

Ф. В. Новіков
Г. В. Новіков

ТЕОРЕТИКО-ІМОВІРНІСНИЙ ПІДХІД У ТЕОРІЇ ШЛІФУВАННЯ



Ф. В. Новіков
Г. В. Новіков

**ТЕОРЕТИКО-ІМОВІРНІСНИЙ ПІДХІД
У ТЕОРІЇ ШЛІФУВАННЯ**

Монографія

Дніпро / **ЛІРА** / 2023

УДК 621.01(02.064)

H73

Рецензенти:

О. О. Клочко

докт. техн. наук, професор, професор кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут";

В. О. Жовтобрюх

канд. техн. наук, керівник Інженерно-Технічного Центру групи компаній "ВаріУс" (м. Дніпро)

Самостійне електронне текстове мережеве видання

Авторський колектив: докт. техн. наук, професор Новіков Ф. В. – вступ, п. 1.1, 1.2, 1.4, 1.5, 5.1, 5.4 – 5.13, 6.1, 6.5 – 6.8, розділи 2 – 4; канд. техн. наук Новіков Г. В. – п. 1.3, 5.2, 5.3, 6.2 – 6.4, загальні висновки.

Новіков Ф. В.

H73 Теоретико-імовірнісний підхід у теорії шліфування [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2023. – 484 с.

ISBN 978-966-981-800-3

Обґрунтовано сутність та переваги застосування теоретико-імовірнісного підходу у теорії шліфування порівняно із традиційним кінематико-геометричним підходом до визначення та оптимізації технологічних параметрів шліфування. Наведено теоретичні рішення, отримані на основі теоретико-імовірнісного підходу, що дозволяють значно підвищити параметри якості, точності та продуктивності обробки. Показано ефективність застосування теоретико-імовірнісного підходу до розроблення високопродуктивних технологічних процесів алмазного шліфування виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, що забезпечують створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Розроблено методики вибору раціональних структур та параметрів операцій алмазного шліфування. Надано практичні рекомендації.

Рекомендовано для студентів, аспірантів та викладачів інженерних та економічних спеціальностей вищих навчальних закладів, а також для фахівців та керівників підприємств, які підвищують свою кваліфікацію.

УДК 621.01(02.064)

© Новіков Ф. В.,
Новіков Г. В., 2023

© ЛІРА, 2023

ISBN 978-966-981-800-3

Вступ

Шліфування є основним методом фінішної механічної обробки, що забезпечує високі показники якості та точності оброблюваних поверхонь. Особливо це стосується алмазного шліфування виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями. Поряд із забезпеченням високих показників якості та точності обробки, для ефективного застосування алмазного шліфування потрібно забезпечити ще й економічно допустимі показники питомої витрати алмазу і продуктивності обробки. У іншому випадку застосування методу алмазного шліфування може бути економічно нераціонально. Тому питанням визначення оптимальних параметрів шліфування у науково-технічній літературі постійно приділяють значну увагу.

Для обґрунтування найбільш прогресивних напрямів підвищення ефективності процесів шліфування широко застосовують теоретичні методи механіки і теплофізики. Отримав широке застосування у теорії шліфування кінематико-геометричний підхід, який заснований на макроскопічному уявленні закономірностей процесу шліфування. На його основі розроблено фактично всі існуючі на практиці технологічні процеси шліфування. Однак для подальшого розвитку процесів шліфування потрібні більш глибокі знання щодо їх фізичних і технологічних закономірностей. Це призвело до формування у теорії шліфування мікроскопічного підходу на рівні мікрорізів, який отримав назву "теоретико-імовірнісний підхід". Сутність цього підходу полягає в аналітичному описанні параметрів шліфування на основі статистико-імовірнісних законів розташування зерен на робочій поверхні круга та їх участі у процесі різання. Це дозволило відійти від спрощеного кінематико-геометричного підходу, за яким зону різання розглядали у вигляді "плями" контакту круга із оброблюваною деталлю, у межах якої ріжучі зерна однаковою мірою приймають участь у зніманні оброблюваного матеріалу. Завдяки застосуванню теоретико-імовірнісного підходу отримано аналітичні залежності для розрахунку основних параметрів шліфування: товщин зрізів зернами круга, параметрів шорсткості оброблюваної поверхні, сили і температури різання тощо, які більш точно відображають закономірності функціонування процесу шліфування. На їх основі обґрунтовано основні напрями підвищення продуктивності

обробки за умов забезпечення високих показників якості та точності обробки, що відкриває нові технологічні можливості широкого застосування на практиці методів абразивного і алмазного шліфування. Особливо це відноситься до шліфування матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями алмазними кругами на металевих зв'язках, які працюють в умовах періодичного або безперервного електроерозійного правлення. Однак для цілеспрямованого узагальнюючого обґрунтування технологічних можливостей процесу шліфування важливо, виходячи із єдиних теоретичних позицій, провести аналіз закономірностей його функціонування та розробити високоефективні технологічні процеси шліфування. Тому дану монографію присвячено подальшому розвитку теоретико-імовірнісного підходу, в значній мірі відносно обґрунтування технологічних можливостей алмазного шліфування.

Для цього у роботі обґрунтовано сутність і переваги застосування теоретико-імовірнісного підходу у теорії шліфування порівняно із традиційним кінематико-геометричним підходом до визначення та оптимізації технологічних параметрів шліфування. Наведено теоретичні рішення, отримані на основі теоретико-імовірнісного підходу, що дозволяють значно підвищити параметри якості, точності та продуктивності обробки. Це відноситься до аналітичного визначення параметрів шорсткості поверхні та встановлення шляхів їх суттєвого зменшення, що досягається за умов фактично одновисотного виступання ріжучих зерен над зв'язкою круга. Теоретично обґрунтовано умови формування енергетично рівноважного ріжучого рельєфу алмазного круга, що дозволило виявити основні шляхи суттєвого підвищення продуктивності обробки за умов одночасного зниження силової і теплової напруженості процесу шліфування. На цій основі теоретично та експериментально доведено ефективність застосування глибинного алмазного шліфування. Розроблено високопродуктивні технологічні процеси алмазного шліфування виробів, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями (твердих сплавів, високотвердих керамік та ін.), що забезпечують створення конкурентоспроможної продукції. Розроблено та впроваджено у діюче виробництво методики вибору раціональних структур і параметрів операцій алмазного шліфування. Отримані у роботі наукові рішення знайшли застосування на промислових підприємствах і в навчальному процесі Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця.

Розділ 1

Наукові передумови формування теоретично-імовірнісного підходу у теорії шліфування

1.1. Аналіз існуючих теоретичних підходів до структурно-параметричної оптимізації технологічних процесів механічної обробки

У фундаментальній праці професора Маталіна А. О. [34] зазначено, що під час виготовлення відповідальних деталей масового виробництва обробку найбільш важливих поверхонь слід здійснювати за декілька чорнових і чистових операцій. У процесі чорнових (попередніх) операцій необхідно знімати основну частину припусків на механічну обробку і забезпечувати мінімально необхідну та постійну величину припусків на остаточну (фінішну) обробку. Поділ процесу обробки на попередню та остаточну операції має велике значення для підвищення точності розмірів і геометричної форми оброблюваних заготовок, на ньому базуються всі існуючі підходи до структурно-параметричної оптимізації технологічних процесів механічної обробки.

Проте, загальне аналітичне рішення, що стосується характеру знімання припуску та яке засноване на оптимізації умов обробки за критерієм продуктивності (або собівартості обробки) із урахуванням вимог щодо точності, шорсткості та інших параметрів якості обробки, дотепер не отримано. Іншими словами, відсутнє аналітичне рішення, що визначає умову розчленування обробки на чорнові та чистові операції, запропоноване професором Маталіним А. О. Це пов'язано, насамперед, із відсутністю аналітичних моделей, що описують закономірності знімання припуску із часом обробки. Тому вирішення завдань структурно-параметричної оптимізації технологічних процесів здійснюються із застосуванням окремих (часткових) спрощених розрахункових схем. Наприклад, під час вибору оптимального маршруту обробки і визначення оптимальних параметрів технологічних операцій (за заданим припуском, що знімається) на основі виробничого досвіду розглядають декілька варіантів технологічних процесів. При цьому використовують емпіричні формули для розрахунку режимів обробки, характеристик інструментів та інших параметрів операцій, що входять до кож-

ного із технологічних процесів, що розглядаються. Це дозволяє формалізувати технологічні процеси. Потім, вибираючи функцію мети (цільову функцію), технічні обмеження і здійснюючи їх математичне описання, за допомогою певного чисельного методу оптимізації вирішують завдання вибору найкращого варіанта технологічного процесу [12, 13].

Основи структурно-параметричної оптимізації технологічних процесів механічної обробки достатньо повно викладено у фундаментальній праці [72], підготовленій під керівництвом професора Корчака С. М. Це дозволяє науково обґрунтовано підходити до аналізу, синтезу та оптимізації умов механічної обробки [5, 80, 103]. Показано, що ефективні оптимальні рішення можна отримати в результаті виконання оптимізаційних розрахунків на основі аналітичних моделей технологічних процесів фінішної механічної обробки.

Враховуючи важливість отримання аналітичних рішень, за останні 50 років досягнуто значні успіхи у цьому напрямі, підготовлено та захищено достатньо велику кількість докторських і кандидатських дисертацій, присвячених розробленню теорії фінішної механічної обробки та, насамперед, абразивної і алмазно-абразивної обробки. Це стало своєрідним проривом у пізнанні процесів фінішної механічної обробки [21].

Так, у роботі [33] професора Маслової Є. М. вперше в узагальненому вигляді із застосуванням спрощених розрахункових схем наведено описання фізичних технологічних закономірностей процесу шліфування, обґрунтовано його технологічні можливості. Значний внесок у вивчення процесів абразивної обробки (особливо процесів шліфування) зробив професор Корчак С. М. [72]. Розроблені ним аналітичні моделі параметрів шліфування дозволили із різних позицій оцінити технологічні можливості процесів шліфування важкооброблюваних матеріалів, теоретично обґрунтувати умови підвищення продуктивності та точності обробки, зокрема, під час шліфування на верстатах із числовим програмним управлінням, де використовуються автоматизовані цикли шліфування.

Загальноновизнаною є наукова технологічна школа професора Якимова О. В. [107, 109]. Створений ним науковий напрям, заснований на управлінні нестационарними термодинамічними процесами, що протікають у зоні контакту абразивного інструмента із оброблюваним матеріалом, відкрив нові технологічні можливості інтенсифікації виробництва та забезпечення високоякісної обробки відповідальних виробів. Ідея періодичного переривання контакту ріжучого інструменту із детал-

лю із метою виключення теплового насичення поверхневих шарів оброблюваних матеріалів і зменшення температури різання отримала широке практичне втілення у прогресивних конструкціях абразивних і алмазно-абразивних інструментів із переривчастою робочою поверхнею, які використовують у різних технологічних процесах. У даний час важко уявити абразивну обробку високоміцних сталей і сплавів, твердих порід каменю та інших металевих і неметалевих важкооброблюваних матеріалів, без застосування шліфувальних кругів із переривчастою робочою поверхнею.

Завдяки застосуванню переривчастого шліфування успішно вирішено проблеми обробки складно-фасонних високоточних деталей сучасних реактивних і турбогвинтових авіаційних двигунів, наприклад, зубчастих коліс, що працюють із окружними швидкостями 80 ... 100 м/с і передають навантаження близько 8000 ... 10000 Н/см, газотурбінних і компресорних лопаток із жароміцних та титанових сплавів тощо [107].

Переривання процесу шліфування зменшує температуру у зоні різання та збуджує високочастотні коливання у пружній системі верстака, зменшуючи, тим самим, енергоємність процесу і забезпечуючи ефективне правлення шліфувального круга. Під час переривчастого шліфування зменшення температури відбувається за двома каналами: шляхом переривання процесу різання до того моменту, поки температура не досягне квазістаціонарного стану, і шляхом створення високої гостроти ріжучого рельєфу круга. Мабуть, жоден із відомих методів шліфування не має такого подвійного фізичного ефекту.

Важливі теоретичні рішення із теплофізики та механіки процесу шліфування отримано професором Євсєєвим Д. Г. і професором Сальниковим О. М. [14]. Ними, по-перше, глибоко і всебічно вивчено теплові процеси під час шліфування, по-друге, встановлено зв'язок геометричних параметрів ріжучого рельєфу шліфувального круга із основними фізичними і технологічними параметрами шліфування. Це дозволило науково обґрунтувати технологічні можливості процесу шліфування та розрахунковим шляхом визначити оптимальні умови обробки із урахуванням обмежень за температурою шліфування, шорсткістю оброблюваної поверхні тощо.

Заслужують на особливу увагу результати теоретичних і експериментальних досліджень впливу різних складів технологічних середовищ на показники абразивної та алмазно-абразивної обробки (шліфу-

вання), отримані професором Худобіним Л. В. і його учнями [74]. У своїх роботах вони переконливо обґрунтували ефективність використання технологічних середовищ на фінішних операціях механічної обробки. Ними розроблено важливі математичні моделі параметрів обробки із застосуванням різних технологічних середовищ, що дозволяють розрахувати оптимальні режими шліфування та інші технологічні параметри, виявити нові фізичні ефекти обробки.

Серед робіт, присвячених математичному моделюванню процесів фінішної механічної обробки, слід виділити численні роботи зі створення методів розрахунку параметрів абразивної обробки та значною мірою параметрів процесу шліфування [25, 27, 32, 122, 124]. Це пов'язано, перш за все, із прагненням визначення оптимальних умов обробки, що забезпечують необхідні параметри якості, шорсткості та точності оброблюваної поверхні, із застосуванням теоретичних підходів без проведення трудомістких експериментальних досліджень. Як відомо, на основі експериментальних даних можна отримати лише часткові рішення, тоді як за результатами теоретичних (аналітичних) досліджень, можна отримати загальні рішення, справедливі у широких діапазонах зміни параметрів режимів шліфування та інших умов обробки. Це значно розширює наші уявлення щодо шляхів підвищення ефективності застосування на практиці процесів шліфування.

Одним із основних напрямів ефективного застосування процесів шліфування у діючих технологіях виготовлення деталей машин є забезпечення високих показників шорсткості поверхні. Це досягається завдяки участі у різанні великої кількості абразивних зерен шліфувального круга та зменшення товщин зрізів, що припадають на кожне ріжуче зерно. Однак, у зв'язку із різновисотним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні круга, зношуванням круга та іншими технологічними чинниками, як показує практика, фактична кількість зерен, які приймають участь у процесі різання, значно менше від номінальної, що не завжди дозволяє досягти необхідної шорсткості поверхні. Тому доводиться вдаватися до більш трудомістких процесів доведення, хонінгування тощо. Виходячи із цього, актуальним завданням машинобудування є визначення нових технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні на операціях шліфування, що потребує проведення теоретичного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні та встановлення умов її зменшення. Вирішенню цієї задачі

постійно приділяється значна увага. Так, за останні роки розроблено ефективні теоретичні підходи до аналітичного описання процесів шліфування та оптимізації параметрів обробки.

Вперше основні підходи до розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час шліфування сформульовано у фундаментальній роботі професора Маслова Є. М. [33]. У ній показано, що розрахунок параметрів шорсткості поверхні необхідно здійснювати як із кінематико-геометричної позиції, так і з позиції імовірнісного визначення участі зерен шліфувального круга у процесі різання.

У перших роботах у цьому напрямі розглядали спрощені геометричні та кінематичні схеми шліфування, використовували поняття середніх значень величин (наприклад, середня товщина зрізу, середня кількість абразивних зерен, що працюють, та ін.).

Отже, у перших роботах із теорії шліфування користувалися переважно спрощеним кінематико-геометричним підходом до розрахунку параметрів шорсткості поверхні, імовірнісний характер участі зерен у різанні не розглядався. Надалі із поглибленим дослідженням будови робочої поверхні шліфувального круга та її описання статистико-імовірнісними методами з'явилися роботи, засновані на імовірнісному поданні та розрахунку параметрів процесу шліфування, тобто розрахунки параметрів шорсткості поверхні почали здійснювати із використанням методів теорії імовірностей.

На цій основі сформувався новий науковий напрям у теорії шліфування, який отримав назву "теоретико-імовірнісний підхід". Основоположниками теоретико-імовірнісного підходу до розрахунку параметрів процесу шліфування стали професор Новосьолов Ю. К. і професор Корольов А. В. [28, 55, 56, 125].

Сутність даного підходу полягає у тому, що процес формування шорсткості обробки підпорядковується імовірнісним законам у зв'язку, по-перше, із хаотичним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга (головним чином, унаслідок їх різновисотного виступання над рівнем зв'язки круга), по-друге, із імовірнісним характером участі зерен у різанні. Завдяки застосуванню цього теоретичного підходу вдалося науково обґрунтовано підійти до аналізу складного імовірнісного характеру участі зерен у різанні під час шліфування, закономірностей формування параметрів шорсткості та точності обробки тощо.

Цей підхід відрізняється від традиційних кінематико-геометричних підходів (у яких не враховується імовірність участі зерен у різанні), розроблених професором Масловим Є. М. [33], професором Лур'є Г. Б. [31] та іншими вченими, і дозволяє наблизити розрахункові схеми шліфування до реальних.

При цьому слід виділити два основні напрями застосування імовірнісних методів розрахунку параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування – це аналітичні та чисельні імовірнісні методи.

Аналітичні імовірнісні методи дозволяють отримати аналітичні залежності, що пов'язують основні параметри процесу шліфування із параметрами шорсткості обробленої поверхні. Ці залежності найбільш повно відображають основні закономірності зміни вихідних параметрів шорсткості поверхні за вхідними параметрами (режиму шліфування, характеристик шліфувального круга тощо), що дозволяє вирішувати завдання оптимізації параметрів процесу шліфування за будь-яким критерієм оптимальності із урахуванням різних технічних обмежень обробки.

Чисельні імовірнісні методи не дозволяють отримати аналітичні залежності, а дозволяють отримати рішення для окремих випадків. Наприклад, використання кореляційного аналізу надає можливість за вхідними параметрами визначити вихідні технологічні параметри обробки без розгляду "фізики" процесу обробки. Передавальні функції (між вхідними і вихідними параметрами процесу) у даному разі є так званим "чорним ящиком", тобто фізично їх не визначено. Це суттєво обмежує можливості аналізу та оптимізації параметрів процесу шліфування.

У даний час накопичено достатньо великий досвід розрахунку та аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні після абразивної обробки на основі аналітичних імовірнісних методів. Однак, основним досягненням у цьому напрямі слід вважати розроблений "теоретико-імовірнісний підхід" до розрахунку параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування, основоположниками якого є професор Новоселов Ю. К. і професор Королев А. В. [28, 55, 56, 125].

Основним науковим положенням теоретико-імовірнісного підходу є те, що процес накладання та взаємного перекриття проекції ріжучих зерен шліфувального круга під час формування шорсткості поверхні підпорядковується теоремі множення незалежних випадкових величин, що є однією із центральних теорем теорії імовірностей. Застосування

цієї теореми (на відміну від теореми множення залежних випадкових величин) дозволило фізично правильно аналітично описати відносну опорну довжину профілю обробленої поверхні (у вигляді імовірнісної функції розподілу, що змінюється у межах від 0 до 1). Це відкрило нові перспективи розрахунку, аналізу та оптимізації параметрів абразивної обробки із урахуванням обмеження щодо шорсткості оброблюваної поверхні. Подальший розвиток теоретико-імовірнісний підхід щодо процесів абразивного та алмазного шліфування отримав у численних роботах професора Резнікова А. М. і Федосєєва О. Б., професорів Євсєєва Д. Г. і Сальникова О. М., Корчака С. М., Худобіна Л. В., Якімова О. В., Узуняна М. Д., Беззубенко Н. К., Матюхи П. Г. та інших вчених [1, 4, 14, 72, 74, 90, 92, 104, 106, 108, 113, 115, 123].

У цих роботах, зокрема, аналітично із різних позицій описано відносну опорну довжину профілю обробленої поверхні. Це дозволило у першому наближенні виявити характер зміни відносної опорної довжини профілю залежно від режимів шліфування і характеристик інструмента, розрахувати основні висотні параметри шорсткості із використанням функції відносної опорної довжини профілю. Разом із тим, ці дослідження вимагають подальшого розвитку, доведення їх до розроблення практичних рекомендацій щодо оптимізації та управління процесами обробки із точки зору забезпечення необхідної відносної опорної довжини профілю та інших параметрів шорсткості поверхні. Суттєвим недоліком отриманих теоретичних рішень є те, що вони вимагають використання методів чисельного розрахунку. Це обмежує можливості їх практичного застосування. Тому важливо отримати відносно прості аналітичні рішення щодо формування шорсткості поверхні під час шліфування із використанням методів теорії імовірностей.

1.2. Спрощений кінематико-геометричний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні на оброблюваній деталі під час шліфування

Перш ніж перейти до вирішення задач на основі використання методів теорії імовірностей, важливо провести узагальнений аналіз теоретичних рішень, отриманих на основі спрощеного кінематико-геометричного підходу до визначення параметрів шорсткості поверхні на

оброблюваній деталі під час шліфування. Для цього розглянемо процес шліфування (під час виходжування) алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі конусів. Для спрощення розрахунків приймемо, що у результаті взаємодії алмазних зерен із оброблюваним матеріалом на деталі утворюється шорстка поверхня із рівномірним та одновисотним положенням на ній мікронерівностей у формі трикутників. На рис. 1.1 площу поперечного перерізу шорсткої поверхні показано заштрихованою. У цьому випадку класична функція – опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні [69], що аналітично описується функцією $\Phi(y)$, – змінюється за лінійною залежністю.

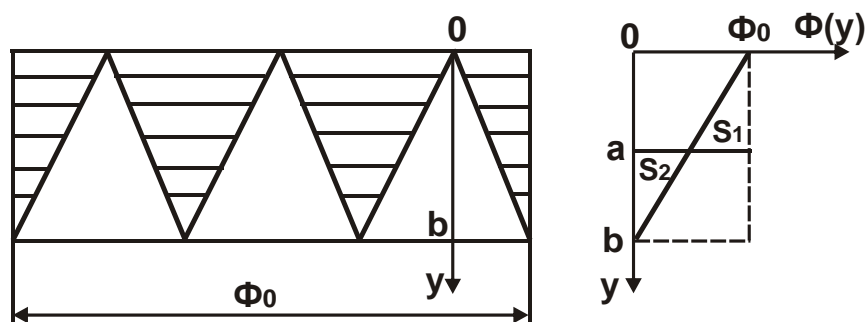


Рисунок 1.1 – Розрахункова схема функції $\Phi(y)$ та положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні

За початок відліку координати y прийнято положення западин мікропрофілю обробленої поверхні. Параметр шорсткості поверхні R_{\max} дорівнює висоті мікронерівності b . Для визначення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a необхідно визначити положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні $y = a$ за умови рівності сумарних площ виступів S_1 і западин S_2 , які розташовані, відповідно, вище і нижче середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні (рис. 1.2).

