Н. Основы теории шлифования металлов. – М.: Машгиз,
1951. – 177 с.

33. Ящерицын П.И., Дорофеев В.Д., Пахалин Ю.А. Электроэрозионная
правка алмазно-абразивных инструментов. – Минск: Наука и техника, 1981. –
232 с.

34. Редько С.Г., Королёв А.В. Вероятностный расчёт шероховатости
шлифованной поверхности// Вероятностно-статистические основы процессов
шлифования и доводки, 1974. – С. 73-79.

35. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. –
288 с.

36. Серховец О.И., Горбенко В.Л., Локтионова С.И. Определение темпе-
ратуры, возникающей при мгновенном разрушении абразивного зерна// Резание
и инструмент. – Харьков: Вища школа. – 1972. – Вып. 5. – С. 97-102.

37. Лукин Л.Н. Анализ пространственной ориентации зёрен абразивного
инструмента// Молодёжь, наука, производство (Труды научно-технической
конференции. Технология машиностроения). – 1970. – Вып. 4. – С. 81-84.

38. Никольский А.В. Единые зависимости для расчёта средних размеров
отдельных срезов при шлифовании и доводочном шлифовании. – Таллин: Эс-
тонское государственное изд-во, 1955. – 47 с.

39. Редько С.Г., Варчев В.М. К вопросу о расчёте усилий резания при
шлифовании металлов// Изв. вузов. Сер. Машиностроение. – 1969. – Вып. 7. –
С. 134-138.

40. Некрасов В.П. Статистические характеристики микрорельефа алмаз-
ных плоских кругов// Синтетические алмазы. – 1973. – № 6. – С. 25-27.

41. Попов С.А., Малевский Н.В., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная
обработка металлов и твёрдых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

42. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки мате-
риалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.

43. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. – К.: Нау-
кова думка, 1978. – 207 с.

44. Королёв А.В., Новосёлов Ю.К. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности инструмента. – Саратов: Изд-во Саратовского ун-та, 1987. – 160 с.

45. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Геометрическая форма алмазного зерна при алмазно-искровом шлифовании// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Изд-во “Основа”. – 1987. – Вып. 38. – С. 23-29.

46. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.

47. Сальников А.Н. Трение шероховатых поверхностей в экстремальных условиях. – Саратов: Изд-во Саратовского ун-та, 1987. – 136 с.

48. Оптимизация технологии глубинного шлифования/ С.С.Силин, Б.Н.Леонов, В.А.Хрульков и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 120 с.

49. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента/ В.Н.Бакуль, И.П.Захаренко, Я.А.Кункин, М.З.Мильтштейн. – К.: Техніка, 1971. – 208 с.

50. Бакуль В.Н. Число зёрен в одном карате – одна из важнейших характеристик алмазного порошка// Синтетические алмазы. – 1976. – Вып. 4. – С. 22-27.

51. Устройство для регистрации рельефа поверхности абразивных инструментов: А.с. 775614 СССР, МКИ 01 В7/34/ П.Г.Матюха, Э.Р.Гафаров.

52. Лукин Л.Н. Элементы теории алмазно-абразивного инструмента и процесса резания-царапания металла моделью алмазного зерна: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – Томск, 1968. – 19 с.

53. Аскалонова Т.А., Лукин Л.Н. Использование моделей как эвристического критерия в исследовании геометрических параметров алмазных зёрен/ Молодёжь и технический прогресс. Материалы конференции. – Барнаул, 1969. – С. 78-84.

54. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис.... докт. техн. наук: 05.03.01/ ХГТУ. – Харьков, 1996. – 48 с.

55. Матюха П.Г., Изотов В.Ю. Влияние времени шлифования на величину площадок контакта на задней поверхности алмазных зёрен/ Новые технологии и системы обработки в машиностроении. Тез докл. научно-техн. конф. 20-23 сентября 1994 г. – Донецк: ДонГТУ, 1994. – С. 81-82.

56. Колкер Я.Д. Математический анализ точности механической обработки деталей. – К.: Техніка, 1976. – 200 с.

57. Пустыльник Е.И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1968. – 288 с.

58. Волков И.К., Зуев С.М., Цветкова Г.М. Случайные процессы. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2000. – 448 с.

59. Матюха П.Г., Изотов В.Ю. Определение времени формирования критических параметров рабочей поверхности круга при шлифовании труднообра-

батируемых материалов алмазными кругами/ Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1995. – Вып. 2. – С. 21-27.

60. Казаков В.Ф. Шлифование при повышенных скоростях резания. – К.: Техніка, 1971. – 171 с.

➤ 61. Полтавец В.В. Разновысотность алмазных зёрен при шлифовании по упругой схеме// Вісник Інженерної академії України. – 2001. – № 3 (Частина 1). – С. 423-426.