Функція $\Phi(y)$ описується залежністю:

$$\Phi(y) = \Phi_0 - \operatorname{tg}\alpha \cdot y = \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right), \quad (1.1)$$

де Φ_0 – максимальне значення функції $\Phi(y)$, що досягається на рівні $y = 0$, м;

$$\operatorname{tg}\alpha = \Phi_0 / b.$$

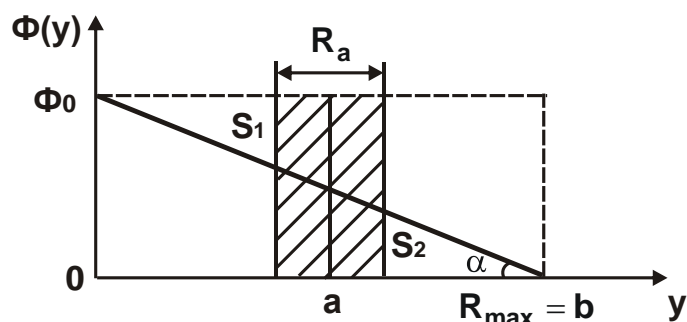


Рисунок 1.2 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні R_a

Відповідно, площі S_1 і S_2 визначаються залежностями:

$$S_1 = \Phi_0 \cdot a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy = \Phi_0 \cdot a - \int_0^a \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \frac{\Phi_0 \cdot a^2}{2 \cdot b}; \quad (1.2)$$

$$S_2 = \int_a^b \Phi(y) \cdot dy = \int_a^b \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \frac{\Phi_0 \cdot (b-a)^2}{2 \cdot b}. \quad (1.3)$$

За умови рівності площ S_1 і S_2 отримано:

$$a = \frac{b}{2}. \quad (1.4)$$

Тоді

$$S_1 = S_2 = \frac{\Phi_0 \cdot b}{8}. \quad (1.5)$$

Як видно, виконується умова $S_1 = S_2$, тобто розрахунки виконано правильно. Параметр шорсткості поверхні R_a , виходячи із рис. 1.2, визначається залежністю:

$$R_a = \frac{2 \cdot S_1}{\Phi_0} = \frac{b}{4}. \quad (1.6)$$

У даному випадку параметр шорсткості поверхні R_a залежить лише від висоти мікронерівностей на обробленій поверхні b : чим вона менше, тим менше параметр R_a . Оскільки параметр шорсткості поверхні R_{\max} для даних умов розрахунку дорівнює параметру шорсткості поверхні R_z , то справедливі відношення $R_{\max}/R_a = R_z/R_a = 4$.

Це відповідає практичним даним, встановленим під час шліфування. Отже застосування спрощеного кінематико-геометричного підходу до визначення параметрів шорсткості поверхні на оброблюваній деталі під час шліфування дозволяє у першому наближенні встановити зв'язок між ними.

Для більш детального теоретичного аналізу шляхів зменшення параметра шорсткості поверхні R_a необхідно розглянути процес шліфування (на переході виходжування) алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі усічених конусів однієї висоти. У цьому випадку розрахункова схема, показана на рис. 1.1, приймає вигляд, показаний на рис. 1.3. Як видно, у результаті взаємодії алмазних зерен із оброблюваним матеріалом на деталі утворюється шорстка поверхня із рівномірним і одновисотним положенням на ній мікронерівностей у формі трикутників, між якими існує деяка відстань, що залежить від довжини майданчика на вершині зерна. Функція $\Phi(y)$ залишається такою ж, як і у попередньому випадку шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі конусів (рис. 1.1), та описується залежністю (1.1). Однак, за початок відліку за координатою y слід прийняти значення $y = x$, де x – величина лінійного зношування алмазного зерна, m . Такий підхід значно більшою мірою відображає закономірності процесу шліфування і формування шорсткості поверхні на оброблюваній деталі.

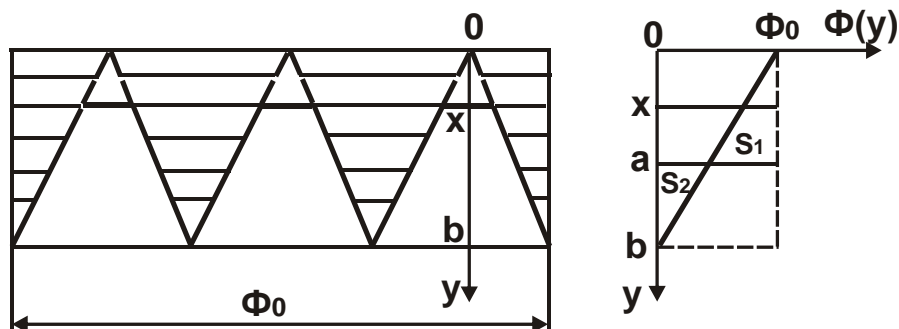


Рисунок 1.3 – Розрахункова схема положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні із урахуванням лінійного зношування алмазних зерен

Для визначення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a , як і у попередньому випадку, необхідно визначити положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні $y = a$ за умови рівності сумарних площ виступів S_1 і западин S_2 , які розташовані, відповідно, вище і нижче середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні (рис. 1.3):

$$\begin{aligned}
S_1 &= \Phi_0 \cdot (a-x) - \int_x^a \Phi(y) \cdot dy = \\
&= \Phi_0 \cdot (a-x) - \int_x^a \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \Phi_0 \cdot (a-x) - \Phi_0 \cdot (a-x) + \frac{\Phi_0}{2 \cdot b} \cdot (a^2 - x^2) = \\
&= \frac{\Phi_0}{2 \cdot b} \cdot (a^2 - x^2); \tag{1.8}
\end{aligned}$$

$$S_2 = \int_a^b \Phi(y) \cdot dy = \int_a^b \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \Phi_0 \cdot \left[(b-a) - \frac{1}{2 \cdot b} \cdot (b^2 - a^2) \right]. \tag{1.9}$$

За умови рівності площ S_1 і S_2 встановлено положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні:

$$a = \frac{b}{2} + \frac{x^2}{2 \cdot b}. \tag{1.10}$$

За умови $x=0$ залежність (1.10) приймає вид залежності (1.4), отриманої під час шліфування алмазним кругом із гострими ріжучими зернами.

Після підстановки залежності (1.10) у залежність (1.8), отримано:

$$\begin{aligned}
S_1 &= \frac{\Phi_0}{2 \cdot b} \cdot \left(\frac{b^2}{4} + \frac{x^2}{2} + \frac{x^4}{4 \cdot b^2} - x^2 \right) = \\
&= \frac{\Phi_0}{8 \cdot b^3} \cdot (b^4 - 2 \cdot x^2 \cdot b^2 + x^4) = \frac{\Phi_0}{8 \cdot b^3} \cdot (b^2 - x^2)^2. \tag{1.11}
\end{aligned}$$

Параметр шорсткості поверхні R_a визначається залежністю:

$$R_a = \frac{2 \cdot S_1}{\Phi_0} = \frac{1}{4 \cdot b^3} \cdot (b^2 - x^2)^2 = \frac{b}{4} \cdot \left(1 - \frac{x^2}{b^2}\right)^2. \tag{1.12}$$

За умови $x=0$ параметр шорсткості поверхні $R_a = b/4$, що відповідає залежності (1.6). Це указує на достовірність отриманої залежності (1.12). Як видно, зі збільшенням величини x параметр шорсткості поверхні R_a зменшується, причому, достатньо інтенсивно після досягнення значення $x/b=0,4$ (табл. 1.1, рис. 1.4). Отже, із точки зору зменшення параметра шорсткості поверхні R_a ефективно процес шліфування здійснювати алмазним кругом із зернами, що містять майданчики зношування на вершинах. Слід зазначити, що майданчиків зношування на вершинах зернах круга можна досягти як під час шліфування, так і під час притуплення зерен алмазним олівцем [43, 45].

Таблиця 1.1 – Розрахункові значення параметра шорсткості поверхні R_a (мкм)

b, мкм	x/b								
	0	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
1	0,25	0,23	0,21	0,18	0,14	0,1	0,065	0,032	0,009
10	2,5	2,3	2,1	1,8	1,4	1,0	0,65	0,32	0,09

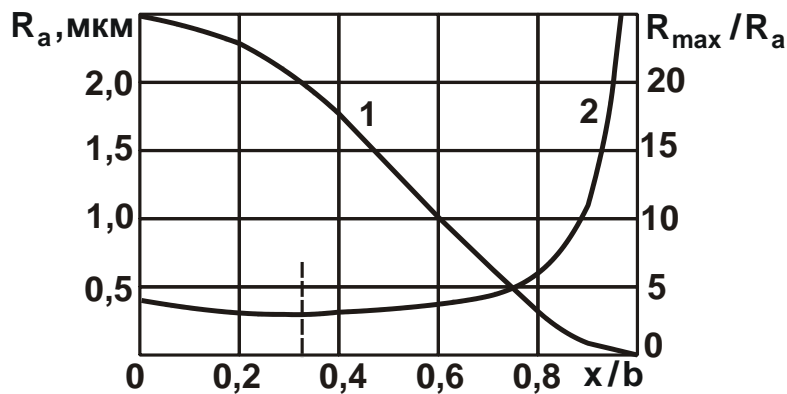


Рисунок 1.4 – Залежності параметра шорсткості поверхні R_a (1) і відношення параметрів шорсткості поверхні R_{max}/R_a (2) від безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b$

Зі зменшенням параметра b параметр шорсткості поверхні R_a також зменшується, причому, більш ніж за лінійною залежністю. Це вказує на ефективність застосування фінішних методів алмазно-абразивної обробки (обробки вільним абразивом, абразивного полірування тощо), які здійснюються із незначними товщинами зрізів, тобто із незначними значеннями параметра b .

Виходячи із залежності (1.12), можна визначити відношення параметрів шорсткості поверхні R_{max}/R_a , розглядаючи параметр шорсткості поверхні $R_{max} = b - x$ (рис. 1.3):

$$\frac{R_{max}}{R_a} = \frac{(b-x)}{b} \cdot \frac{4}{\left(1 - \frac{x^2}{b^2}\right)^2} = \left(1 - \frac{x}{b}\right) \cdot \frac{4}{\left(1 - \frac{x^2}{b^2}\right)^2} = \frac{4}{\left(1 - \frac{x^2}{b^2}\right) \cdot \left(1 + \frac{x}{b}\right)}. \quad (1.13)$$

Із отриманої залежності (1.13) витікає екстремальний характер зміни відношення R_{max}/R_a зі зміною відношення x/b . Для визначення екстремального значення відношення $x/b = \eta$ підпорядкуємо залеж-

ність (1.13) необхідній умові екстремуму: $(R_{\max}/R_a)'_{\eta} = 0$. У результаті диференціювання відношення R_{\max}/R_a за змінним безрозмірним коефіцієнтом $\eta = x/b$ і, підпорядковуючи отриманий вираз необхідній умові екстремуму $(R_{\max}/R_a)'_{\eta} = 0$, отримано квадратне рівняння:

$$\eta^2 + \frac{2}{3} \cdot \eta - \frac{1}{3} = 0. \quad (1.14)$$

Його рішення: $\eta = -\frac{1}{3} \pm \sqrt{\frac{1}{9} + \frac{1}{3}}$. Оскільки безрозмірний коефіцієнт

η може приймати лише позитивні значення, то справедливе рішення:

$\eta = -\frac{1}{3} + \sqrt{\frac{1}{9} + \frac{1}{3}} = 0,333$. Отже екстремальне значення безрозмірного коефіцієнта $\eta = 0,333$.

У табл. 1.2 і на рис. 1.4 наведено розрахункові значення відношення R_{\max}/R_a залежно від безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b$.

Таблиця 1.2 – Розрахункові значення відношення R_{\max}/R_a

$\eta = x/b$	0	0,2	0,3	0,4	0,5	0,7	0,9	0,95	0,97	0,99
R_{\max}/R_a	4	3,47	3,38	3,4	3,56	4,61	11,1	21,1	34,36	101

Як витікає із табл.1.2, зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b$ відношення R_{\max}/R_a змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму за умови $\eta = 0,333$. У точці мінімуму відношення $R_{\max}/R_a = 3,37$. Із подальшим збільшенням безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b \rightarrow 1$ відношення $R_{\max}/R_a \rightarrow \infty$. Отже, у реальних умовах шліфування відношення R_{\max}/R_a може значно перевищувати значення $R_{\max}/R_a = 4$. Це відповідає експериментальним даним, наведеним у науково-технічній літературі, згідно яким відношення параметрів шорсткості поверхні R_{\max}/R_a під час шліфування може змінюватися у межах 4 ... 11 [69].

У роботі [105] експериментально встановлено, що під час абразивного полірування відношення R_{\max}/R_a може досягати значення 30 і більше (рис. 1.5). Це також відповідає отриманому теоретичному рішенню і пов'язане із приблизно одновисотним розташуванням ріжучих

зерен на робочій поверхні алмазно-абразивного інструменту (полірувальника), чого неможливо досягти в умовах шліфування.

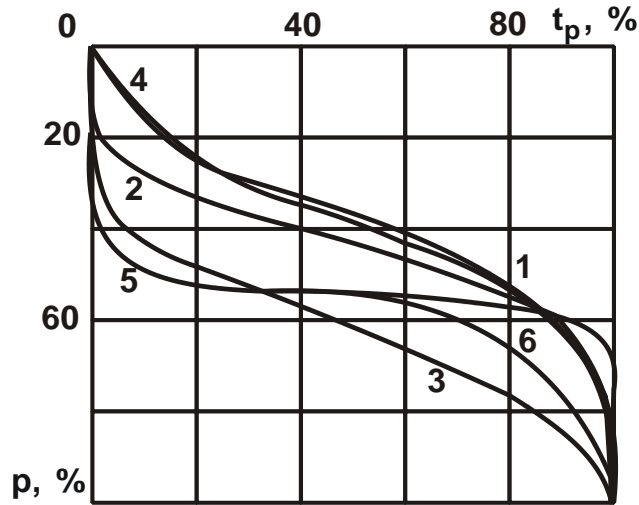


Рисунок 1.5 – Відносні опорні криві поверхонь зразків зі сплаву АМг4 після різних методів обробки (а) та вигляд спрощеної функції $L(\bar{y})$ (б):

- 1 – прокат (вихідна поверхня); 2 – гідроабразивна; 3 – точіння;
- 4 – фрезерування; 5 – абразивне полірування; 6 – точіння алмазом

Під час шліфування, як відомо, має місце різновисотне виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, що й визначає досягнення відносно незначних значень відношення параметрів шорсткості поверхні $b/R_a = R_{max}/R_a$ (у межах 4 ... 11). Таким чином, отримане теоретичне рішення дозволяє обґрунтувати експериментальні дані, за якими в умовах абразивного полірування відношення R_{max}/R_a приймає надзвичайно великі значення – 30 і більше.

Тому для більш повного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні розглянемо процес шліфування кругом із однотним розташуванням ріжучих зерен, що мають форму сфери. На рис. 1.6 наведено розрахункову схему для визначення параметрів шорсткості поверхні в указаних умовах шліфування. Для зручності розрахунків за початок координат прийнято точку, в якій відбувається контакт двох сусідніх зерен без урахування взаємного перекриття їх проєкцій (точка О). Параметр шорсткості поверхні R_{max} , що визначає максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні, дорівнює радіусу зерна R .

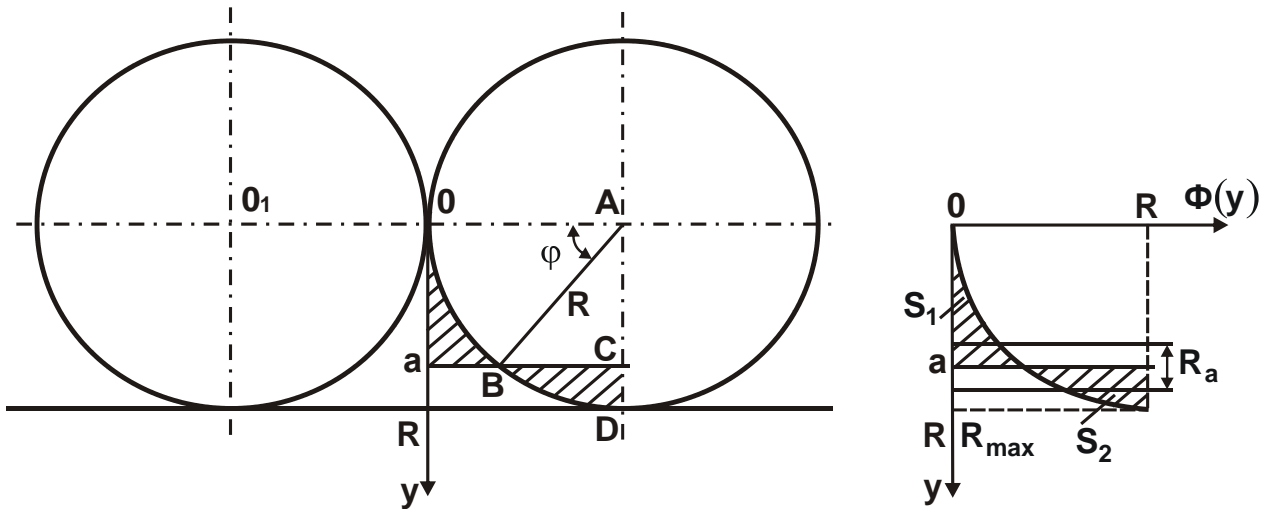


Рисунок 1.6 – Розрахункова схема для визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування без урахування взаємного перекриття проєкцій ріжучих зерен, що мають форму сфери

У цьому випадку класична функція – опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні [69], що аналітично описується функцією $\Phi(y)$, яку показано графічно на рис 1.3 для схеми шліфування кругом із ріжучими зернами у формі конусів, буде змінюватися не за лінійною залежністю, а за залежністю, що описує коло радіусом R . На початку координат $y = 0$ функція $\Phi(y) = 0$, а на рівні $y = R$ функція $\Phi(y) = R$.

Для визначення параметра шорсткості поверхні R_a спочатку визначимо положення середньої лінії a мікропрофілю обробленої поверхні за методикою, наведеною раніше для випадку шліфування кругом із ріжучими зернами у формі конусів. Площа S_1 (рис. 1.6) визначає площу, яку займають мікровиступи, а площа S_2 – площу, яку займають мікрозападини на обробленій поверхні. Із геометричної точки зору площа S_1 дорівнює різниці площі прямокутника $a \cdot R$ та площі сегмента OAB із центральним кутом φ і прямокутного трикутника ABC :

$$S_1 = a \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot a \cdot R \cdot \cos \varphi. \quad (1.15)$$

Площа S_2 дорівнює різниці площі сегмента ABC із центральним кутом $(\pi/2 - \varphi)$ і прямокутного трикутника ABC :

$$S_2 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot a \cdot R \cdot \cos \varphi. \quad (1.16)$$

Наведені залежності (1.15) і (1.16) містять однакову величину – площу $S_0 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} + \frac{1}{2} \cdot a \cdot R \cdot \cos \varphi$, що дозволяє їх спростити:

$$S_1 = a \cdot R - S_0; \quad (1.17)$$

$$S_2 = \frac{\pi}{4} \cdot R^2 - S_0. \quad (1.18)$$

Положення середньої лінії a мікропрофілю обробленої поверхні визначається за умови рівності площ S_1 і S_2 . У результаті розрахунків отримано:

$$a = \frac{\pi}{4} \cdot R. \quad (1.19)$$

Параметр шорсткості поверхні R_a визначається за умови:

$$R_a = \frac{2 \cdot S_1}{R} = 2 \cdot a - \frac{2 \cdot S_0}{R}. \quad (1.20)$$

Для визначення площі S_0 необхідно знати кут φ , який визначається за умови:

$$\sin \varphi = \frac{a}{R} = \frac{\pi}{4} = 0,785. \quad (1.21)$$

Тоді із урахуванням залежності (1.20) маємо:

$$R_a = 0,191 \cdot R. \quad (1.22)$$

Оскільки у даному випадку параметр шорсткості поверхні $R_{\max} = R$, то відношення $R_{\max}/R_a = 5,23$, що відповідає відомим практичним даним, отриманим під час шліфування.

Розглянемо випадок формування шорсткості поверхні із урахуванням перекриття проєкцій зерен (рис. 1.7,а), тобто за заданим значенням параметра $H > 0$. У цьому випадку параметр шорсткості поверхні R_{\max} менше за радіус зерна R і визначається величиною $R - a_1$ (рис. 1.7,б), де значення a_1 відповідає точці перетину двох кіл, що описують положення двох сусідніх зерен.

Площа S_1 визначається за методикою:

1. Визначається площа S_{11} , що дорівнює різниці площі прямокутника $a \cdot R$ та суми площі сегмента EAB із центральним кутом φ і площі прямокутного трикутника ABC , та залежить від довжини дуги EB :

$$S_{11} = a \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right). \quad (1.23)$$

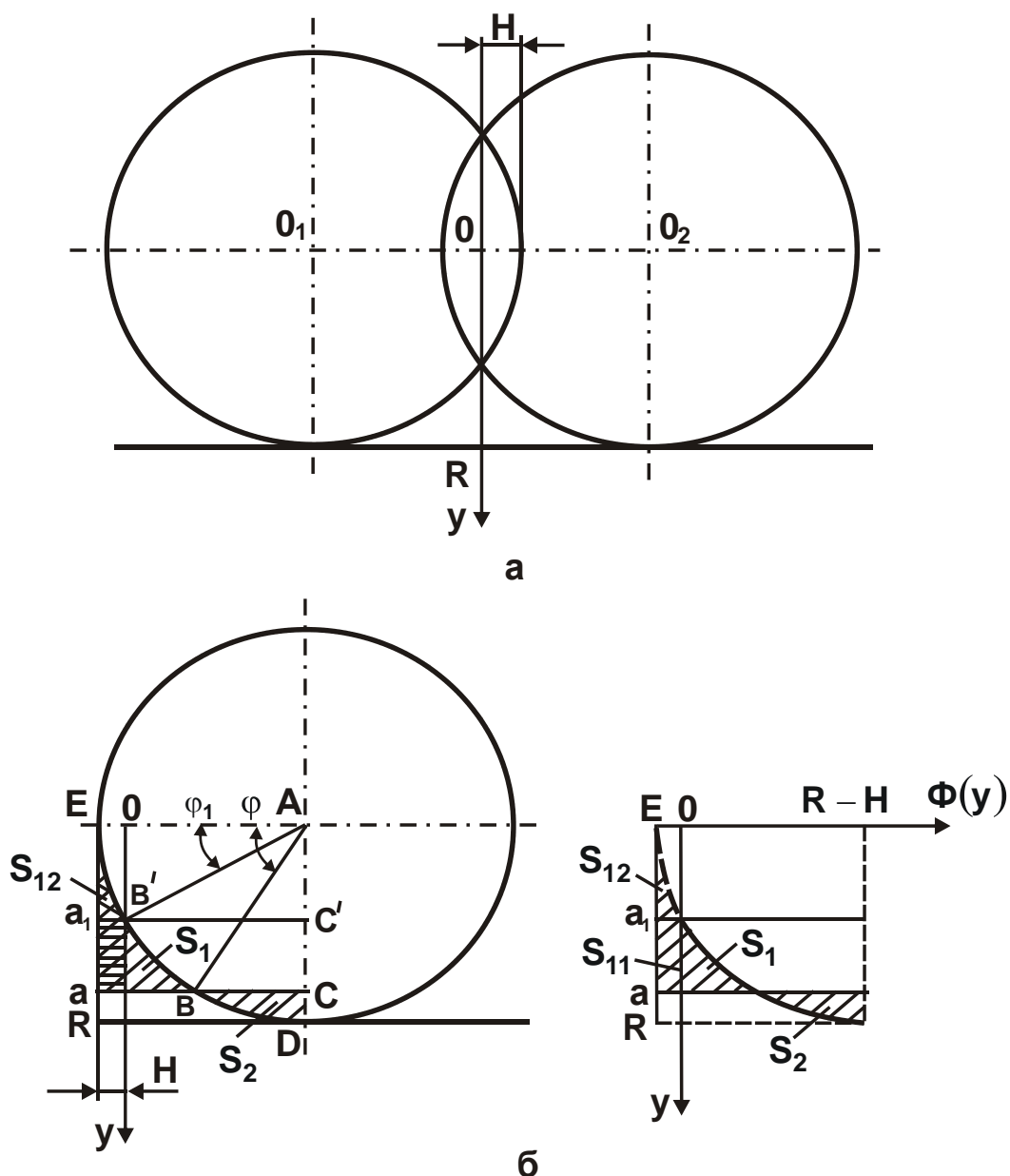


Рисунок 1.7 – Розрахункова схема визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування із урахуванням взаємного перекриття проєкцій ріжучих зерен, що мають форму сфери

2. Визначається площа S_{11} , що дорівнює різниці площі прямокутника $a_1 \cdot R$ та суми площі сегмента EAB' із центральним кутом φ_1 і площі прямокутного трикутника $AB'C'$, і залежить від довжини дуги EB' :

$$S_{12} = a_1 \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi_1}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} - \varphi_1\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \varphi_1\right). \quad (1.24)$$

3. Остаточна площа S_1 визначається різницею площ S_1 , S_1 та площі прямокутника $(a - a_1) \cdot H$ і залежить від довжини дуги $B'B$:

$$S_1 = S_{11} - S_{12} - (a - a_1) \cdot H = a \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} - \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi - a_1 \cdot R + \\ + \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi_1}{2\pi} + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi_1 - (a - a_1) \cdot H. \quad (1.25)$$

Площа S_2 визначається різницею площі сегмента EAB із центральним кутом $(\pi/2 - \varphi)$ і прямокутного трикутника ABC:

$$S_2 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)}{2\pi} - \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi. \quad (1.26)$$

Залежності (1.25) і (1.26) містять однакову величину

$$S_0 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi. \quad (1.27)$$

Тому площі S_1 і S_2 можна виразити так:

$$S_1 = a \cdot R - a_1 \cdot R + R^2 \cdot \frac{\varphi_1}{2} + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi_1 - (a - a_1) \cdot H - S_0; \quad (1.28)$$

$$S_2 = \frac{\pi}{4} \cdot R^2 - S_0. \quad (1.29)$$

Положення середньої лінії a мікропрофілю обробленої поверхні визначається за умови рівності площ S_1 і S_2 . У результаті розрахунків отримано:

$$a = a_1 - \frac{R}{\left(1 - \frac{H}{R}\right)} \cdot \left(\frac{\varphi_1}{2} + \frac{\sin 2\varphi_1}{4} - \frac{\pi}{4}\right). \quad (1.30)$$

За умови $H = 0$ ($\varphi_1 = 0$) маємо:

$$a = \frac{\pi}{4} \cdot R. \quad (1.31)$$

Як видно, залежність (1.31) ідентична залежності (1.19). Отже, розрахунки виконано правильно.

Кут φ_1 визначається із залежності:

$$\cos \varphi_1 = \frac{R - H}{R} = 1 - \frac{H}{R}. \quad (1.32)$$

Кут φ визначається із залежності:

$$\sin \varphi = \frac{a}{R}, \quad (1.33)$$

у якій параметр a визначається із залежності (1.30).

Далі розрахунковим шляхом за залежністю (1.27) визначається площа S_0 , а за залежностями (1.27) – (1.29) – площі S_1 і S_2 , які за умовою виконання розрахунків мають бути рівними між собою.

За встановленим значенням площ S_1 і S_2 , за залежністю (1.20): $R_a = 2 \cdot S_1 / R$ визначається параметр шорсткості поверхні R_a , а за залежністю $R_{\max} = R - a_1$ – параметр шорсткості поверхні R_{\max} .

Розрахунками встановлено, що для більш точного визначення параметра шорсткості поверхні R_a розрахункові значення слід отримувати із точністю до 9 знаку (число $\pi = 3,14159265359$).

Розглянемо чисельні розрахунки параметрів шорсткості поверхні R_a , R_{\max} і відношення R_{\max} / R_a для різних значень H/R .

1. Уточнимо рішення для випадку $H/R = 0$ (рис. 1.6) із урахуванням числа $\pi = 3,14159265359$: тригонометрична функція $\cos \varphi_1 = 1$. Отже, кут $\varphi_1 = 0$; $\sin \varphi_1 = 0$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0$.

Після підстановки отриманих значень a_1 , φ_1 , $\sin \varphi_1$ і $\cos \varphi_1$ у залежність (1.30) розраховано положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні: $a = 0,785398163 \cdot R$. За залежністю (1.33) отримано: $\sin \varphi = a/R = 0,785398163$, тоді $\varphi = 51,757518479^\circ = 0,903339110$ радіан; $\cos \varphi = 0,618990892$. За залежностями (1.28) і (1.29) визначено площі $S_1 = S_2 = 0,090651453 \cdot R^2$. Оскільки площі S_1 і S_2 рівні, то розрахунки виконано правильно. Параметри шорсткості поверхні приймають значення: $R_a = 0,181302906 \cdot R$; $R_{\max} = R$; $R_{\max} / R_a = 5,515631393$.

Як видно, відношення R_{\max} / R_a незначно відрізняється від аналогічного відношення, рівного 5,23, отриманого раніше із урахуванням спрощеного значення числа $\pi = 3,14$. Тому для випадку $H/R = 0$ можна розрахунок здійснювати за значенням числа $\pi = 3,14$. Однак за умови $H/R > 0$ необхідне розрахунок здійснювати за уточненим числом $\pi = 3,14159265359$.

2. Прийmemo $H/R = 0,1$. Тоді маємо $\cos \varphi_1 = (R - H)/R = 1 - H/R = 0,9$, звідки $\varphi_1 = 25,841932763^\circ = 0,451026812$ радіан; $\sin \varphi_1 = 0,435889894$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,435889894 \cdot R$. За залежністю (1.30): $a = 0,84 \cdot R$. Відповідно, $\sin \varphi = a/R = 0,840039574$; $\varphi = 57,144298773^\circ = 0,997356162$ радіан; $\cos \varphi = 0,542525127$. За залежностями (1.27) – (1.29) отримано:

$S_1 = S_2 = 0,058848793 \cdot R^2$. Параметри шорсткості поверхні дорівнюють: $R_a = 0,117697587 \cdot R$; $R_{\max} = R - a_1 = 0,564110106 \cdot R$; $R_{\max}/R_a = 4,79287741$. Як видно, R_{\max}/R_a за умови $H/R = 0,1$ менше, ніж за умови $H/R = 0$.

3. Прийmemo $H/R = 0,2$. У результаті розрахунків встановлено значення: $\cos \varphi_1 = 1 - H/R = 0,8$; $\varphi_1 = 36,869897646^\circ = 0,643501109$ радіан; $\sin \varphi_1 = 0,6$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,6 \cdot R$; $a = 0,879559511 \cdot R$. Відповідно, значення: $\sin \varphi = a/R = 0,879559511$; $\varphi = 61,589273074^\circ = 1,074935599$ радіан; $\cos \varphi = 0,475788888$. За залежностями (1.27) – (1.29) отримано: $S_1 = S_2 = 0,038688042 \cdot R^2$. Параметри шорсткості поверхні приймають значення: $R_a = 0,077376094 \cdot R$; $R_{\max} = R - a_1 = 0,4 \cdot R$; $R_{\max}/R_a = 5,17$. У даному випадку відношення R_{\max}/R_a більше, ніж у випадку $H/R = 0,1$. Отже, за умови $H/R = 0,1$ має місце мінімум функції R_{\max}/R_a .

4. Прийmemo $H/R = 0,3$. У результаті розрахунків встановлено значення: $\cos \varphi_1 = 1 - H/R = 0,7$; $\varphi_1 = 45,572995999^\circ = 0,795398830$ радіан; $\sin \varphi_1 = 0,714142842$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,714142842 \cdot R$; $a = 0,910926776 \cdot R$. Відповідно, $\sin \varphi = a/R = 0,910926776$; $\varphi = 65,633740918^\circ = 1,145524879$ радіан; $\cos \varphi = 0,049452148$. За залежностями (1.27) – (1.29) отримано: $S_1 = S_2 = 0,024726074 \cdot R^2$. Тоді параметри шорсткості поверхні приймають значення: $R_a = 0,049452148 \cdot R$; $R_{\max} = R - a_1 = 0,285857158 \cdot R$; $R_{\max}/R_a = 5,78$. Відношення R_{\max}/R_a більше, ніж у випадку $H/R = 0,2$.

5. Прийmemo $H/R = 0,4$. У результаті розрахунків встановлено значення: $\cos \varphi_1 = 1 - H/R = 0,6$; $\varphi_1 = 53,130102354^\circ = 0,927295218$ радіан; $\sin \varphi_1 = 0,8$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,8 \cdot R$; $a = 0,936250923 \cdot R$. За цими значеннями встановлено: $\sin \varphi = a/R = 0,936250923$; $\varphi = 69,431189113^\circ = 1,211802854$ радіан; $\cos \varphi = 0,351332049$. За залежностями (1.27) – (1.29) отримано: $S_1 = S_2 = 0,015029258 \cdot R^2$. Параметри шорсткості поверхні приймають значення: $R_a = 0,030058516 \cdot R$; $R_{\max} = R - a_1 = 0,2 \cdot R$; $R_{\max}/R_a = 6,65$. У даному випадку R_{\max}/R_a більше, ніж у випадку $H/R = 0,3$.

6. Прийmemo $H/R = 0,5$. У цьому випадку $\cos \varphi_1 = 1 - H/R = 0,5$. Отже, кут $\varphi_1 = 60^\circ$; $\sin \varphi_1 = 0,866$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,866 \cdot R$.

Підставляючи отримані значення a_1 , φ_1 , $\sin \varphi_1$ і $\cos \varphi_1$ у залежність (1.30), визначено положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні: $a = 0,956334 \cdot R$.

Виходячи із залежності (1.33), визначено значення $\sin \varphi = 0,956334$; $\varphi = 73^\circ$; $\cos \varphi = 0,2924$.

Підставляючи ці значення у залежності (1.27) – (1.29), визначено площі $S_1 = S_2 = 0,0084618 \cdot R^2$. Оскільки площі S_1 і S_2 рівні, то розрахунки виконано правильно.

Відповідно, параметри шорсткості поверхні дорівнюють: $R_a = 0,0169236 \cdot R$; $R_{\max} = 0,134 \cdot R$. Їх відношення $R_{\max}/R_a = 7,91$. Порівняно із випадком $H/R = 0,4$ параметри шорсткості поверхні R_a і R_{\max} приймають менші значення, а відношення R_{\max}/R_a – більше значення. Отже, участь у процесі формування шорсткості обробленої поверхні більшої кількості ріжучих зерен призводить до зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a , R_{\max} і збільшення R_{\max}/R_a .

7. Розглянемо випадок $H/R = 0,8$. Розрахунками встановлено: $\cos \varphi_1 = 1 - H/R = 0,2$; $\varphi_1 = 1,369438406$ радіан; $\sin \varphi_1 = 0,979795897$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,979795897 \cdot R$. Виходячи із залежності (1.30), отримано: $a = 0,99399275 \cdot R$; $\sin \varphi = a/R = 0,99329275$; $\varphi = 1,4549105106$ радіан. Із урахуванням залежностей (1.27) – (1.29) маємо: $S_0 = 0,784880789 \cdot R^2$; $S_1 = S_2 = 0,000517374 \cdot R^2$. Параметри шорсткості поверхні дорівнюють: $R_a = 0,001034748 \cdot R$; $R_{\max} = 0,020204103 \cdot R$; $R_{\max}/R_a = 19,53$.

Таким чином встановлено, що у випадку $H/R = 0,8$ параметри R_a і R_{\max} менше, а відношення R_{\max}/R_a більше, ніж у випадку $H/R = 0,5$. Отже, зі збільшенням кількості зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні під час шліфування параметри R_a і R_{\max} зменшуються, а відношення R_{\max}/R_a збільшується.

8. Розглянемо випадок $H/R = 0,9$.

За наведеними розрахунковими залежностями спочатку встановлено значення величин: $\cos \varphi_1 = 1 - H/R = 0,1$; $\varphi_1 = 1,470628906$ радіан; $\sin \varphi_1 = 0,994987437$; $a_1 = R \cdot \sin \varphi_1 = 0,994984437 \cdot R$. Підставляючи ці значення у залежність (1.30), отримано: $a = 0,998330821 \cdot R$. Відповідно, $\sin \varphi = a/R = 0,998330821$; $\varphi = 1,513009761$ радіан; $\cos \varphi = 0,057754402$.

Площі $S_1 = S_2 = 0,000064283 \cdot R^2$. Тоді маємо: $R_a = 0,000128566 \cdot R$; $R_{\max} = 0,005012563 \cdot R$; $R_{\max}/R_a \approx 39$. Як видно, зі збільшенням відношення H/R , починаючи зі значення $H/R = 0,1$, параметри шорсткості поверхні R_a і R_{\max} зменшуються, а відношення R_{\max}/R_a збільшується (табл. 1.3, рис. 1.8,), приймаючи за умови $H/R = 0,9$ значення $R_{\max}/R_a \approx 39$, яке не властиве процесу шліфування, однак, досягається в умовах абразивного полірування (рис. 1.5 [105]). При цьому встановлено, що збільшення відношення R_{\max}/R_a відбувається завдяки зміні функції $\Phi(y)$ (рис. 1.6, рис. 1.7), у результаті чого параметр шорсткості поверхні R_a зменшується більш інтенсивне порівняно зі зменшенням параметра R_{\max} .

Таблиця 1.3 – Розрахункові значення відношень R_a/R і R_{\max}/R_a

H/R	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,8	0,9
R_a/R	0,1813	0,1177	0,0774	0,0495	0,03	0,01692	0,0010347	0,0001285
$\frac{R_{\max}}{R_a}$	5,51	4,79	5,17	5,78	6,65	7,91	19,53	39

Із табл. 1.3 також витікає, що зі зміною відношення H/R у діапазоні 0 ... 0,3 відношення R_{\max}/R_a змінюється незначно, що співпадає із відомими експериментальними даними, отриманими в умовах шліфування. Із подальшим збільшенням відношення H/R відношення R_{\max}/R_a інтенсивне збільшується, що співпадає із відомими експериментальними даними, отриманими в умовах абразивного полірування. Це пов'язано із тим, що в умовах шліфування значно менше абразивних зерен приймає участь у процесі формування шорсткості поверхні порівняно із процесом абразивного полірування.

Відношення R_a/R , навпаки, зі збільшенням відношення H/R інтенсивне зменшується, що указує на ефективність застосування абразивного полірування на фінішних операціях для зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{\max} .

Таким чином, на основі проведеного теоретичного аналізу встановлено, що суттєво збільшуючи кількість зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні під час шліфування, можна досягти

значного зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a , R_{max} та збільшення відношення R_{max}/R_a .

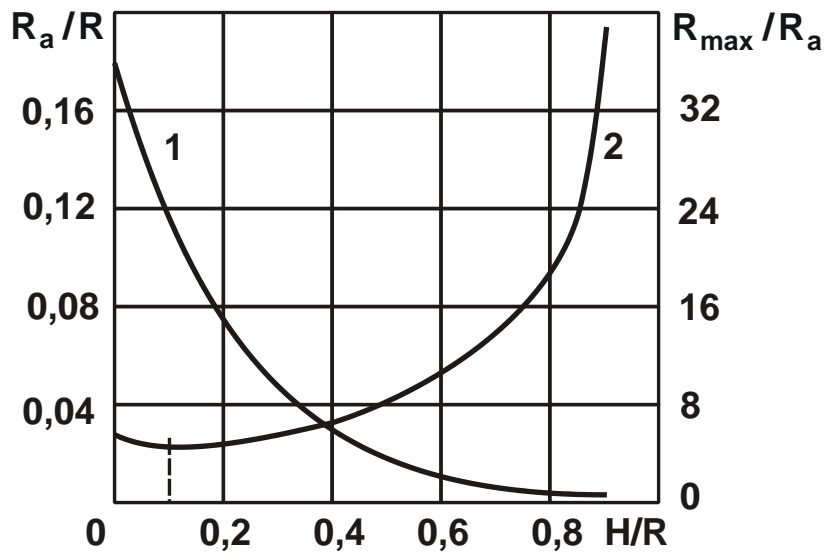


Рисунок 1.8 – Залежності відношень R_a/R (1) і R_{max}/R_a (2) від відношення H/R

Отримане теоретичне рішення відповідає наведеному раніше рішенню стосовно умов шліфування кругом із ріжучими зернами, що мають форму усіченого конуса. Отже, представляючи ріжучі зерна у формі сфери та усіченого конуса, отримано близькі рішення, які підтверджуються експериментально встановленими даними, наведеним на рис. 1.5 [105], за якими відношення R_{max}/R_a може досягати надзвичайно великих значень (більше 30).

Якщо ж моделювати ріжучі зерна у вигляді гостровершинних зерен, (рис. 1.1), то приходимо до спрощеного теоретичного рішення: $R_{max}/R_a = 4$, тобто відношення R_{max}/R_a залишається постійним незалежно від кількості ріжучих зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. Це рішення певною мірою відповідає умовам алмазного шліфування та не відповідає умовам абразивного полірування. Тому для більш достовірного кількісного оцінювання параметрів шорсткості поверхні під час алмазно-абразивної обробки їх розрахунки слід виконувати із урахуванням участі в різанні зерен, що мають форму сфери або усіченого конуса, враховуючи, таким чином, закономірності зношування зерен та утворення на робочій поверхні круга сталого в часі ріжучого рельєфу. Однак, для більш точного теоре-

тичного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні під час шліфування (або застосування інших методів алмазно-абразивної обробки) необхідно враховувати імовірнісний характер розташування ріжучих зерен на робочій поверхні круга, особливо їх різновисотне виступання над рівнем зв'язки круга.

1.3. Теоретичні та експериментальні дослідження алмазного глибинного шліфування

1.3.1. Спрощений розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час глибинного шліфування

Існуючі підходи до розрахунку параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування, як зазначалося раніше, в основному базуються на імовірнісному представленні закономірностей процесу участі зерен у різанні [40]. У розрахунках ріжучі зерна проектуються на фіксовану діаметральну площину круга, яка здійснює обертальний рух. У результаті накладання і перекриття проекцій зерен на площині утворюється область суцільного перекриття, яка за допомогою теореми множення незалежних випадкових величин або інших теорем теорії імовірності описується функцією імовірності мікронерівностей.

Задаючи необхідну ступінь точності значень такої функції, визначають параметри шорсткості поверхні R_a , R_{max} , R_z .

Якщо розглядати у розрахунках не всі зерна, що приймають участь у зніманні припуску, а лише ті, які приймають участь у остаточному формуванні шорсткої поверхні, тобто зерна, що залишили свій слід на обробленій поверхні, то вирішення завдання щодо визначення параметрів шорсткості поверхні можна значно спростити.

На рис. 1.9 наведено розрахункову схему круглого урізного шліфування, на прикладі якої проведемо розрахунок параметрів шорсткості обробленої поверхні. Оброблювану деталь умовно представимо нескінченною безліччю діаметральних площин, які періодично контактують із робочою поверхнею круга, припускаючи, що характер взаємодії інших площин залишиться тим самим.

Під час обертання фіксованої площини навколо осі O_2 у межах довжини дуги контакту круга із оброблюваною деталлю знімання при-

пуску здійснюється за лінією ABC, що характеризує межу завершення зрізання ріжучими зернами оброблюваного матеріалу товщиною t , який підводиться у зону різання. Не знятий матеріал у вигляді гребінців залишкових мікронерівностей характеризує параметр шорсткості поверхні R_{max} . Використовуючи результати досліджень, наведених у роботі [69], нескладно встановити зв'язок між параметрами шорсткості поверхні R_a і R_{max} , який може бути виражено залежністю $R_{max} = 4 \cdot R_a$.