62. Таблицы для расчётов надёжности при распределении Вейбулла/ А.С.Груничев, А.И.Михайлов, Я.Б.Шор. – М.: Изд-во стандартов, 1974. – 64 с.

63. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория вероятностей и её инженерные приложения. – М.: Высшая школа, 2000. – 480 с.

64. Перепелица Б.А. Общие уравнения движения в применении к образованию поверхности резанием// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Вища школа. – 1971. – Вып. 4. – С. 107-111.

65. Николаи Е.Л. Теоретическая механика. Ч. 1. – М.: Физматгиз, 1958. – 280 с.

66. Попов С.А. Анализ схем стружкообразования в связи с геометрией рабочей поверхности шлифовального круга// Основные вопросы высокопроизводительного шлифования. – М, 1960. – С. 30-58.

67. Шевелева Г.И., Матюха П.Г. Исследование форм единичных срезов при шлифовании// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Изд-во “Основа”. – 1989. – Вып. 41. – С. 3-9.

68. Никольский А.В. Анализ исходных положений теории шлифования. – Таллин: Эстонское государственное изд-во, 1954. – 27 с.

69. Филимонов Л.Н. О роли рельефа рабочей поверхности круга в процессе шлифования// Вероятностно-статистические основы процессов шлифования и доводки. – М, 1974. – С. 125-128.

➤ 70. Матюха П.Г. Фактическая глубина резания при шлифовании// Сверхтвёрдые материалы. – 1982. – № 1. – С. 52-56.

➤ 71. Матюха П.Г., Терехова Л.К. Исследование высоты неровностей профиля поверхности резания при шлифовании// Резание и инструмент. Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Изд-во “Основа”. – 1990. – Вып. 44. – С. 114-121.

72. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 316 с.

73. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.

74. Армарего И.Дж.А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. Пер. с англ. В.А.Пастунова. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.

75. Зорев Н.Н. Исследование процесса резания в США. Вып.1. «Механика процесса резания». – М.: Машиностроение, 1965. – 127 с.

76. Оптимизация технологии глубинного шлифования/ С.С.Силин, Б.Н.Леонов, В.А.Хрульков и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 120 с.

77. Работоспособность алмазных кругов/ М.Ф.Семко, М.Д.Узунян, Ю.А.Сизый, М.С.Пивоваров. – К.: Техніка, 1983. – 95 с.

78. Матюха П.Г. Определение напряжений сдвига в срезаемом слое при шлифовании высоколегированных и быстрорежущих сталей/ Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сб. научно-техн. тр. Под общ. ред. А.Н.Михайлова. – Донецк: ДонГТУ, 1994. – Вып. 1. – С. 56-64.

79. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.

80. Коновалов В.А. Исследование влияния прочности алмазоудержания и износостойкости металлических связок на работоспособность алмазно-абразивного инструмента: Автореф. дис.... канд. техн. наук: – Харьков, 1974. – 28 с.

81. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.

82. Власов В.И. Оптимальная твердость связок алмазных шлифовальных кругов// Алмазы и сверхтвердые материалы. – 1976. – Вып. 2. – С. 15-20.

83. Алексеев Н.М. Вдавливание сферического индентора в бесконечно протяженный слой пластического материала ограниченной толщины// Контактные взаимодействия твердых тел и расчет сил трения и износа. – М.: Наука, 1971. – С. 105-112.

84. Глейзер Л.А. О сущности процесса круглого шлифования// Вопросы точности в технологии машиностроения. – М.: Машгиз, 1959. – С. 5-24.

85. Иванов Н.П., Пыжов И.Н., Воронков В.И. Методика оценки работоспособности кругов из СТМ// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Изд-во "Основа". – 1989. – Вып. 42. – С. 19-22.

86. Способ врезного шлифования круглых деталей: А.с. 1324826 СССР, МКИ В 24 В 53/00./ А.И.Гребченко, Н.К.Беззубенко, И.Н.Пыжов и др. – № 3899429/31-08; Заявлено 20.05.85// Открытия. Изобретения. – 1987. – Бюл. № 27. – С. 51.

87. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Влияние времени обработки на глубину алмазного шлифования по упругой схеме// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – Вып. 5. – С. 117-121.

88. Матюха П.Г., Полтавец В.В., Гринев А.А. Вклад процессов засаливания межзёрненного пространства и изнашивания алмазных зёрен в ухудшение режущей способности круга при шлифовании по упругой схеме// Прогрессивные технологии и системы в машиностроении. Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1999. – Вып. 7. – С. 117-121.

89. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Изменение температуры поверхности резания при различных способах шлифования по упругой схеме быстрорежущей стали Р6М5Ф3// Надежность режущего инструмента и оптимизация технологи-

ческих систем. Сб. статей/ Пред. редсовета Г.А.Хает. – Краматорск: ДГМА, 1999. – С. 191-197.

90. Грановский В.А., Сирая Т.Н. Методы обработки экспериментальных данных при измерениях. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1990. – 288 с.

91. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Расчёт количества удалённого материала при шлифовании по упругой схеме// Прогрессивные технологии и системы в машиностроении. Международный сб. научных трудов: специальный выпуск. – Мат. V Междунар. научно-техн. конф. “Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века” в г. Севастополе 8-11 сентября 1998 г. в 3-х томах. Т. 2. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – Вып. 6. – С. 206-207.

92. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Описание процесса шлифования по упругой схеме при обработке инструментальных сталей// Сверхтвёрдые материалы. – 2000. – № 3. – С. 45-51.

93. Экономическое обоснование выбора алмазного круга/ М.Ф.Семко, М.Д.Узунян, Э.П.Юфа. – Харьков: Прапор, 1971. – 100 с.

94. Типовая система технического обслуживания и ремонта металло- и деревообрабатывающего оборудования/ Минстанкопром СССР, ЭНИМС. – М.: Машиностроение, 1988. – 672 с.

95. Полтавец В.В. Себестоимость шлифования с управляющими воздействиями на РПК// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. – Вып. 10. – С. 202-207.

96. Полтавец В.В. Обоснование режимов шлифования труднообрабатываемых материалов при электроэрозионном воздействии на рабочую поверхность круга: дис. канд. техн. наук: 05.03.01/ ДонГТУ. – Донецк, 2000. – 319 с.

Наукове видання

МАТЮХА Петро Григорович
ПОЛТАВЕЦЬ Валерій Васильович

**АЛМАЗНЕ ШЛІФУВАННЯ З ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ
КЕРУЮЧИМИ ДІЯМИ
НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ КРУГА**

SBN 966-377-034-1

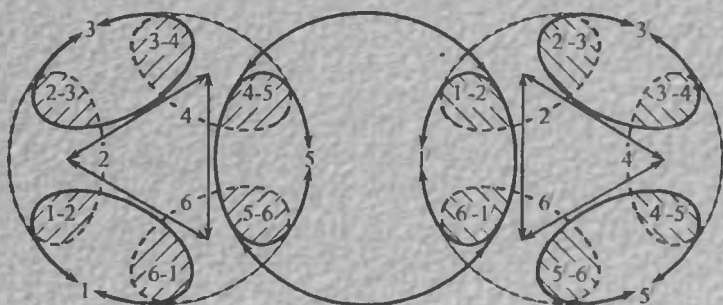
Відомство про внесення до державного реєстру видавців, виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції: серія ДК №1631 від 24.12.2003 р.

Підписано до друку 20.12.2006 р. Формат 60×84¹/₁₆.
Папір PolSpeed. Друк різнографія.
Ум. друк. арк.9,53. Обл.-вид. арк. 8,86
Тираж 300 прим.

Надруковано ТОВ фірма «Друк-Інфо»
83000, м. Донецьк, вул. Артема, 58, к. 1.113
тел. (062) 335-64-55

Матюха П.Г., Полтавець В.В.

**АЛМАЗНЕ ШЛІФУВАННЯ
З ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ
КЕРУЮЧИМИ ДІЯМИ
НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ КРУГА**



Донецьк



Матюха Петро Григорович, доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри металорізальних верстатів та інструментів Донецького національного технічного університету. Закінчив в 1969 році Донецький політехнічний інститут за спеціальністю „Технологія машинобудування, металорізальні верстати та інструменти”, інженер-механік. В 1980 році захистив кандидатську дисертацію в МВТУ ім. Н.Е. Баумана, а в 1996 році докторську дисертацію на тему «Наукові основи стабілізації вихідних показників алмазного шліфування важкооброблюваних матеріалів за допомогою керуючих дій на робочу поверхню круга» в спеціалізованій раді при Харківському державному технічному університеті.

Наукові інтереси: підвищення ефективності алмазного шліфування важкооброблюваних матеріалів за допомогою керуючих дій на робочу поверхню круга.



Полтавець Валерій Васильович, кандидат технічних наук, доцент, доцент кафедри металорізальних верстатів та інструментів Донецького національного технічного університету. Закінчив в 1986 році Донецький політехнічний інститут за спеціальністю „Технологія машинобудування, металорізальні верстати та інструменти”, інженер-механік. В 2001 році захистив кандидатську дисертацію в спеціалізованій раді при Донецькому національному технічному університеті.

Наукові інтереси: удосконалення методів пошуку оптимальних режимів шліфування важкооброблюваних матеріалів з керуючими діями на робочу поверхню круга.