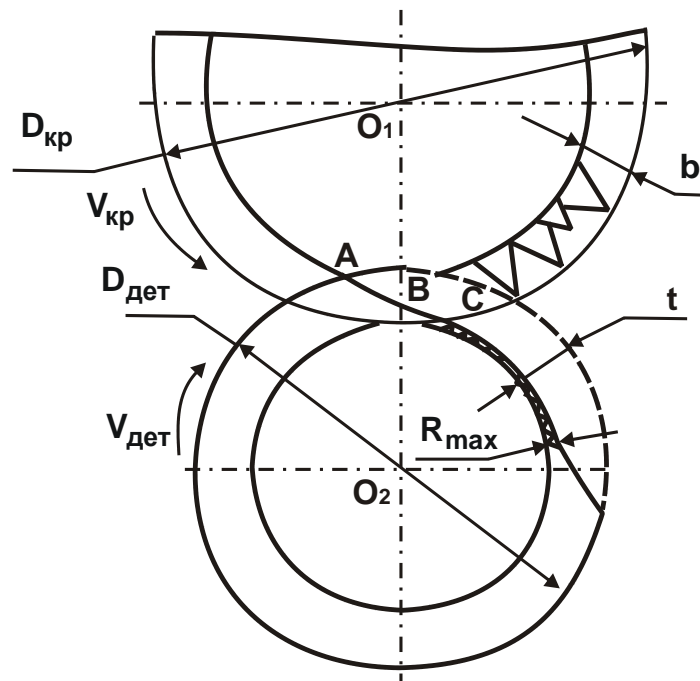


Рисунок 1.9 – Схема формування параметра шорсткості поверхні R_{max} під час урізного шліфування

Під час розрахунку шорсткості обробленої поверхні приймемо деякі припущення. Вважатимемо, що формування шорсткості обробленого шару здійснюється за один оберт деталі, а ріжучі зерна, розташовані на робочій поверхні круга, підпорядковані рівномірному закону розподілу над рівнем зв'язки і максимальна величина їх виступання над рівнем зв'язки дорівнює b .

Розглянемо діаметральний переріз робочої частини шліфувального круга і спроектуємо ріжучі зерна на цей переріз. Оскільки максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга дорівнює b , то площа, що обмежує ці проекції, дорівнюватиме добутку ширини круга B і величини b . Отриману площу розіб'ємо на безліч осередків квадратної форми, розмір осередку визначатиметься параметром a . Площу осередку приймемо рівною ΔS (рис. 1.10).

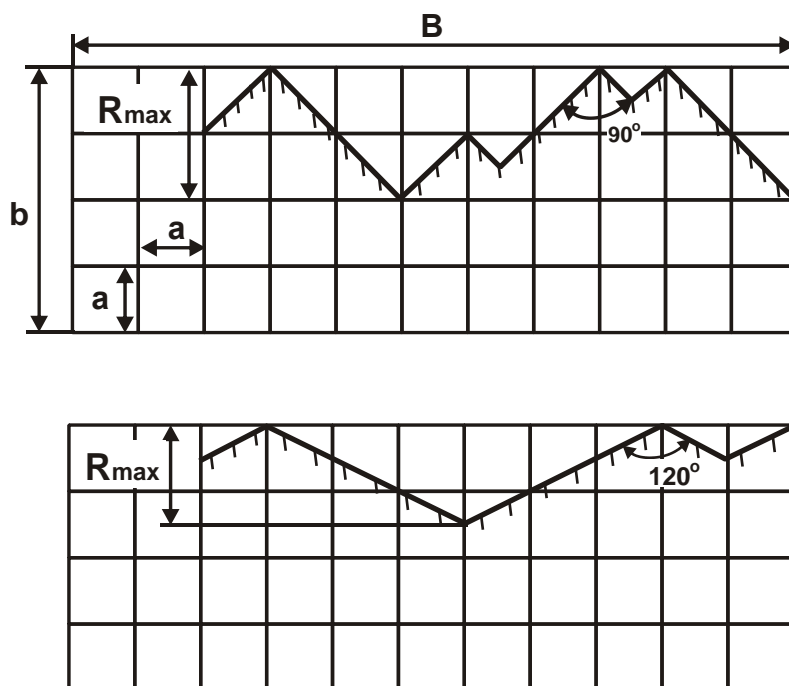


Рисунок 1.10 – Схема розташування вершин зерен над рівнем зв'язки круга

Згідно із рівномірним законом розміщення зерен над зв'язкою круга, у кожному осередку буде розміщуватися одна вершина зерна.

На заключній стадії формування мікронерівності в умовах глибокого шліфування максимальне впровадження зерен в оброблювану поверхню здійснюватиметься на величину R_{\max} . У зв'язку із цим, розглянемо комірки, в які потрапили вершини зерен, розташовані на рівні та вище величини $(b - R_{\max})$. Тоді площа, що обмежує ці комірки, визначиться добутком параметрів $b \cdot R_{\max}$. Вершини зерен у комірках, що розглядаються, можуть займати різне положення. Тому для визначення параметра R_{\max} будемо розглядати найнесприятливіші умови, тобто умови, коли відстань між вершиною та западиною проєкцій сусідніх зерен буде максимальною і дорівнюватиме параметру R_{\max} .

Важливим параметром у розрахунковій схемі є кут у вершини ріжучої частини зерна. Згідно робіт [8, 71], значення цього кута змінюється у межах $90^\circ \dots 120^\circ$. Тому в розрахунках обмежимося зміною указанного кута у цих межах.

На рис. 1.10 наведено схему розміщення вершин зерен у осередках для найнесприятливішого випадку. Тут значення параметра шорст-

кості поверхні R_{\max} , виходячи із геометричного уявлення положення вершин зерен у комірках, буде максимальним. Із огляду на це (зі зміною кута загострення зерен у діапазоні $90^\circ \dots 120^\circ$), параметр шорсткості поверхні R_{\max} прийматиме значення $1,5 \cdot a \dots 2,0 \cdot a$. Надалі буде розглянуто найгірший випадок, тобто коли параметр шорсткості поверхні дорівнює $R_{\max} = 2 \cdot a$. Тоді на фіксованій площині залишать свій слід тільки ті зерна, виступання вершин яких над зв'язкою круга більше або дорівнюватиме величині $(b - R_{\max})$. Інші ж зерна, незважаючи на можливість участі їх у різанні, із кінематичного погляду не вплинуть на максимальну висоту залишкових мікронерівностей обробленої поверхні.

Під час розрахунку параметрів шорсткості поверхні необхідно знати кількість зерен, що проконтактували із поверхнею та мають висоту виступання над рівнем зв'язки круга більшу або рівну величині $(b - R_{\max})$. Згідно із прийнятим рівномірним законом розподілу вершин зерен над зв'язкою круга та, нехтуючи їх зношуванням у процесі шліфування, маємо

$$n = k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau \cdot B \cdot \frac{R_{\max}}{b}, \quad (1.34)$$

де k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²;

$V_{\text{кр}}$ – швидкість круга, м/с

τ – час контакту деталі (за лінією C_1C) із кругом, с;

B – ширина круга, м.

Розглянемо розрахункову схему, наведену на рис. 1.11. Час контакту точки C із робочою поверхнею круга описується залежністю:

$$\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}}, \quad (1.35)$$

де $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с.

У наведеній залежності параметр l визначає довжину дуги контакту ріжучих зерен із оброблюваною поверхнею, які починають формувати шорсткість поверхні у точці A і закінчують її формувати у точці C :

$$l = AC = 2 \cdot R_{\text{дет}} \cdot \alpha. \quad (1.36)$$

Кут α і довжина l визначаються із розв'язання системи тригонометричних рівнянь:

$$\begin{cases} R'_{\text{дет}} \cdot \cos \alpha + R_{\text{кр}} \cdot \cos \beta = (R'_{\text{дет}} + R_{\text{кр}}) - R_{\max}, \\ R'_{\text{дет}} \cdot \sin \alpha = R_{\text{кр}} \cdot \sin \beta, \end{cases} \quad (1.37)$$

де $R'_{дет} = R_{дет} - t$;

t – глибина шліфування, м.

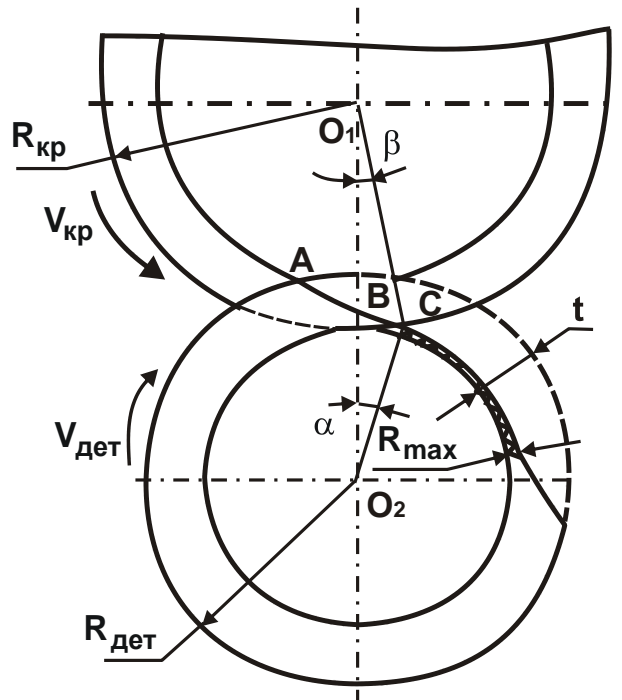


Рисунок 1.11 – Розрахункова схема для визначення шорсткості обробленої поверхні під час урізного шліфування

Після відповідних перетворень, із урахуванням умови $R'_{дет} \approx R_{дет}$, отримано:

$$\sin \alpha = \sqrt{\frac{2 \cdot R_{max} \cdot R_{кр}}{R_{дет} \cdot (R_{дет} + R_{кр})}} \quad (1.38)$$

Рішення системи рівнянь (1.37) наведено у роботі [48]. Приймаючи тригонометричну функцію $\sin \alpha \approx \alpha$ (у силу малих її значень) та із урахуванням залежності (1.34) визначено кількість зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні:

$$n = 2 \cdot k \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{max}}{\left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}\right)}} \cdot B \cdot \frac{R_{max}}{b} \quad (1.39)$$

Надалі, для зручності виконання розрахунків використано значення діаметрів деталі $D_{дет}$ і шліфувального круга $D_{кр}$. Тоді залежність (1.39) набуває вигляду:

$$n = 2 \cdot k \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}} \cdot B \cdot \frac{R_{max}}{b}. \quad (1.40)$$

Проектуючи ріжучі зерна на фіксовану діаметральну площину, із урахуванням зроблених припущень, можна прийняти, що їх вершини рівномірно заповняють всю площу $R_{max} \cdot B$ (рис. 1.10). Мінімальна площа комірки ΔS , до якої обов'язково потрапить одна вершина зерна, дорівнює

$$\Delta S = \frac{B \cdot R_{max}}{n}, \quad (1.41)$$

де розмір бічної сторони комірки дорівнює $a = \sqrt{\Delta S}$.

Таким чином, не вдаючись до імовірнісних розрахунків, вдалося графічно встановити залежність максимальної висоти мікронерівності R_{max} від розміру бічної сторони комірки a , тобто розрахунок параметра шорсткості обробленої поверхні звівся до визначення розміру бічної сторони елементарної комірки a .

За умови $R_{max} = 2 \cdot a$ складемо рівняння спільності:

$$\frac{2}{R_{max}^2} = k \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}} \cdot \frac{1}{b}. \quad (1.42)$$

Виражаючи рівняння (1.42) відносно параметра шорсткості поверхні R_{max} , отримано:

$$R_{max} = \sqrt[5]{\frac{4 \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}{k^2 \cdot V_{кр}^2} \cdot \left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}. \quad (1.43)$$

Виходячи із роботи [1], здійснимо заміну параметрів залежності (1.43) на об'ємну концентрацію алмазів круга m і зернистість круга \bar{X} :

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}; \quad (1.44)$$

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}, \quad (1.45)$$

де $(1 - \varepsilon)$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує міцність закладання зерна у зв'язці круга.

Після відповідних перетворень залежність (1.43) набуває вигляду:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{17,5 \cdot 10^4 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{дет}^2}{m^2 \cdot V_{кр}^2} \cdot \left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}. \quad (1.46)$$

Отримана залежність (1.46) для визначення параметра шорсткості поверхні R_{\max} однозначно встановлює зв'язок між параметрами режиму шліфування і характеристиками алмазного круга. Найбільше впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} зернистість алмазного круга, що підтверджується численними експериментальними даними. Наступними за важливістю параметрами у залежності (1.46) слід розглядати швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ і швидкість круга $V_{\text{кр}}$. Враховуючи те, що швидкість круга $V_{\text{кр}}$ у більшості випадків регулювати в широкому діапазоні складно через конструктивні особливості металоріжучого верстата і алмазного інструменту, більш прийнятним параметром, із точки зору управління параметром шорсткості обробленої поверхні R_{\max} , є швидкість деталі $V_{\text{дет}}$.

Для зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} потрібно зменшувати швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, що можливе в умовах глибинного шліфування. Значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ під час глибинного шліфування у 50 ... 60 разів менше реалізованої швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ під час багатопрхідного шліфування. Отже, параметр шорсткості поверхні R_{\max} може бути значно зменшений.

Враховуючи, що під час глибинного шліфування має місце більш висока продуктивність обробки Q , яка у декілька разів перевищує продуктивність обробки під час багатопрхідного шліфування, зменшення шорсткості поверхні в умовах глибинного шліфування відкриває нові технологічні можливості використання цього прогресивного методу шліфування. Таким чином, отримана розрахункова залежність (1.46) для визначення параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} дозволяє прогнозувати оптимальні умови глибинного алмазного шліфування.

1.3.2. Розрахунок максимальної товщини зрізу під час глибинного шліфування

Виконаємо кінематико-геометричний розрахунок максимальної товщини зрізу на прикладі круглого зовнішнього урізного глибинного шліфування. Для цього розглянемо розрахункову схему (рис. 1.12) для визначення максимальної товщини зрізу під час глибинного урізного

шліфуванні. Як і в п. 1.3.1, оброблювану деталь представлено нескінченною безліччю діаметральних площин, які періодично контактують із робочою поверхнею круга.

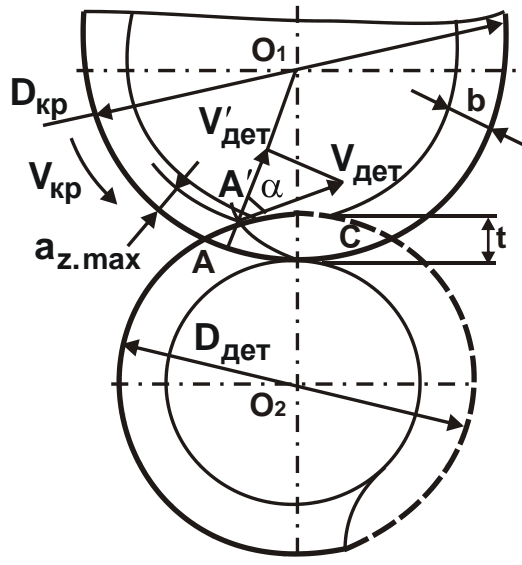


Рисунок 1.12 – Розрахункова схема для визначення максимальної товщини зрізу під час урізного глибокого шліфування

Прийнято, що ріжучі зерна, які розташовані на робочій поверхні круга, підпорядковані рівномірному закону їх виступання над рівнем зв'язки. Максимальна величина виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга дорівнює b .

Із множини діаметральних площин, якими умовно представлено деталь, виділимо одну із них і перемістимо її із положення A у нове положення A' (рис. 1.12). За час переміщення площини відбудеться накладання проекцій зерен на цю площину і утворення зони суцільного перекриття зерен. Максимальна висота мікронерівності від накладання проекцій зерен на площині визначатиме максимальну товщину зрізу $a_{z.max}$. У розрахунках приймемо, що знімання всього припуску під час обробки здійснюється за один оберт деталі. Для аналітичного визначення параметра $a_{z.max}$ слід скористатися методикою, наведеною у п. 7.1. Розмір бічної сторони комірки визначається параметром a .

У процесі шліфування, у момент утворення зони повного перекриття проекцій зерен, зрізається шар оброблюваного матеріалу товщиною, що дорівнює максимальній товщині зрізу. У зв'язку із цим, розглянемо комірки із вершинами зерен, які розташовані на рівні та вище

висоти $(b - a_{z.max})$. Площа контакту площини із зернами круга визначається добутком параметрів $B \cdot a_{z.max}$. Вершини зерен у комірках можуть займати різне положення. Проте, для визначення максимальної товщини зрізу $a_{z.max}$ слід розглядати найнесприятливіші умови, тобто умови, коли відстань між вершиною та западиною проекцій сусідніх зерен буде максимальною та рівною $a_{z.max}$. Значення кутів у вершин ріжучої частини зерен прийнято рівними $90^\circ \dots 120^\circ$. Тоді, як витікає із рис. 1.13, максимальна товщина зрізу змінюється у межах $1,5 \cdot a \dots 2,0 \cdot a$.

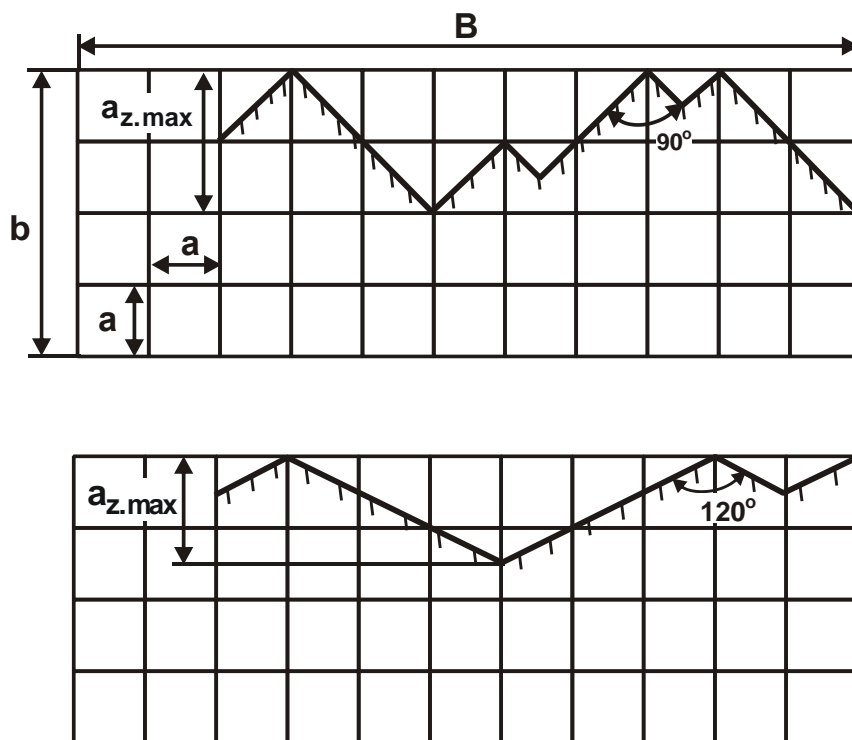


Рисунок 1.13 – Схема розташування вершин зерен над рівнем зв'язки круга

Для остаточного визначення максимальної товщини зрізу $a_{z.max}$ необхідно знати кількість зерен, які проконтактували із площиною, що мають висоту виступання над рівнем зв'язки круга більшу або рівну величині $(b - a_{z.max})$. Згідно із рівномірним законом розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки круга та, нехтуючи їх зношуванням у процесі шліфування, маємо:

$$n = k \cdot B \cdot L \cdot \frac{a_{z.max}}{b}, \quad (1.47)$$

де L – довжина робочої поверхні круга, на якій розташовано зерна, що зрізали шар матеріалу товщиною $a_{z.max}$, м.

Під час визначення довжини ділянки шліфувального круга, на якій розташовано зерна, що знімають матеріал із максимальною товщиною зрізу $a_{z.max}$, слід скористатися геометричними залежностями, наведеними у роботі [48].

Нормальна складова швидкості деталі відносно робочої поверхні круга визначається залежністю [48]:

$$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha, \quad (1.48)$$

де $\cos \alpha = \sqrt{2t \cdot \left(\frac{2}{D_{дет}} + \frac{2}{D_{кр}} \right)}$.

Час, протягом якого відбувається контакт ріжучих зерен ділянки круга довжиною L із оброблюваним матеріалом і, отже, відбувається його зріз на величину $a_{z.max}$, визначається залежністю:

$$\tau = \frac{L}{V_{кр}}. \quad (1.49)$$

Час τ також можна визначити за умов:

$$\tau = \frac{a_{z.max}}{V'_{дет}} = \frac{L}{V_{кр}}. \quad (1.50)$$

Виражаючи залежність (1.50) відносно довжини L , маємо:

$$L = \frac{V_{кр} \cdot a_{z.max}}{V_{дет} \cdot \sqrt{2t \cdot \left(\frac{2}{D_{дет}} + \frac{2}{D_{кр}} \right)}}. \quad (1.51)$$

Тоді залежність (1.47) набуде вигляду:

$$n = k \cdot B \cdot \frac{V_{кр} \cdot a_{z.max}^2}{V_{дет} \cdot \sqrt{\left(\frac{2}{D_{дет}} + \frac{2}{D_{кр}} \right)} \cdot b}. \quad (1.52)$$

Розглянемо розрахункову схему, наведену на рис. 1.13. Згідно із прийнятим рівномірним законом розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки круга має місце рівномірне заповнення вершинами зерен площі $B \cdot a_{z.max}$. Площа комірки, в яку обов'язково потрапить одна вершина зерна, дорівнює:

$$\Delta S = \frac{B \cdot a_{z.max}}{n}. \quad (1.53)$$

Розмір бічної сторони комірки визначається залежністю:

$$a = \sqrt{\Delta S}. \quad (1.54)$$

Після підстановки залежності (1.53) у залежність (1.54), отримано:

$$a_{z.max} = \frac{a^2 \cdot n}{B}. \quad (1.55)$$

Скористаємося раніше встановленою залежністю $a_{z.max} = 2 \cdot a$ і зробимо підстановку параметрів у рівняння (1.52):

$$\frac{4}{a_{z.max}^3} = k \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет} \cdot b \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}}. \quad (1.56)$$

Після перетворень рівняння (1.56) отримано:

$$a_{z.max} = \sqrt[3]{\frac{4 \cdot V_{дет} \cdot b \cdot \sqrt{4 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}}{k \cdot V_{кр}}}. \quad (1.57)$$

Виходячи із залежностей (1.44) і (1.45), виразимо параметри k і b через зернистість \bar{X} і об'ємну концентрацію круга m . Тоді остаточно максимальна товщина зрізу $a_{z.max}$ набуде вигляду:

$$a_{z.max} = \sqrt[3]{\frac{16,7 \cdot 10^2 \cdot V_{дет} \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}}{m \cdot V_{кр}}}. \quad (1.58)$$

Аналізуючи отриману залежність (1.58), видно, що із усіх параметрів найбільше впливає на максимальну товщину зрізу $a_{z.max} = 2 \cdot a$ зернистість алмазного круга \bar{X} , а потім, зі зменшенням впливу – об'ємна концентрація круга m , швидкість деталі $V_{дет}$ і швидкість круга $V_{кр}$, глибина шліфування t . Із урахуванням того, що швидкість круга $V_{кр}$ є обмеженою, основними параметрами режиму шліфування, які дозволяють змінювати максимальну товщину зрізу $a_{z.max}$ у широких межах, є параметри $V_{дет}$ і t . Отже, завдання пошуку оптимальних умов обробки і, відповідно, оптимальної продуктивності обробки Q полягає у визначенні оптимальних значень параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t , які одночасно забезпечують задану шорсткість обробки, що визначається параметром R_{max} , та задану (граничну) максимальну товщину

зрізу $a_{z,max}$. Виконання останньої умови дуже важливо, оскільки це забезпечить виключення передчасного руйнування зерен і реалізацію економічно прийняттого зношування алмазного круга.

1.3.3. Встановлення функціональних зв'язків параметрів шліфування із урахуванням шорсткості обробленої поверхні та максимальної товщини зрізу

У встановлені розрахункові залежності визначення параметрів R_{max} і $a_{z,max}$ входять два параметри режиму шліфування: $V_{дет}$ і t , управління якими дозволяє значно підвищити ефективність шліфування. Для їх визначення достатньо виразити отримані залежності (1.46) і (1.55) відносно параметрів $V_{дет}$ і t . Однак, із методичної точки зору важливо провести роздільний аналіз впливу параметрів R_{max} і $a_{z,max}$ на параметри режиму шліфування $V_{дет}$ і t . Для цього спочатку виразимо залежність (1.58) відносно швидкості деталі $V_{дет}$:

$$V_{дет} = \frac{a_{z,max}^3 \cdot m \cdot V_{кр}}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}} \right)}}. \quad (1.59)$$

Отримана залежність (1.59) дозволяє встановити зв'язок між параметрами режиму шліфування $V_{дет}$ і t . Як видно, за постійному значенні максимальної товщини зрізу $a_{z,max}$ та зі зміною глибини шліфування t необхідно підтримувати задану швидкість деталі $V_{дет}$.

На рис. 1.14 наведено графіки залежностей швидкості деталі $V_{дет}$ від глибини шліфування t за умови $a_{z,max} = const$.

Основним параметром, що визначає ефективність алмазного шліфування, є продуктивність обробки Q , яка під час круглого зовнішнього урізного глибинного шліфування визначається добутком параметрів режиму шліфування $V_{дет}$, t і ширини оброблюваної поверхні $l_{дет}$. Тоді, використовуючи залежність (1.59), отримано:

$$Q = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot l_{дет} \cdot \sqrt{t} \cdot a_{z,max}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}} \right)}}. \quad (1.60)$$

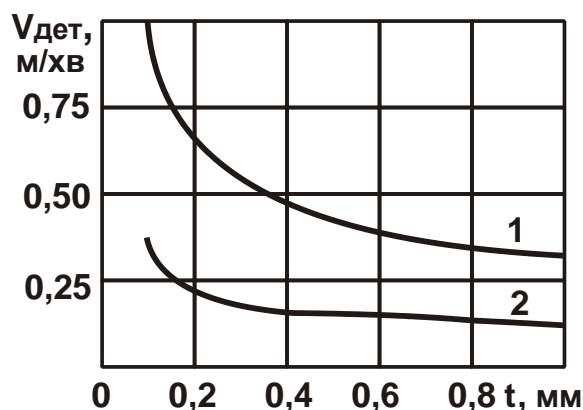


Рисунок 1.14 – Зміна швидкості деталі від глибини шліфування:

1 – $a_{z.max} = 15$ мкм; 2 – $a_{z.max} = 10$ мкм; $\bar{X} = 250/200$ мкм;

$m = 100$; $V_{кр} = 28$ м/с

Відповідно, питома продуктивність обробки $Q_{пит}$ визначиться:

$$Q_{пит} = \frac{Q}{l_{дет}} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{t} \cdot a_{z.max}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}}. \quad (1.61)$$

Як видно, найбільше впливає на продуктивність обробки $Q_{пит}$ максимальна товщина зрізу $a_{z.max}$. Однак, її збільшення пов'язане із низкою обмежень і, першою чергою, із фізико-механічними властивостями ріжучої поверхні алмазного круга. Для збільшення максимальної товщини зрізу $a_{z.max}$ необхідно використовувати круги із більш міцними алмазами і високоміцними металевими зв'язками. Поєднання цих чинників дозволить алмазним зернам витримувати значні контактні навантаження тривалий час і зберігати стійке положення у алмазній зв'язці круга (рис. 1.15).

Виходячи із залежності (1.60), на продуктивність обробки Q також значно впливає глибина шліфування t . Із її збільшенням продуктивність обробки збільшується, що указує на переваги глибинного шліфування, порівняно із багатопрхідним шліфуванням. Такий висновок узгоджується із практикою шліфування.

Необхідно зазначити, що збільшення продуктивності обробки Q зі збільшенням глибини шліфування t у даному випадку пов'язане зі зменшенням швидкості деталі $V_{дет}$, згідно залежності (1.59). Лише у

цьому випадку можна реалізувати ефект збільшення продуктивності обробки під час глибинного шліфування.

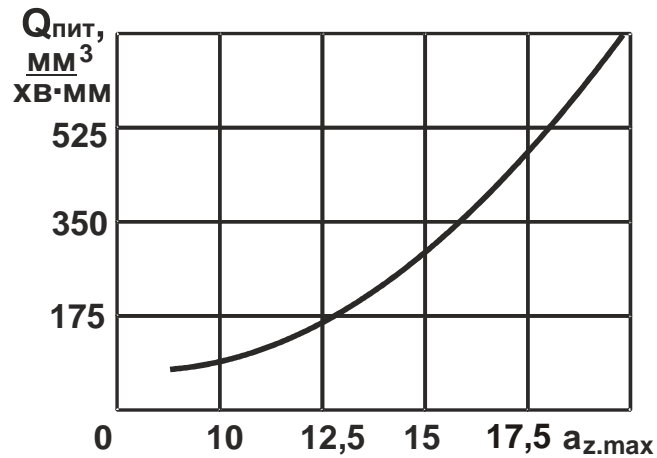


Рисунок 1.15 – Зміна питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ від максимальної товщини зрізу $a_{z,max}$: $\bar{X} = 250/200$ мкм;
 $m = 100$; $V_{кр} = 28$ м/с; $t = 1$ мм

Вплив зернистості круга \bar{X} , незважаючи на те, що цей параметр входить у залежність (1.60) у третьому ступені, менш значний. Це пов'язано із тим, що із його зміною майже пропорційно змінюється граничне значення максимальної товщини зрізу $a_{z,max}$. Враховуючи те, що параметри \bar{X} і $a_{z,max}$ входять у залежність (1.60) із однаковим ступенем, слід очікувати практично незмінність продуктивності обробки Q зі зміною зернистості круга \bar{X} .

Таким чином, показано, що із точки зору зменшення зношування алмазного круга і одночасного підвищення продуктивності обробки, найбільш ефективним є застосування глибинного шліфування та управління швидкістю деталі згідно залежності (1.59).

Важливо також проаналізувати вплив параметра шорсткості поверхні R_{max} на параметри режиму шліфування, для чого необхідно виразити залежність (1.46) відносно швидкості деталі $V_{дет}$:

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр}}{4,2 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{max}^5}{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}}, \quad (1.62)$$

Отримана залежність (1.62) встановлює зв'язок між параметром шорсткості поверхні R_{\max} , характеристиками алмазного круга і параметром режиму шліфування – швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. Дуже важливим рішенням є те, що у залежність (1.62) не входить глибина шліфування. Це відкриває значні можливості підвищення продуктивності обробки, оскільки незалежно від глибини шліфування шорсткість поверхні залишатиметься незмінною.

Для подальшого розгляду закономірностей процесу шліфування слід перейти до параметра шорсткості поверхні R_a , який пов'язаний із параметром шорсткості поверхні R_{\max} залежністю $R_{\max} = 4 \cdot R_a$. Тоді залежність (1.62) набуде вигляду:

$$V_{\text{дет}} = \frac{m \cdot V_{\text{кр}}}{13,1 \cdot X^3} \cdot \sqrt{\frac{R_a^5}{\left(\frac{1}{D_{\text{дет}}} + \frac{1}{D_{\text{кр}}}\right)}}. \quad (1.63)$$

Виражаючи залежність (1.59) із урахуванням залежності (1.63) відносно глибини шліфування, отримано:

$$t = \frac{a_{z.\max}^6}{17,1 \cdot 10^3 \cdot R_a^5}. \quad (1.64)$$

Таким чином, визначено два незалежні параметри режиму шліфування $V_{\text{дет}}$ і t із урахуванням обмежень за параметром шорсткості поверхні R_a і максимальною товщиною зрізу $a_{z.\max}$.

Аналіз графіків, наведених на рис. 1.16, указує на різний зв'язок параметрів режиму шліфування $V_{\text{дет}}$ і t із параметром шорсткості поверхні R_a . Зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ відбувається збільшення параметра шорсткості поверхні R_a , а зі збільшенням глибини шліфування t спостерігається зворотний процес – значення параметра шорсткості поверхні R_a зменшуються.

Слід зазначити різну інтенсивність зменшення параметра шорсткості поверхні R_a зі збільшенням глибини шліфування t . Наприклад, починаючи зі значення $t = 0,2$ мм, параметр шорсткості поверхні R_a змінюється незначно.

Таким чином показано, що використання схеми глибинного шліфування дозволяє здійснювати високопродуктивне знімання оброблю-

ваного матеріалу, і забезпечує зменшення шорсткості обробленої поверхні із високим ступенем стабілізації параметра R_a , а це особливо важливо в умовах виробництва.

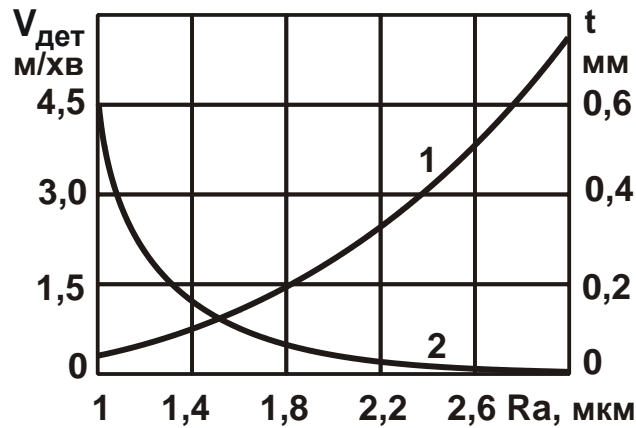


Рисунок 1.16 – Зв'язок швидкості деталі $V_{дет}$ (1) і глибини шліфування t (2) із параметром шорсткості поверхні R_a ($a_{z,max} = 15$ мкм; $\bar{X} = 250/200$ мкм; $m = 100$; $V_{кр} = 28$ м/с)

Виходячи із отриманих залежностей для визначення параметрів режиму шліфування із урахуванням обмежень за шорсткістю обробленої поверхні та параметром $a_{z,max}$, представимо залежність для визначення продуктивності обробки у вигляді:

$$Q = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot l_{дет}}{22,4 \cdot 10 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}} \cdot \frac{a_{z,max}^6}{\sqrt{R_a^5}}. \quad (1.65)$$

Відповідно, питома продуктивність обробки $Q_{пит}$ визначиться:

$$Q_{пит} = \frac{Q}{l_{дет}} = \frac{m \cdot V_{кр}}{22,4 \cdot 10 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}} \cdot \frac{a_{z,max}^6}{\sqrt{R_a^5}}. \quad (1.66)$$

Залежності (1.65) і (1.66) описують складний зв'язок продуктивності обробки Q і питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ із основними параметрами шліфування, включаючи параметри R_a і $a_{z,max}$. На рис. 1.17 показано графіки залежності $Q_{пит} - R_a$. У зоні відносно невеликих значень питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ спостерігається

значна зміна параметра шорсткості поверхні R_a . Із переходом у зону високопродуктивної обробки інтенсивність зміни параметра шорсткості поверхні R_a зменшується. Такий результат вигідно відрізняє схему високопродуктивного процесу глибокого шліфування від інших схем шліфування і є його основною перевагою.

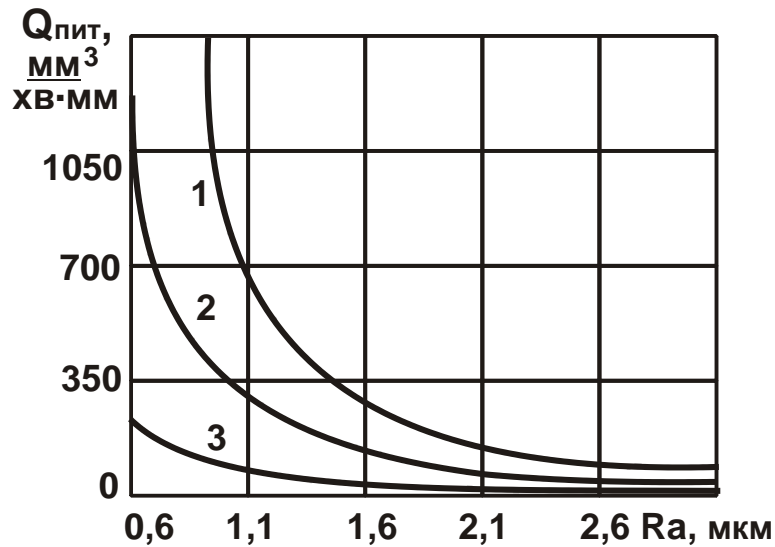


Рисунок 1.17 – Зв'язок питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ із параметром шорсткості поверхні R_a : 1 – $a_{z.\text{max}} = 19$ мкм;
 2 – $a_{z.\text{max}} = 16$ мкм; 3 – $a_{z.\text{max}} = 12$ мкм; $\bar{X} = 250/200$ мкм;
 $m = 100$; $V_{\text{кр}} = 28$ м/с

Таким чином, проведений аналіз дозволяє встановити нові закономірності глибокого алмазного шліфування, пов'язані з можливістю збільшення продуктивності обробки Q зі зменшенням параметра шорсткості поверхні R_a і заданому значенні максимальної товщини зрізу $a_{z.\text{max}}$. При цьому встановлено, що глибина шліфування t визначається лише параметрами $a_{z.\text{max}}$ і R_a , (тобто для кожної глибини шліфування існує оптимальне відношення параметрів $a_{z.\text{max}}$ і R_a), а швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ залежить від параметра $a_{z.\text{max}}$. Ці результати значно спрощують визначення оптимальних умов алмазного шліфування і підтверджують ефективність застосування схеми глибокого (однопрохідного) шліфування із точки зору збільшення продуктивності обробки Q , оскільки у результаті зменшення параметра шорсткості по-

верхні R_a та заданому значенні $a_{z,max}$ завжди можна реалізувати глибину шліфування, рівну або кратну величині припуску, що знімається.

1.3.4. Чисельний аналіз максимально можливої продуктивності глибинного алмазного шліфування та розроблення методики розрахунку оптимальних умов обробки

Отримані у п. 1.3.3 аналітичні залежності для визначення параметрів $V_{дет}$, t , Q відкривають широкі перспективи із погляду інтенсифікації глибинного алмазного шліфування, оскільки вони включають основні параметри обробки, включаючи параметри $a_{z,max}$ і R_a . Для чисельного аналізу параметрів $V_{дет}$, t , Q отримаємо їх значення відповідно до наведених залежностей для різних значень параметрів $a_{z,max}$ і R_a (табл. 1.4 – табл. 1.6).

Таблиця 1.4 – Розрахункові значення швидкості деталі $V_{дет}$, м/хв
(вихідні дані: $m = 100$; $\bar{X} = 250/200$; $D_{кр} = 0,3$ м; $V_{кр} = 28$ м/с;
 $D_{дет} = 0,055$ м)

R_a , мкм	0,9	1,1	1,3	1,5
$V_{дет}$, м/хв	0,27	0,44	0,68	0,96

Таблиця 1.5 – Розрахункові значення глибини шліфування t , мм
(вихідні дані: $m = 100$; $\bar{X} = 250/200$; $D_{кр} = 0,3$ м; $V_{кр} = 28$ м/с;
 $D_{дет} = 0,055$ м)

$a_{z,max}$, мкм	R_a , мкм			
	0,9	1,1	1,3	1,5
10	0,099	0,036	0,0157	0,008
15	1,1	0,4	0,18	0,08

Аналіз наведених результатів указує, по-перше, на достатньо суттєве збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ зі збільшенням параметра шорсткості поверхні R_a , по-друге, на надзвичайно інтенсивне збіль-

шення параметрів t і Q зі збільшенням $a_{z,max}$ і зменшенням параметра шорсткості поверхні R_a . При цьому зі зменшенням параметра шорсткості обробки R_a продуктивність обробки Q збільшується. Така закономірність визначається, як витікає із розрахункової залежності (1.64), збільшенням глибини шліфування t зі зменшенням параметра шорсткості поверхні R_a .

Таким чином, із однієї сторони, згідно залежності (1.65), з'являється можливість безмежного збільшення продуктивності обробки Q шляхом зменшення параметра шорсткості поверхні R_a . Із іншої сторони, цьому перешкоджає обмеженість глибини шліфування t , оскільки величина припуску, що знімається, обмежена. Отже, продуктивність обробки Q визначається, головним чином, величиною припуску, що знімається, приймаючи глибину шліфування t рівною цій величині.

Таблиця 1.6 – Розрахункові значення продуктивності обробки Q , $\text{мм}^3/\text{хв}$ (вихідні дані: $m = 100$; $\bar{X} = 250/200$; $D_{кр} = 0,3$ м; $V_{кр} = 28$ м/с; $D_{дет} = 0,055$ м)

$a_{z,max}$, мкм	R_a , мкм			
	0,9	1,1	1,3	1,5
10	210,0	127,3	83,9	58,6
15	2395,3	1450,5	955,1	668,2

Враховуючи те, що для даних умов глибинного шліфування параметри t і R_a приймають цілком конкретні значення, виходячи із залежності (1.64), буде однозначно визначатися і параметр $a_{z,max}$, що характеризує властивості міцності робочої поверхні алмазного круга і оброблюваного матеріалу. Для його визначення необхідно залежність (1.64) подати у вигляді:

$$a_{z,max} = \sqrt[6]{17,1 \cdot 10^3 \cdot t \cdot R_a^5}. \quad (1.67)$$

Наведені у табл. 1.7 розрахункові значення параметра $a_{z,max}$ указують його суттєву зміну зі зміною заданого параметра шорсткості поверхні R_a . Глибина шліфування t незначно впливає на параметр $a_{z,max}$. Враховуючи, що в умовах глибинного шліфування обмежувальними чинниками є параметри t і R_a , а параметр $a_{z,max}$ залежить від

цих двох параметрів, то продуктивність обробки Q , що визначається залежністю (1.65), після підстановки в неї залежності (1.67), набуде вигляду:

$$Q = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot l_{дет} \cdot t \cdot \sqrt{R_a^5}}{13,1 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}}\right)}} \quad (1.68)$$

Таблиця 1.7 – Розрахункові значення максимальної товщини зрізу $a_{z,max}$, мкм (вихідні дані: $m = 100$; $\bar{X} = 250/200$; $D_{кр} = 0,3$ м; $V_{кр} = 28$ м/с; $D_{дет} = 0,055$ м)

R_a , мкм	t , мм			
	0,9	1,1	1,3	1,4
0,1	9,9	11,7	13,4	14,3
0,3	11,9	14,1	16,1	17,2
0,5	12,9	15,3	17,6	18,7
0,7	13,7	16,2	18,6	19,7
1,0	14,5	17,2	19,7	21,0

Як видно, продуктивність обробки Q є функцією двох незалежних параметрів t і R_a . Із їх збільшенням продуктивність обробки Q збільшується.

У табл. 1.8 наведено розрахункові значення продуктивності обробки Q залежно від параметрів t і R_a .

Слід зазначити, що значення швидкості деталі $V_{дет}$, відповідні наведеним у табл. 1.8 новим значенням продуктивності обробки Q , залишаються незмінними, оскільки у залежність (1.63) не входять параметри $a_{z,max}$ і t .

Отже, у табл. 1.8 наведено значення максимально можливої продуктивності обробки Q для заданого значення величини припуску, що знімається, рівного глибини шліфування, а також параметра шорсткості поверхні R_a , що визначається технічними вимогами на обробку деталі. Отримані значення продуктивності обробки Q для певних значень параметрів t і R_a указують на можливість практичної реалізації високопродуктивного алмазного шліфування.

Таблиця 1.8 – Розрахункові значення продуктивності обробки Q , $\text{мм}^3/\text{хв}$: $m = 100$; $\bar{X} = 250/200$; $D_{\text{кр}} = 0,3$ м;

$$V_{\text{кр}} = 28 \text{ м/с}; D_{\text{дет}} = 0,055 \text{ м}$$

R_a , мкм	t , мм			
	0,9	1,1	1,3	1,4
0,1	211,9	350,1	531,3	639,7
0,3	636,1	1050,3	1594,2	1919,2
0,5	1059,9	1750,1	2656,5	3198,7
0,7	1484,2	2450,6	3719,2	4478,1
1,0	2120,3	3500,9	5312,1	6397,3

Таким чином, встановлено оптимальні значення швидкості деталі та продуктивності обробки для конкретних умов, що визначаються значеннями параметрів t і R_a , а також встановлено оптимальні значення параметра $a_{z.\text{max}}$, що визначають конкретні характеристики алмазного круга. Для правильного вибору оптимальної характеристики алмазного круга (марки ріжучих зерен і типу зв'язки) за встановленим значенням $a_{z.\text{max}}$ необхідно знати функціональний зв'язок цих параметрів, який може бути встановлено розрахунково-експериментальним шляхом.

Проведений теоретичний аналіз дозволяє запропонувати просту інженерну методику розрахунку оптимальних умов глибинного алмазного шліфування високоміцних покриттів. Сутність методики полягає у тому, що для заданих вихідних даних (що включають швидкість круга $V_{\text{кр}}$, глибину шліфування t , яка дорівнює величині припуску, що знімається, зернистість \bar{X} і об'ємну концентрацію m алмазного круга, параметри $I_{\text{дет}}$, $D_{\text{дет}}$, $D_{\text{кр}}$ і параметр шорсткості поверхні R_a) за залежностями (1.63), (1.68) і (1.67) визначають швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, продуктивність обробки Q та максимальну товщину зрізу $a_{z.\text{max}}$. Далі вибирають оптимальну марку алмазу і тип металевої зв'язки, що реалізують граничну (обумовлену властивостями міцності робочої поверхні алмазного круга) товщину зрізу, рівну встановленій величині $a_{z.\text{max}}$.

Необхідно зазначити, що застосування алмазного круга, який характеризується більшою граничною товщиною зрізу, ніж встановлене значення $a_{z.\text{max}}$, призведе до недовикористання можливостей міцності

робочої поверхні алмазного круга. Якщо гранична товщина зрізу буде меншою за встановлене значення $a_{z,max}$, алмазний круг працюватиме в умовах підвищеного зношування і здійснення процесу шліфування у таких умовах буде економічно недоцільним.

1.3.5. Експериментальні дослідження закономірностей зміни основних технологічних параметрів електроерозійного алмазного глибинного шліфування

Експериментальні дослідження здійснювали на спеціально створеній установці на базі універсального круглошліфувального верстата моделі 3К12, що реалізує глибинне алмазне електроерозійне шліфування (рис. 1.18). Приводи рухів модернізованого круглошліфувального верстата дозволили розширити діапазони зміни значень параметрів режиму шліфування: $V_{кр}$, $V_{дет}$, $S_{позд}$. Установку оснащено спеціальним генератором імпульсного електричного струму та здійснено підведення електричного струму до зони шліфування.

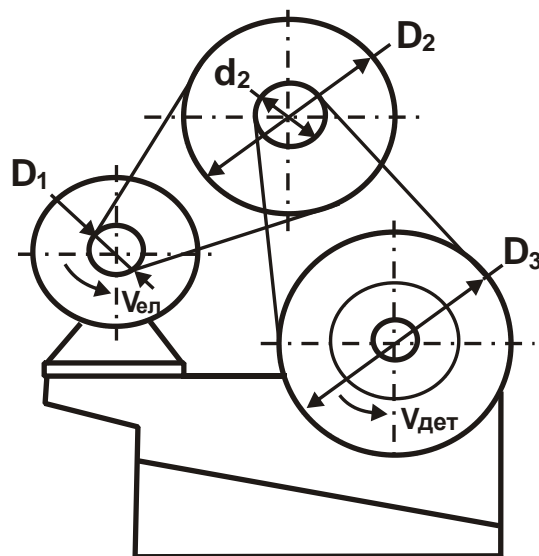


Рисунок 1.18 – Схема формувальних рухів оброблюваної деталі на верстаті

Для оцінювання ефективності глибинного алмазного електроерозійного шліфування, а також оцінювання достовірності отриманих теоретичних результатів експериментально досліджували продуктивність

обробки, шорсткість оброблених поверхонь, відносну витрату алмазу та потужність шліфування. Зразками для випробування використали спеціальні кільця із високоміцного порошкового матеріалу покриття ПГ-10Н-01. Твердість покриття складає HRC 60 ... 62, геометричні розміри оброблюваної деталі: $D_{дет} = 55$ мм, $l_{дет} = 8$ мм. Для обробки зразків застосовували алмазні круги прямого профілю 1А1 300×40×127×5 на металевій зв'язці М2-01 із різними характеристиками зернистості та концентрації алмазних зерен.

Обробку здійснювали за схемою глибокого шліфування, яка дозволяє видалити весь припуск оброблюваного матеріалу покриття за один оберт деталі. Параметри режиму шліфування розраховували, виходячи з умов сталості максимальної товщини зрізу $a_{z,max}$, оскільки цей параметр, визначає інтенсивність зношування алмазного круга та відносну витрату алмазів $q_{відн}$.

Для встановлення зв'язку між параметрами $V_{дет}$ і t за умови $a_{z,max} = const$ слід скористатися залежністю:

$$V_{дет} = \frac{a_{z,max}^3 \cdot m \cdot V_{кр}}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}} \right)}}. \quad (1.69)$$

Методика проведення експериментальних досліджень полягає у наступному. Для забезпечення конкретних значень параметрів $a_{z,max}$, m , \bar{X} , $V_{кр}$, t , $D_{кр}$, $D_{дет}$ (що характеризують алмазний круг, оброблювана деталь і режим різання) на верстаті встановлювали швидкість деталі $V_{дет}$, яка визначається залежністю (1.69). За умови зміни глибини шліфування t або іншого параметра, що входить у залежність (1.69), проводили перерахунок швидкості деталі $V_{дет}$ і нове отримане значення $V_{дет}$ встановлювали на верстаті. Такий підхід дозволив чітко фіксувати у процесі шліфування максимальну товщину зрізу $a_{z,max}$ і встановити порівнянні з точки зору максимального використання властивостей міцності робочої поверхні алмазного круга результати за продуктивністю обробки:

$$Q = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot l_{дет} \cdot \sqrt{t} \cdot a_{z,max}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{D_{дет}} + \frac{1}{D_{кр}} \right)}}. \quad (1.70)$$

Розрахункові та експериментальні значення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = Q/l_{\text{дет}}$ залежно від глибини шліфування t показано на рис. 1.19.

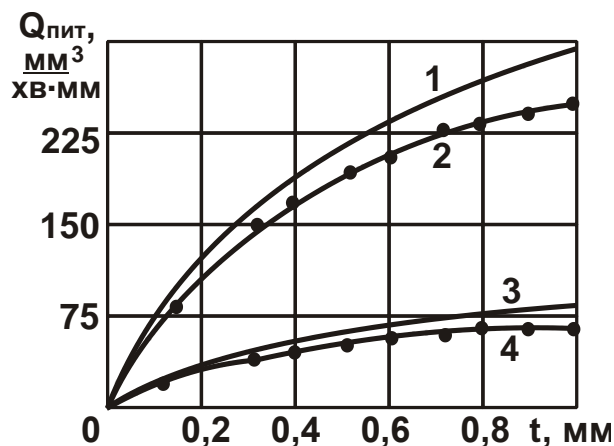


Рисунок 1.19 – Залежність питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ від глибини шліфування t : 1, 2 – $a_{z.\text{max}} = 15$ мкм; 3, 4 – $a_{z.\text{max}} = 10$ мкм; оброблюваний матеріал – ПГ-10Н-01; $\bar{X} = 250 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$; $l_{\text{дет}} = 8$ мм; $V_{\text{кр}} = 28$ м/с; 1, 3 – розрахункові залежності; 2, 4 – експериментальні залежності

Слід зазначити, що на графіках представлено питому продуктивність обробки, що припадає на одиницю (міліметр) висоти алмазного круга. Аналіз графіків показує, що характер зміни розрахункових значень $Q_{\text{пит}}$ аналогічний експериментальним даним та в обох випадках спостерігається підвищення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ зі збільшенням глибини шліфування t за умови $a_{z.\text{max}} = \text{const}$. Зі збільшенням максимальної товщини зрізу $a_{z.\text{max}}$ експериментальні та розрахункові значення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ значно збільшуються, що указує на достовірність отриманих результатів розрахунків. Проте, розрахункові значення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ дещо більші за експериментальних, що пояснюється, в першу чергу, недостатньою жорсткістю технологічної системи під час шліфування.

Розбіжність розрахункових та експериментальних значень питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$, як витікає із наведених графіків, не перевищує 10 ... 15 %. Це цілком прийнятно для практичного використання отриманих розрахункових залежностей (1.69) і (1.70).

На рис. 1.20 наведено експериментальні графіки зміни ефективної потужності шліфування $N_{\text{еф}}$ і відносної витрати алмазів q від глибини шліфування t . Як видно, схема алмазного глибинного шліфування високоміцних покриттів характеризується підвищеними енерговитратами, особливо спостерігається підвищення ефективної потужності шліфування $N_{\text{еф}}$ на шпиндельному валу зі збільшенням глибини шліфування t .

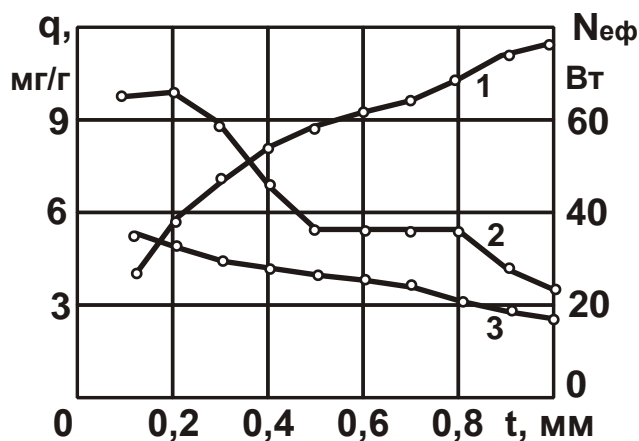


Рисунок 1.20 – Залежності ефективної потужності шліфування $N_{\text{еф}}$ (1) і відносної витрати алмазу q (2, 3) від глибини шліфування t :
 1, 2 – $a_{z.\text{max}} = 15$ мкм; 3 – $a_{z.\text{max}} = 10$ мкм; оброблюваний матеріал – ПГ – 10 Н – 01; $\bar{X} = 250 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$; $V_{\text{кр}} = 28$ м/с

Однак, у разі обробки вузьких поверхонь, що має місце під час шліфування фаски клапана, не відзначається значного збільшення ефективної потужності шліфування $N_{\text{еф}}$. Так, під час шліфування покриття із $l_{\text{дет}} = 8$ мм зі зміною глибини шліфування у межах $t = 0,1 \dots 1,0$ мм ефективна максимальна потужність шліфування збільшилася лише у 3 рази і склала $N_{\text{еф.мак}} = 76$ Вт. Незначні значення $N_{\text{еф}}$ указують на те, що під час шліфування утворюються менші температури різання, ніж під час традиційного глибинного алмазного шліфування, а отже, зменшується імовірність появи на оброблених поверхнях дефектів обробки, обумовлених тепловими явищами.

Важливу роль у забезпеченні низької ефективної потужності шліфування $N_{\text{еф}}$ відіграє якісне очищення ріжучої поверхні алмазного круга

від стружок, що утворюються, шляхом застосування алмазного електроерозійного шліфування, яке значно підвищує ефективність обробки.

Важливі результати отримано під час експериментального дослідження відносної витрати алмазу q . Як витікає із рис. 1.20, зі збільшенням глибини шліфування t за умови підтримання постійного значення параметра $a_{z.max}$, що досягається зміною швидкості деталі $V_{дет}$, відносна витрата алмазу q зменшується.

При цьому зменшення відносної витрати алмазу q відбувається приблизно за залежністю $t^{-0,5}$. Із урахуванням збільшення продуктивності обробки за залежністю $t^{0,5}$, це указує на фактичну незмінність лінійного зношування алмазного круга зі збільшенням глибини шліфування t за умови $a_{z.max} = const$.

Цим підтверджується те, що в умовах високопродуктивного глибинного алмазного шліфування максимальна товщина зрізу $a_{z.max}$ визначає інтенсивність зношування алмазного круга та, відповідно, його граничні (із точки зору міцності алмазних зерен і металевої зв'язки) ріжучі можливості. Доведено, що чим більше параметр $a_{z.max}$, тим більше відносна витрата алмазу q . Зменшення величини q зі збільшенням глибини шліфування t за умови $a_{z.max} = const$ указує на переваги схеми глибинного шліфування. Причому встановлено, що чим більше значення глибини шліфування t , тим значніше зменшення відносної витрати алмазу q і тим вище ефективність глибинного алмазного шліфування. Крім того, значення q , що досягаються під час глибинного алмазного шліфування, економічно прийнятні.

Таким чином, експериментально підтверджено можливість у декілька разів збільшити продуктивність обробки високоміцних покриттів (досягти значення $9500 \text{ мм}^3/\text{хв}$) за економічно допустимого рівня відносної витрати алмазу $q=5 \text{ мг/г}$ в умовах алмазного глибинного шліфування. Необхідно зазначити, що в умовах звичайного багатопрохідного алмазного шліфування, як правило, має місце збільшення відносної витрати алмазу q зі збільшенням глибини шліфування t .

В умовах глибинного алмазного шліфування спостерігається протилежна закономірність, що обумовлено, більш за все, відмінностями у механізмі зношування алмазного круга. Так, виходячи із наведених

у роботі аналітичних залежностей, максимальна товщина зрізу $a_{z.max}$ під час багатопрохідного шліфування завжди більше, ніж під час глибинного шліфування внаслідок несприятливого відношення параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t . Збільшення параметра $a_{z.max}$, своєю чергою, призводить до збільшення навантажень, які діють на зерна і, отже, збільшення інтенсивності зношування алмазного круга. Причому, чим більше глибина шліфування t , тим більше параметр $a_{z.max}$ і, відповідно, відносна витрата алмазу q за умови інтенсивного руйнування алмазних зерен та їх випадіння зі зв'язки алмазного круга від надмірних навантажень.

В умовах глибинного алмазного шліфування, коли максимальна товщина зрізу $a_{z.max}$, незалежно від характеру зміни швидкості деталі та глибини шліфування, залишається незмінною і не перевищує граничного значення, у механізмі зношування алмазного круга переважає зношування зерен без їх передчасного руйнування і випадіння із металевої зв'язки алмазного круга. При цьому доведено, що інтенсивність лінійного зношування алмазного круга за умови $a_{z.max} = const$ залишається постійною. Тоді збільшення продуктивності обробки за залежністю $t^{0,5}$ призводить до зменшення відносної витрати алмазу q за залежністю $t^{-0,5}$.

Цим доведено відмінності у механізмі зношування алмазного круга під час звичайного алмазного шліфування і глибинного шліфування та обґрунтовано причини зменшення відносної витрати алмазу q зі збільшенням глибини шліфування t за умови $a_{z.max} = const$.

Важливо провести аналіз результатів експериментальних досліджень шорсткості обробленої поверхні під час алмазного глибинного шліфування. На рис. 1.21 представлено експериментальні дані щодо зміни параметра шорсткості обробленої поверхні R_a зі збільшенням глибини шліфування t за умови $a_{z.max} = const$. Для порівняння наведено розрахункові графіки зміни параметра R_a залежно від глибини шліфування t за умови $a_{z.max} = const$. Розрахунок параметра R_a здійснено за залежністю:

$$R_a = 5 \sqrt{\frac{a_{z.max}^6}{17,1 \cdot 10^3 \cdot t}} \quad (1.71)$$

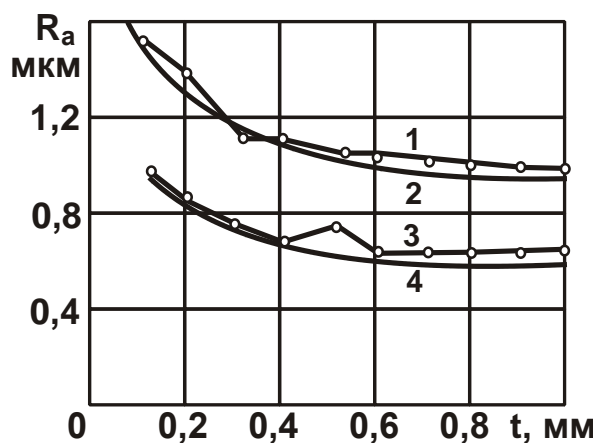


Рисунок 1.21 – Залежність параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від глибини шліфування t : 1, 2 – $a_{z.max} = 15$ мкм; 3, 4 – $a_{z.max} = 10$ мкм; оброблюваний матеріал – ПГ-10Н-01; $\bar{X} = 250 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$; $V_{кр} = 28$ м/с; 1, 3 – експериментальні залежності; 2, 4 – розрахункові залежності

При цьому швидкість деталі $V_{дет}$ для кожного конкретного значення глибини шліфування t встановлювали за залежністю (1.59).

Як витікає із наведених графіків (рис. 1.21), у всіх випадках зі збільшенням глибини шліфування t , за умови $a_{z.max} = const$, параметр шорсткості обробленої поверхні R_a зменшується. Це указує на те, що із переходом від багатопрхідного до глибинного шліфування з'являється можливість підвищення якості оброблених поверхонь.

Значно впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні R_a максимальна товщина зрізу $a_{z.max}$. Із її збільшенням параметр шорсткості обробленої поверхні R_a збільшується більш ніж за лінійною залежністю. Причому таку закономірність встановлено як теоретично, так і експериментально.

Заслугує уваги те, що розрахункові та експериментальні дані мають високий ступінь збіжності. Розбіжність у цьому разі, виходячи із наведених на рис. 1.21 графіків, не перевищують 10 %.

Як витікає із рис. 1.22, глибинне алмазне шліфування високоміцних покриттів дозволяє підвищити продуктивність обробки та одночасно зменшити параметр шорсткості обробленої поверхні R_a . Слід зазначити, ці закономірності встановлено вперше, оскільки традиційно не

аналізувалися закономірності обробки, особливо, під час глибинного шліфування, за умови $a_{z,max} = \text{const}$, тоді як виконання цієї умови по-новому розкриває можливості процесу шліфування та дозволяє обґрунтувати нові ефекти обробки.

Виходячи із наведених на рис. 1.22 графіків, значно впливає (більш ніж за лінійною залежністю) на питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ параметр $a_{z,max}$. Із його збільшенням спостерігається значне збільшення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$, що експериментально підтверджено.

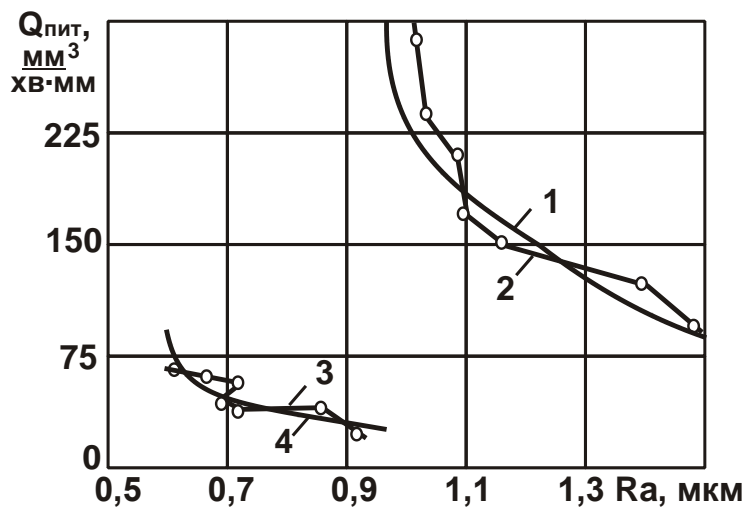


Рисунок 1.22 – Залежність питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ від параметра шорсткості обробленої поверхні R_a :

1, 2 – $a_{z,max} = 15$ мкм; 3, 4 – $a_{z,max} = 10$ мкм; оброблюваний матеріал – ПГ-10Н-01; $\bar{X} = 250 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$; $l_{\text{дет}} = 8$ мм; $V_{\text{кр}} = 28$ м/с; 1, 4 – розрахункові залежності; 2, 3 – експериментальні залежності

Крім того, зі збільшенням максимальної товщини зрізу $a_{z,max}$ збільшуються значення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a , які можна реалізувати в цих умовах, оскільки залежність питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ від параметра R_a набуває вигляду асимптотичної кривої, що наближається до конкретного значення R_a . У даному випадку за умови $a_{z,max} = 10$ мкм залежність асимптотично наближується до прямої $R_a = 0,5$ мкм, а за умови $a_{z,max} = 15$ мкм – до прямої $R_a = 0,9$ мкм.

Для експериментального оцінювання впливу характеристик алмазного круга на параметр шорсткості обробленої поверхні R_a слід скористатися залежністю (1.63).

До цієї залежності, поряд із параметрами режиму шліфування, входять характеристики алмазного круга – зернистість \bar{X} і об'ємна концентрація m . Під час дослідження оброблюваності зразків з високоміцним покриттям ПГ-10Н-01 використовували алмазні круги із різними значеннями \bar{X} і m .

На рис. 1.23 подано розрахункові та експериментально встановлені залежності параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від зернистості \bar{X} та об'ємної концентрації m алмазів.

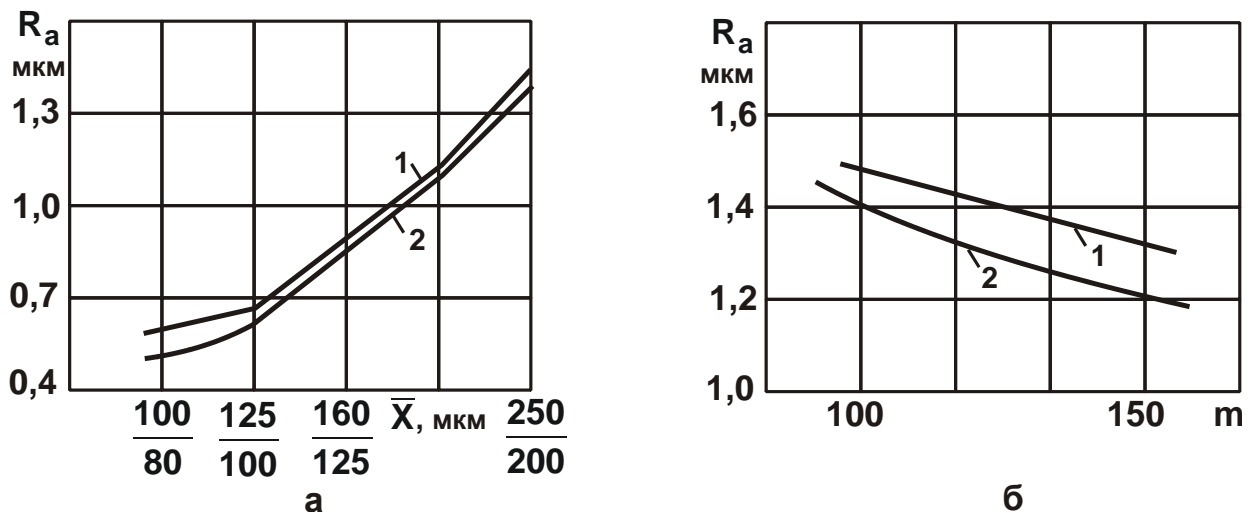


Рисунок 1.23 – Залежності параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від зернистості \bar{X} (а) та об'ємної концентрації круга m (б):

1 – експериментальні залежності; 2 – розрахункові залежності;

$$\bar{X} = 250 \cdot 10^{-6} \text{ м}; m = 100; V_{\text{дет}} = 0,6 \text{ м/хв}; V_{\text{кр}} = 28 \text{ м/с};$$

оброблюваний матеріал – ПГ-10Н-01

Як видно, збільшення зернистості круга \bar{X} призводить до збільшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a , оскільки збільшується розмір ріжучих зерен, а отже, і рисок-подряпин, які залишаються на оброблюваній поверхні деталі від роботи ріжучих зерен. Також слід зазначити, що розрахункові значення параметра R_a дещо менше експериментальних значень. Пояснюється це наявністю безлічі

гострих мікрокромки на поверхні ріжучих зерен, які створюють розвинулу за формою риску-подряпину на оброблюваній поверхні деталі.

Введення у зону різання додаткової енергії забезпечує високий ступінь очищення ріжучої поверхні алмазного круга від стружок, що утворюються, і усуває налипання матеріалу на ріжучі зерна. Це забезпечує високу розвиненість ріжучого рельєфу алмазного круга і, тим самим, позитивно впливає на вихідні показники шліфування (які під час моделювання форми зерен у розрахунках не враховуються). Разом із тим, проведені експериментальні дослідження показують, що розбіжність розрахункових і експериментальних значень не перевищує 15 %. Отже, можливість використання залежності (1.63) для прогнозування шорсткості обробленої поверхні зі зміною параметра R_a експериментально підтверджено.

На противагу зернистості алмазного круга, збільшення об'ємної концентрації алмазного круга m сприяє зменшенню параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a . Однак, значного зменшення параметра R_a зі збільшенням об'ємної концентрації алмазного круга m не спостерігається.

На рис. 1.23,б наведено графіки залежності параметра R_a від m , які отримано у результаті теоретичних і експериментальних досліджень. Отримані експериментальні дані підтверджують теоретично встановлену залежність параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від об'ємної концентрації алмазного круга m .

Під час оцінювання ефективності процесу шліфування важливо знати характер зміни відносної витрати алмазу q від параметра шорсткості обробленої поверхні R_a , яка визначає економічну ефективність застосування процесу шліфування.

У зв'язку із цим, на рис. 1.24 подано залежності відносної витрати алмазу q від параметра шорсткості обробленої поверхні R_a , які отримано під час шліфування високоміцного покриття ПГ-10Н-01.

Як видно, зі збільшенням параметра шорсткості обробленої поверхні R_a спостерігається збільшення відносної витрати алмазу q , проте інтенсивність збільшення не скрізь однакова. Існують зони зміни параметрів режимів шліфування, в яких відносна витрата алмазу q змінюється дуже незначно, незважаючи на суттєву зміну параметра

шорсткості обробленої поверхні R_a . Використання таких зон дозволяє отримати різну шорсткість обробленої поверхні матеріалу за умови стабілізації у часі найменшої відносної витрати алмазу q .

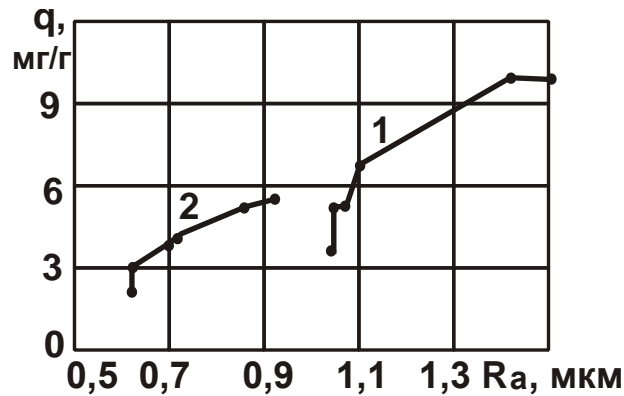


Рисунок 1.24 – Залежність відносної витрати алмазу q від параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a :

1, 2 – $a_{z.max} = 15$ мкм; 3, 4 – $a_{z.max} = 10$ мкм; $\bar{X} = 250 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$;
оброблюваний матеріал – ПГ-10Н-01

Також існують зони, в яких фактично відсутній зв'язок між параметрами q і R_a . Це указує на те, що відносна витрата алмазу q може змінюватися у значних межах фактично без зміни параметра шорсткості обробленої поверхні R_a . Такі зони мають надзвичайно важливе практичне значення.

Наведені на рис. 1.24 експериментальні графіки ще раз підтверджують ефективність проведення оптимізації параметрів процесу шліфування за умови $a_{z.max} = const$. Це дозволяє принципово, по-новому, встановлювати технологічні можливості глибокого алмазного шліфування та нові нетрадиційні відношення параметрів режимів шліфування, що забезпечують значне підвищення ефективності обробки.

Таким чином, виконані експериментальні дослідження дозволили, по-перше, встановити значення вихідних технологічних параметрів глибокого алмазного електроерозійного шліфування, по-друге, підтвердити правильність розробленої математичної моделі шліфування та отриманих теоретичних результатів.

У результаті проведених експериментальних досліджень показано також, що найбільш ефективним є застосування під час глибокого

алмазного шліфування високоміцних покриттів алмазних кругів на металевих зв'язках М2-01, М1-01, М3-06, М1-10 із зерністю 160/125 ... 250/200 і 100 %-ю концентрацією в умовах їх безперервного електроерозійного правлення.

1.4. Визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування на основі теоретико-імовірнісного підходу

Для аналізу імовірнісного характеру участі зерен круга у процесі різання виконаємо розрахунки параметрів шорсткості поверхні із використанням методів теорії імовірностей. У основу рішень покладено теоретичний підхід, запропонований у роботах [46, 93]. Виходячи із цього, розглянуто схему утворення шорсткості поверхні на прямолінійному зразку під час його шліфування алмазним кругом із одновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки (рис. 1.25,а).

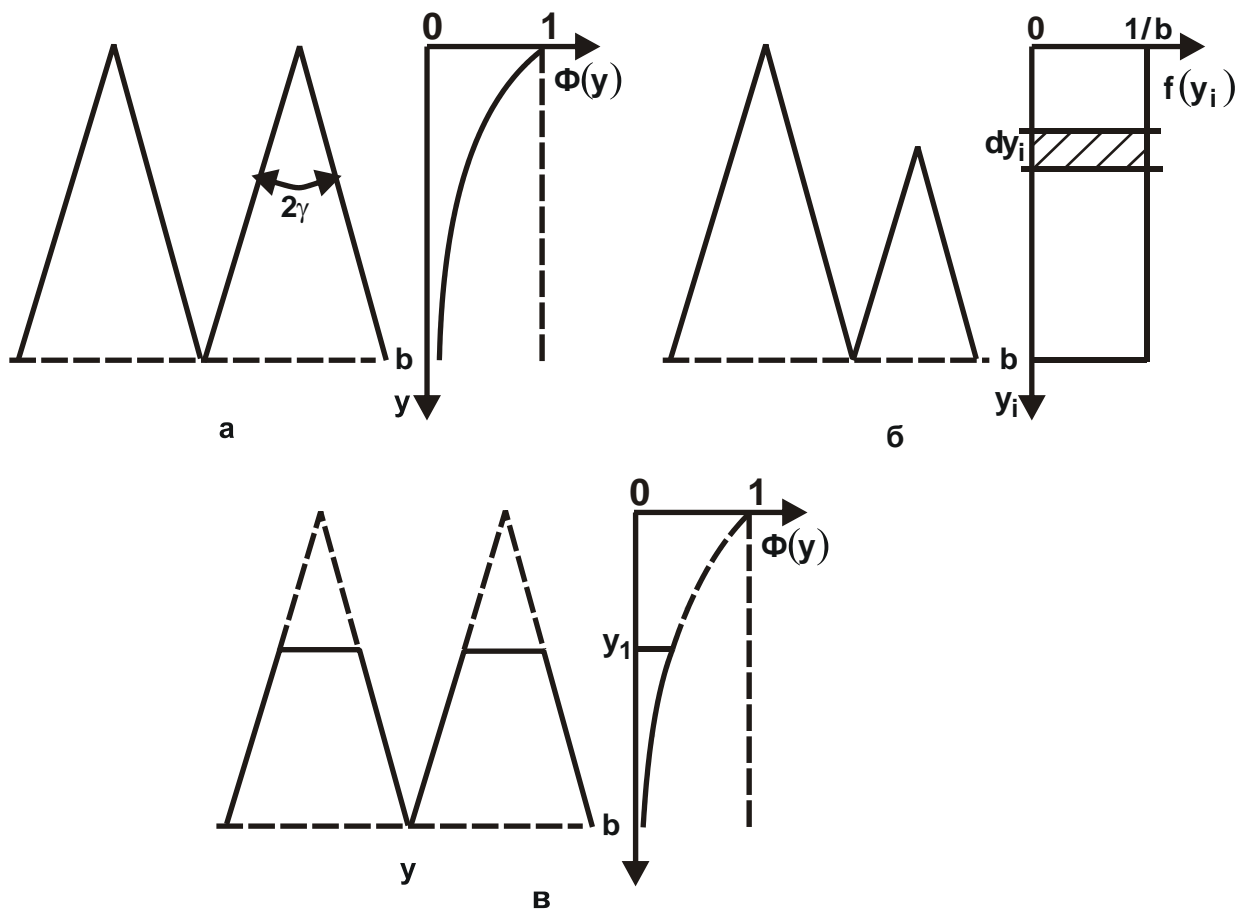


Рисунок 1.25 – Розрахункові схеми формування шорсткості поверхні під час шліфування

Відносна повнота профілю окремого зерна, спроектованого на поверхню оброблюваного зразка, описується залежністю:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}, \quad (1.72)$$

де 2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

B – ширина робочої частини алмазно-абразивного інструмента, м;

y – координата, що відраховується від вершини зерна, м.

Протилежна імовірнісна функція $\Phi_i(y)$ має вигляд:

$$\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}. \quad (1.73)$$

Функція $\Phi(y)$, що враховує накладення проєкцій n зерен (розташованих на робочій поверхні інструмента), згідно теореми множення незалежних випадкових величин [50], має вигляд:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = \left(1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}\right)^n = (1 - x)^n. \quad (1.74)$$

У результаті перетворень прийшли до Біному Ньютона:

$$(1 - x)^n = 1 - n \cdot x + \frac{n \cdot (n-1)}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n \cdot (n-1) \cdot (n-2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots \quad (1.75)$$

Із урахуванням того, що $x < 1$, а n – відносно велика величина, у розкладанні (1.75) переважають перші доданки. Тому із достатньою для практики точністю можна прийняти:

$$(1 - x)^n \approx 1 - n \cdot x + \frac{n^2}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n^3}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots = e^{-nx}. \quad (1.76)$$

Тоді

$$\Phi(y) = e^{-nx} = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y}{B}}; \quad (1.77)$$

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y}{B}}. \quad (1.78)$$

Характер зміни функції графічно показано на рис. 1.25,а.

Розглянемо схему утворення шорсткості поверхні на прямолінійному зразку під час його обробки алмазно-абразивним інструментом із різновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки (рис. 1.25,б). За аналогією із попереднім рішенням, функція $\Phi_i(y)$ від накладання dn_i проєкцій зерен, що мають висоту виступання над рівнем зв'язки інструмента, рівну $(y - y_i)$, набуде вигляду:

$$\Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i}{B}}, \quad (1.79)$$

де $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$;

n – загальна кількість зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні;

$f(y_i) = 1/b$ – щільність розподілу висот вершин зерен над рівнем зв'язки інструмента, $1/m$;

b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки інструмента, м.

Сумарна функція $\Phi(y)$ від накладання n проекцій зерен визначається:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma}{B} \cdot \sum_{i=1}^n (y - y_i) \cdot dn_i} = \\ &= e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma}{B} \cdot \int_0^h (y - y_i) \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot h \cdot \left(y - \frac{h}{2} \right)}, \end{aligned} \quad (1.80)$$

де h – поточне значення координати y , що визначає кількість зерен, які проконтактували із оброблюваним зразком, м.

За умови $h = y$ залежність (1.80) спроститься:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot \frac{y^2}{2 \cdot b}}. \quad (1.81)$$

Залежність (1.81) відрізняється від аналогічної залежності (1.77) множителем $\frac{y}{2 \cdot b}$, що входить до показника ступеня. Цей множник завжди менше одиниці. Тому значення функції $\Phi(y)$, розраховане за залежністю (1.81) для заданого значення y , буде завжди більше. Це пов'язано із меншою кількістю зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, і відповідає більшій шорсткості поверхні.

Розглянемо схему формування шорсткості поверхні за умови, що зерна інструмента рухаються у горизонтальному напрямі із швидкістю $V_{\text{інст}}$, а оброблюваний прямолінійний зразок рухається у вертикальному напрямі (вниз) із швидкістю $V'_{\text{дет}}$.

Імовірнісна функція $\Phi(y)$ у цьому разі визначається добутком елементарних функцій $\Phi_i(y)$, описуваних залежністю (1.81). При цьому замість параметра n необхідно розглядати нескінченно малу величину

dn_i , а замість y – величину $(y - y_i)$, що враховує різновисотне виступання вершин зерен над рівнем зв'язки інструмента (рис. 1.25,б). Тоді сумарна функція $\Phi(y)$ від накладання n зерен набуде вигляду:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{\text{tg}\gamma}{b \cdot B} \sum_{i=1}^n (y-y_i)^2 \cdot dn_i} = \\ &= e^{-\frac{\text{tg}\gamma}{b \cdot B} \int_0^h (y-y_i)^2 \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot n \cdot h}{b^2 \cdot B} \cdot \frac{1}{3} (3y^2 - 3y \cdot h + h^2)}. \end{aligned} \quad (1.82)$$

За умови $h = y$ залежність (1.83) спроститься:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n}{B} \cdot \frac{y^3}{6 \cdot b^2}}. \quad (1.83)$$

Із порівняння залежностей (1.81) і (1.83) видно, що залежність (1.83) містить додатковий множник $\frac{y}{3 \cdot b}$, який менше одиниці. Отже, значення $\Phi(y)$, розраховане за залежністю (1.83) за даним значенням y , буде більше значення $\Phi(y)$, розрахованого за залежністю (1.81). Це відповідає більшій шорсткості поверхні, тобто для зменшення шорсткості необхідно обробку здійснювати практично нерухомого зразка ($V'_{\text{дет}} = 0$). Із урахуванням того, що $n = k \cdot B \cdot V_{\text{інст}} \cdot \frac{b}{V'_{\text{дет}}}$, залежність (1.84-83) опишеться:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інст}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot \frac{y^3}{3}}. \quad (1.84)$$

Розглянемо схему формування шорсткості поверхні із урахуванням зношення зерен. Припустимо, що ріжучі зерна зносилися на величину y_1 (рис. 1.25,в). Тоді функція $\Phi(y)$, що описується залежністю (1.77) і графічно показана на рис. 1.25,в, буде справедлива в інтервалі $y \geq y_1$. Значення функції $\Phi(y)$ у цьому разі менше, ніж під час обробки гострими зернами. Це призводить до зменшення шорсткості поверхні.

За умови $y = y_1$ функція $\Phi(y)$ набуває вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n}{B} \cdot y_1^3}. \quad (1.85)$$

Отримаємо аналогічні рішення із використанням методики, наведеної у роботі [46]. Розглянемо розрахункову схему, згідно з якою формування шорсткості поверхні відбувається у результаті накладання та

перекриття проєкцій ріжучих зерен на вертикальну площину, що імітує поверхню оброблюваного прямолінійного зразка (рис. 1.25,а,б). Шорсткість поверхні визначатиме шар товщиною R_{\max} , обмежений вершиною максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна і нижньою точкою перетину двох сусідніх проєкцій зерен. Параметр шорсткості поверхні R_{\max} можна визначити за умови:

$$\sum_{i=1}^{\infty} l_i = B, \quad (1.86)$$

де B – ширина оброблюваного зразка, м;

l_i – ширина проєкції зерна на заданому рівні y , м;

y – координата, що відраховується від вершини максимально виступаючого над рівнем зв'язки ріжучого зерна, м;

i – кількість проєкцій зерен на заданому рівні y .

Для визначення параметра шорсткості поверхні R_{\max} подамо поверхню оброблюваного зразка у вигляді нескінченної множини горизонтальних елементарних шарів товщиною dy_i . Виходячи із прийнятого рівномірного закону розподілу висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки, у кожен елементарний шар потрапить dn_i вершин зерен. Тоді формування шорсткості поверхні умовно можна представити як результат накладання i -ої кількості елементарних профілів проєкцій зерен, які мають різну висоту (що змінюється у межах від 0 до b).

Будемо вважати, що у межах одного елементарного профілю відсутнє взаємне перекриття проєкцій зерен. Дану умову можна завжди виконати шляхом збільшення кількості розглянутих елементарних профілів i , відповідно, зменшення кількості вершин зерен, що потрапили в i -й елементарний шар.

Сума проєкцій зерен (вершини яких розташовані в шарі товщиною dy_i) на заданому рівні y визначиться:

$$\sum_{i=1}^{\infty} l_i = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i, \quad (1.87)$$

де $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$;

$f(y_i) = 1/b$;

n – загальна кількість зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні;

k – поверхнева концентрація зерен абразивного інструменту, шт./м²;

L – довжина робочої поверхні абразивного інструменту, що контактувала із розглянутою поверхнею оброблюваного зразка, м;

y_i – координата, що визначає положення елементарного шару товщиною dy_i .

Визначимо відносну повноту профілю $d\varepsilon_i(y)$ для i -го елементарного шару:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{\sum_{i=1}^{\infty} I_i}{B} = 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot L \cdot \frac{1}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i. \quad (1.88)$$

Аналогічно визначається ця функція для будь-якого елементарного шару. Із фізичної точки зору функція $d\varepsilon_i(y)$ визначає частку зрізаного оброблюваного матеріалу зернами, вершини яких розташовані в i -му елементарному шарі. За абсолютною величиною $d\varepsilon_i(y) < 1$.

Сумарну функцію $\varepsilon(y)$, що визначає частку зрізаного оброблюваного матеріалу всіма n зернами, можна встановити із урахуванням теореми множення незалежних випадкових величин $d\varepsilon_i(y)$, де $i = 1, 2, 3, \dots, s, \dots, \infty$ [46]. Однак, очевидно, множення навіть двох функцій $d\varepsilon_1(y) < 1$ і $d\varepsilon_2(y) < 1$ призведе до значення, яке менше $d\varepsilon_1(y) < 1$. Це не відповідає фізичній суті, оскільки значення добутку множників $d\varepsilon_1(y) \cdot d\varepsilon_2(y)$ має бути більше кожного із множників, тобто у міру збільшення кількості ріжучих зерен частка зрізаного оброблюваного матеріалу має збільшуватися.

Щоб отримати фізично правильне рішення, необхідно скористатися теоремою множення незалежних випадкових величин $d\Phi_i(y) = 1 - d\varepsilon_i(y)$, тобто перейти до протилежної функції $d\Phi_i(y)$. У даному випадку функція $d\Phi_i(y)$ визначатиме частку не зрізаного оброблюваного матеріалу. Добуток $d\Phi_1(y) \cdot d\Phi_2(y)$ надає значення, яке менше $d\Phi_1(y) < 1$. Отже, у міру підключення до роботи більшої кількості зерен сумарна функція $\Phi(y)$, що визначає частку не зрізаного оброблюваного матеріалу всіма n зернами, буде зменшуватися, що відповідає дійсності. Тоді, згідно теореми множення незалежних випадкових величин, сумарна функція $\Phi(y)$ набуде вигляду:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} d\Phi_i(y) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - d\varepsilon_i(y)] = 1 - \sum_{i=1}^{\infty} d\varepsilon_i(y) + \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{s=1}^i d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_s(y) - \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{s=1}^i \sum_{j=1}^s d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_s(y) \cdot d\varepsilon_j(y) + \dots \quad (1.89)$$

Замінімо операцію підсумовування інтегруванням:

$$\begin{aligned} \Phi(y) = & 1 - \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i + \\ & + \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot \int_{y_i}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_s) \cdot dy_s - \\ & - \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot \int_{y_i}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot \\ & \times (y - y_s) \cdot dy_s \cdot \int_{y_s}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_j) \cdot dy_j + \dots \end{aligned} \quad (1.90)$$

де h – значення координати y , що змінюється у межах від 0 до y .

У результаті перетворень приходимо до залежності:

$$\begin{aligned} \Phi(y) = & 1 - 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right) + \left(2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b}\right)^2 \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)^2 - \\ & - \left(2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b}\right)^3 \cdot \frac{h^3}{2 \cdot 3} \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)^3 + \dots = 1 - \frac{A}{1!} \cdot \left[h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)\right] + \\ & + \frac{A^2}{2!} \cdot \left[h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)\right]^2 - \frac{A^3}{3!} \cdot \left[h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)\right]^3 + \dots, \end{aligned} \quad (1.91)$$

де $A = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b}$.

Залежність (1.91) є розкладанням степеневого ряду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}{b} \cdot h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)} \quad (1.92)$$

У результаті отримали залежність, ідентичну залежності (1.80), що указує на достовірність запропонованого теоретичного підходу до розрахунку шорсткості поверхні. За фіксованим значенням y зі збіль-

шенням параметра h від 0 до значення y добуток $h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)$ збільшується (табл. 1.9). Це призводить до зменшення функції $\Phi(y)$, що описується залежністю (1.92).

Таблиця 1.9 – Розрахункові значення $h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)$ для $y = 1$ мкм

h , мкм	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
$h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)$	0	0,095	0,18	0,255	0,32	0,375	0,42	0,455	0,48	0,495	0,5

За фізичною суттю функція $\Phi(y)$ є імовірнісною функцією розподілу, що змінюється у межах від 1 до 0, асимптотично наближаючись до значення 0. При такому характері зміни функції $\Phi(y)$ визначити параметр шорсткості поверхні R_{\max} можна лише із заданим ступенем точності, наприклад, $\Phi(y) = \Phi_0 = 0,1; 0,05; 0,01$ та ін. Тоді за умов $y = h$ та $\Phi(y = R_{\max}) = \Phi_0$, із урахуванням залежності (1.92), маємо:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{-b \cdot \ln \Phi_0}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}}. \quad (1.93)$$

Величина $\ln \Phi_0$ негативна, а підкорений вираз завжди позитивний. Із залежності (1.93) витікає, що зменшити параметр шорсткості поверхні R_{\max} можна зменшенням параметра b і збільшенням параметрів γ , k і L , тобто, за суттю, збільшенням кількості зерен n , що проконтактували із поверхнею оброблюваного зразка. Отже, отримані теоретичні рішення дозволяють провести більш повний аналіз формування шорсткості поверхні під час шліфування.

1.5. Порівняння результатів розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час шліфування за кінематико-геометричним і теоретико-імовірнісним підходами

Шорсткість поверхні під час шліфування формується у результаті накладання і перекриття великої кількості зрізів, що утворюються абразивними зернами, які мають різну форму, розміри і різне розташування

на робочій поверхні круга. Тому, щоб врахувати ці чинники, необхідно розрахунки шорсткості поверхні, які утворюються під час шліфування, здійснювати із використанням положень теорії імовірностей [48]. Однак, отримані аналітичні залежності справедливі, як правило, для окремих схем шліфування і не дозволяють із єдиних позицій (у загальному вигляді) вирішити задачу визначення оптимальних умов шліфування за критерієм найменшої шорсткості поверхні. Для цього може бути запропонована розрахункова схема, яка заснована на спрощеному кінематико-геометричному визначенні шорсткості поверхні під час шліфування за умови, що всі зерна, які проконтактували із оброблюваною поверхнею у межах базової довжини B , залишили свої проекції у поперечному перерізі (без перетину) і сформували повний профіль, що відповідає шорсткості поверхні з максимальною висотою мікронерівностей R_{\max} .

Згідно рис. 1.26, повне знімання оброблюваного металу ріжучими зернами круга відбувається на рівні $y = R_{\max}$, де y – координата, що відраховується від вершини зерна (висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга прийнято однаковими). Для визначення параметра шорсткості поверхні R_{\max} слід запровадити новий параметр \bar{V} , який дорівнює сумі довжин незрізаних ділянок оброблюваного металу на рівні $y < R_{\max}$. Очевидно, на рівні $y = R_{\max}$ виконується умова $\bar{V} = B$, а за умови $y < R_{\max}$ – умова $\bar{V} < B$. Тому необхідно здійснити оцінювання характеру зміни відношення \bar{V}/B для різних умов обробки.

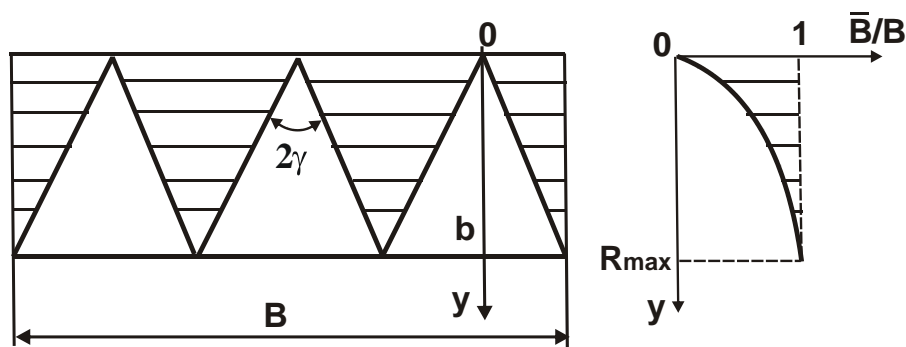


Рисунок 1.26 – Розрахункова схема визначення відношення \bar{V}/B

У загальному вигляді під час круглого внутрішнього шліфування параметр \bar{V} визначається $\bar{V} = 2tg\gamma \cdot y \cdot n = 2tg\gamma \cdot y \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau$, де n – загальна кількість ріжучих зерен круга, що приймають участь у форму-

ванні шорсткості поверхні; 2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна; k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²; $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с; $\tau = l/V_{дет}$ – час, протягом якого зерна шліфувального круга можуть контактувати із фіксованим поперечним перерізом оброблюваної деталі, с; $l = \sqrt{2t/\rho}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю [48], м; $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с; t – глибина шліфування, м; $\bar{V} = k \cdot V \cdot V_{кр} \cdot \tau$; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – радіуси круга і деталі, м.

Параметр k під час шліфування алмазним кругом визначається залежністю (1.44), до якої входить коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$, що враховує висоту виступання зерен над рівнем зв'язки круга. Фізично коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$ можна виразити залежністю: $(1 - \varepsilon) = y/\bar{X}$. Тоді з урахуванням усіх змін відношення \bar{V}/V визначиться:

$$\frac{\bar{V}}{V} = \frac{3m \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y^2}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}\right)}}. \quad (1.94)$$

Як видно, із збільшенням y відношення \bar{V}/V збільшується і за умови $y = R_{max} = 1$ мкм, оскільки y прийнятій розрахунковій схемі (рис. 1.23) у межах базової довжини V відсутнє накладання проєкцій зрізів окремими зернами. Виконання цієї умови забезпечується завдяки рівномірної участі зерен у різанні та правильного вибору параметрів шліфування, що входять у залежність (1.94). У зв'язку із цим визначимо значення \bar{V}/V для наступних вихідних даних: $m = 100$; $\bar{X} = 0,1$ мм; $2\gamma = 90^\circ$; $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/хв; $t = 0,01$ мм; $R_{кр} = 0,04$ м; $R_{дет} = 0,05$ м; $y = R_{max} = 1$ мкм. В результаті $\bar{V}/V = 0,12$. Отримане значення \bar{V}/V менше одиниці. Отже, на рівні $y = R_{max} = 1$ мкм повний профіль від накладання проєкцій зерен не утворюється. Очевидно, повний профіль для тих самих вихідних даних може бути утворений за умови $y = R_{max} = 2,9$ мкм, тобто зі значно більшому значенні параметра шорсткості поверхні R_{max} . Щоб досягти необхідного значення параметра $R_{max} = 1$ мкм, необхідно, наприклад, зменшити зернистість круга \bar{X} , яка входить у залежність (1.94) із найбільшим ступенем і тому найбільшою мірою впливає на відношення \bar{V}/V .

У табл. 1.10 наведено розрахункові значення відношення \bar{V}/V для різних значень зернистості круга \bar{X} . Як видно, за умови $\bar{X} = 50$ мкм фактично забезпечується умова $\bar{V}/V = 1$, тобто у цьому випадку утворюється повний профіль від накладання проєкцій зерен у поперечному перерізі оброблюваної деталі у межах базової довжини V , а параметр шорсткості поверхні дорівнює $R_{\max} = 1$ мкм.

Таблиця 1.10 – Розрахункові значення відношення \bar{V}/V

\bar{X} , мкм	20	30	40	50	100
\bar{V}/V	15	4,43	1,88	0,96	0,12

Для зручності виконання розрахунків зернистості алмазного круга \bar{X} , за якої виконується умова $\bar{V}/V = 1$, а параметр шорсткості поверхні R_{\max} набуває заданого значення, необхідно залежність (1.94) виразити відносно зернистості алмазного круга:

$$\bar{X} = \sqrt[3]{\frac{3m \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max}^2}{100\pi} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}}. \quad (1.95)$$

Із отриманої залежності (1.95) витікає, що для заданої шорсткості поверхні R_{\max} зернистість алмазного круга R_{\max} тим більше, чим більше параметри m , $V_{\text{кр}}$, t і менше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Залежність (1.95) є наближеною, оскільки не враховує імовірнісного характеру участі зерен у різанні, у результаті якого відбувається накладання проєкцій зерен у поперечному перерізі оброблюваної деталі (рис. 1.26) і тому повний профіль може бути утворений за умови $\bar{V}/V > 1$, наприклад, за умови $\bar{V}/V = 5$ та ін. У зв'язку із цим, у залежності (1.95) необхідно враховувати відношення $\bar{V}/V > 1$. Тоді, виражаючи залежність (1.94) відносно зернистості алмазного круга \bar{X} , отримано:

$$\bar{X} = \sqrt[3]{\frac{V}{\bar{V}} \cdot \frac{3m \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max}^2}{100\pi} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}}. \quad (1.96)$$

Відношення V/\bar{V} менше одиниці, що вимагає зменшення зернистості алмазного круга \bar{X} . Отже, імовірнісний характер участі зерен у рі-

занні призводить до того, що зернистість алмазного круга \bar{X} необхідно зменшувати для забезпечення заданого значення параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

Отже, чим менше відношення \bar{V}/V , тим менше зернистість алмазного круга \bar{X} . Проте, зменшення \bar{X} відбувається менш суттєво, оскільки відношення \bar{V}/V входить у залежність (1.96) із невеликим ступенем – 0,33. Тому зменшення відношення \bar{V}/V , наприклад, у 8 разів призведе до зменшення зернистості алмазного круга \bar{X} всього у 2 рази. Отже, для забезпечення заданого значення параметра шорсткості поверхні R_{\max} із урахуванням імовірнісного характеру участі зерен у різанні достатньо під час вибору оптимальної зернистості алмазного круга \bar{X} врахувати 2-кратну поправку, наприклад, для номінального значення \bar{X} фактично прийняти значення у діапазоні $50 \text{ мкм} < \bar{X} < 100 \text{ мкм}$. Запропонована методика розрахунку оптимальної зернистості алмазного круга узгоджується із результатами досліджень шорсткості поверхні, виконаними із урахуванням імовірнісного характеру участі зерен круга у різанні [48] та отриманою залежністю для визначення відносної повноти профілю круга $\varepsilon(y)$, що відповідає фізичній суті \bar{V}/V :

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2\text{tg}\gamma \cdot n \cdot y}{B}}. \text{ Тоді } \frac{2\text{tg}\gamma \cdot n \cdot y}{B} = \frac{\bar{V}}{V}, \text{ а із урахуванням умови } y = R_{\max}$$

маємо:

$$\varepsilon(y = R_{\max}) = 1 - e^{-\frac{\bar{V}}{V}}. \quad (1.97)$$

У табл. 1.11 наведено розрахункові значення функції $\varepsilon(y = R_{\max})$ для різних значень відношення \bar{V}/V .

Таблиця 1.11 – Розрахункові значення функції $\varepsilon(y = R_{\max})$

\bar{V}/V	0,12	1	2	4	8	10
$\varepsilon(y = R_{\max})$	0,11	0,422	0,865	0,982	0,996	0,999

Як видно, зі збільшенням відношення $\bar{V}/V > 1$ функція $\varepsilon(y = R_{\max})$ асимптотично прагне до одиниці. Цю умову можна реалізувати у результаті накладання і перекриття проєкцій зерен у поперечному перерізі оброблюваної деталі. Виконання умови $\bar{V}/V = 1$ є наближенням,

оскільки функція $\varepsilon(y = R_{\max}) = 0,422$, що є значно менше одиниці. Отже, під час розрахунку оптимальної зернистості круга \bar{X} за залежністю (1.96) необхідно відношення \bar{V}/V приймати більше одиниці. Це приведе у відповідність розрахункові та експериментальні значення зернистості алмазного круга \bar{X} .

Висновки

1. У роботі показано, що у даний час склалося достатньо повне уявлення щодо фізичної сутності процесів механічної обробки та можливості їх математичного моделювання. Це дозволило науково обґрунтовано підійти до вирішення завдань аналітичного описання основних фізичних і технологічних параметрів обробки та проведення на їх основі структурно-параметричної оптимізації технологічних процесів механічної обробки. Однак повною мірою ці завдання не вирішено, особливо це стосується процесів шліфування, які відрізняються від процесів лезової обробки масовою участю ріжучих зерен шліфувального круга у зніманні оброблюваного матеріалу. Показано, що прийнятий у теорії шліфування спрощений кінематико-геометричний підхід до розрахунку основних параметрів обробки обмежує можливості теоретичного аналізу закономірностей процесу шліфування та виявлення нових ефектів обробки. Значно більшими технологічними можливостями у цьому напрямі володіє теоретико-імовірнісний підхід, заснований на урахуванні статистико-імовірнісних законів розташування зерен на робочій поверхні круга та їх участі у процесі різання. Однак він отримав розвиток, головним чином, щодо розрахунку параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування. Тому подальший розвиток теоретико-імовірнісного підходу щодо розрахунку та аналізу основних параметрів якості, точності та продуктивності обробки має велике наукове і практичне значення, дозволить більш повно та поглиблено провести структурно-параметричну оптимізацію технологічних процесів механічної обробки.

2. У роботі розглянуто спрощений кінематико-геометричний підхід до визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування. Це дозволило провести узагальнений аналіз теоретичних рішень, отриманих на його основі, та визначити основні не-

доліки, які необхідно вилучити у результаті застосування теоретико-імовірнісного підходу. Як встановлено, вони полягають, головним чином, в урахуванні імовірнісного характеру розташування ріжучих зерен на робочій поверхні круга та, особливо, їх різновисотного виступання над рівнем зв'язки круга. Виходячи із цього, у роботі проведено теоретичні та експериментальні дослідження параметрів процесу алмазного глибинного шліфування із урахуванням упорядкованого різновисотного виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, що дозволило перейти від спрощеного кінематико-геометричного підходу до теоретико-імовірнісного підходу. У результаті розрахункові значення параметрів алмазного шліфування з достатньо високою точністю відповідають експериментальним значенням. Це указує на необхідність застосування теоретико-імовірнісного підходу до аналітичного визначення параметрів шліфування.

3. У роботі наведено результати теоретичних досліджень умов формування параметрів шорсткості поверхні під час шліфування методами теорії імовірності. Показано, що від бінома Ньютона, яким традиційно описується імовірнісна функція невилученого з оброблюваної поверхні матеріалу, можна перейти до експонентної функції. Це значно спрощує розрахунки та відкриває нові можливості дослідження, аналізу й оптимізації умов шліфування за критерієм найменшої шорсткості поверхні. З'являється можливість з єдиних позицій теоретично аналізувати закономірності формування шорсткості поверхні для різних методів абразивної обробки, включаючи шліфування, доведення, абразивне полірування та ін., і вибору із них найбільш ефективних методів із погляду забезпечення найменшої шорсткості оброблюваної поверхні.

4. Проведено порівняння результатів розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час шліфування за кінематико-геометричним і теоретико-імовірнісним підходами. Показано роль чинника імовірності участі абразивних зерен у різанні в процесі формоутворення поверхонь у процесі шліфування. Установлено, що для забезпечення приблизно однакової шорсткості поверхні з безладним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні круга їх повинно бути значно більше, ніж із впорядкованим розташуванням зерен. Цим доведено, що врахування імовірнісного характеру участі зерен у зніманні оброблюваного матеріалу під час шліфування дозволяє достатньо об'єктивно оцінювати закономірності формування шорсткості оброблюваної поверхні.

Розділ 2

Застосування теоретико-імовірнісного підходу до визначення параметрів процесу шліфування за критеріями якості та продуктивності обробки

2.1. Визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга із синтетичного надтвердого матеріалу

Шліфування є основним методом фінішної обробки деталей машин, що забезпечує високі показники якості та точності оброблюваних поверхонь. Особливо це стосується процесів шліфування кругами із синтетичних надтвердих матеріалів (СНМ). Ці круги мають високу гостроту і твердість ріжучих кромek, дозволяють зменшити силу і температуру різання, підвищити якість і продуктивність обробки. Знання технологічних можливостей процесу шліфування кругами із СНМ має велике наукове та практичне значення, відкриває нові ефективні напрями інтенсифікації процесу шліфування та забезпечення високоякісної обробки. Тому в роботі запропоновано теоретичні підходи до встановлення оптимальних рішень під час шліфування кругами із СНМ із урахуванням умов забезпечення максимально можливої продуктивності обробки та високих показників якості оброблюваних поверхонь. Це пов'язано із тим, що застосування кругів із СНМ, особливо на операціях попереднього шліфування, обмежено високою продуктивністю шліфування звичайними абразивними кругами.

У роботах [1, 4, 6, 14, 31, 90, 92, 101, 111] наведено результати досліджень рельєфу робочої поверхні круга після правлення та шліфування із використанням рівнянь теорії імовірностей і методів обробки результатів експериментів на основі математичної статистики. Для аналітичного описання розподілу зерен у робочому поверхневому шарі круга традиційно застосовують статистичні моделі із урахуванням різних імовірнісних законів: рівномірного, параболічного, нормального, бета-розподілу та ін. [3]. Таке різноманіття імовірнісних методів описання розподілу зерен у об'ємі робочого шару, як зазначено у роботі [3], обумовлено, в основному, різноманітністю рівнянь, які апроксимують із до-

статньою для практики точністю розподіл вершин зерен у даному шліфувальному крузі для конкретних умов проведення експерименту, відображаючи особливості методики його здійснення.

Значну роль при цьому відіграє також ступінь зміни початкового закону розподілу зерен у всьому об'ємі алмазного круга, передбаченого технологією його виготовлення, а потім порушеного у робочому поверхневому шарі наступним правленням і шліфуванням. Можна припустити, що вихідний рівномірний закон розподілу зерен, характерний для матриці багат шарового інструмента – круга [3], може залишитися незмінним, якщо використовувати способи видалення поверхневого шару зв'язки, що виключають механічний вплив на зерна поверхневого шару і забезпечують необхідну для конкретних умов шліфування висоту виступання зерен над зв'язкою круга.

Одним із таких способів може бути електрофізичне правлення кругів із синтетичних надтвердих матеріалів (СНМ) на металевих зв'язках [4, 8, 17, 18, 22, 23, 29, 30, 59, 68, 90, 91]. Звичайно, такий ідеалізований стан зберігається тільки до моменту шліфування і має певний інтерес для аналітичного описання вихідного мікрорельєфу робочої поверхні круга та визначення номінальних можливостей процесу шліфування. Тому в роботі викладено методику аналітичного визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга із використанням відомих законів розподілу вершин зерен у робочому шарі. Показано можливість переходу одного закону до іншого внаслідок кінематики процесу шліфування. Це дозволяє певною мірою пояснити різноманіття рівнянь законів, що описують рельєф робочого шару круга та мікрорельєф шліфованої поверхні, а також надалі розробити кінематичну модель процесу шліфування кругами із надтвердих синтетичних матеріалів.

Для спрощення аналітичного рішення поставленого завдання слід прийняти припущення:

- зерна мають форму конуса із кутом у вершини 2γ [3];
- висоти виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга підпорядковані рівномірному закону розподілу із щільністю $f(y_i) = 1/b$ (де b – висота максимально виступаючих вершин зерен над зв'язкою круга);
- розміри та форми зерен постійні у часі;
- відстань між зернами, вершини яких розташовані на одному рівні, постійна.

Із урахуванням цих припущень визначено кількість зерен, вершини яких розташовані у робочому шарі нескінченно малої товщини dy_i (рис. 2.1,а):

$$dn = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i, \quad (2.1)$$

де $n = k \cdot B \cdot l$ – кількість зерен на робочій поверхні круга;

k – поверхнева концентрація зерен, шт./м²;

B – ширина робочої поверхні круга, м;

l – довжина розвертки робочої поверхні круга, м.

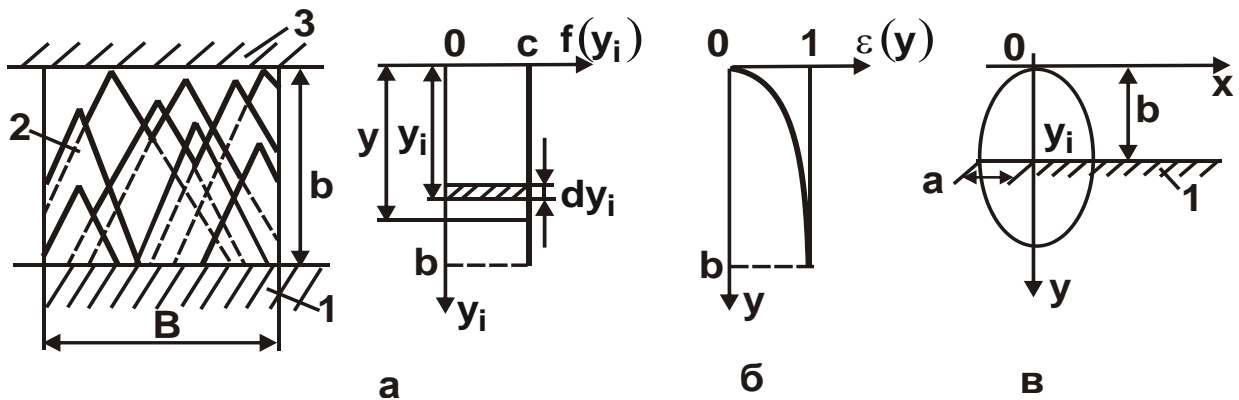


Рисунок 2.1 – Розрахункова схема статичної моделі робочої поверхні круга: 1 – зв'язка круга; 2 – зерна круга; 3 – матеріал оброблюваного виробу

Для визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга необхідно скористатися поняттям коефіцієнта довжини контактної лінії профілю із метою оцінювання геометрії рельєфу поверхні круга. Під рельєфом поверхні круга слід розуміти сумарний профіль робочого профілю круга, який утворений проекціями n зерен, що виступають над зв'язкою круга після його правлення, на переріз, перпендикулярний вектору окружної швидкості круга. Для цього необхідно визначити відносну довжину контактної лінії елементарного профілю, утвореного накладенням проекцій зерен, вершини яких розташовані у шарі dy_i із урахуванням залежності (2.1):

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)}{B} = \frac{n \cdot f(y_i) \cdot dy_i \cdot 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)}{B}, \quad (2.2)$$

де y_i – координата графіка щільності розподілу $f(y_i)$, м;

y – поточна координата перерізу, м.

Аналогічно визначається функція $\varepsilon_k(y)$ для k ділянок, де $k = 1, 2, \dots, i, \dots, \infty$.

Користуючись теоремою множення імовірнісних незалежних випадкових величин $\varepsilon_k(y)$, можна визначити сумарну відносну довжину контактної лінії $\varepsilon(y)$ профілю, утвореного накладенням проекцій всіх зерен n , вершин яких розташовані у робочому шарі круга. Для цього необхідно виконати перехід від імовірності події $\varepsilon(y)$ до протилежної події $\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y)$:

$$\Phi(y) = \prod_{k=1}^{\infty} \left[1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot f(y_k) \cdot (y - y_k) \cdot dy_k \right]. \quad (2.3)$$

Після множення та інтегрування всіх доданків маємо:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot y^2}. \quad (2.4)$$

Слід перейти від імовірності події $\Phi(y)$ до імовірності події $\varepsilon(y)$:

$$\varepsilon(y) = 1 - \Phi(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot y^2}. \quad (2.5)$$

Отриману функцію $\varepsilon(y)$ графічно зображено на рис. 4.1,б. Як видно, функція $\varepsilon(y)$ є відношенням сумарної довжини профілів зерен на поточній висоті від вершини, що найбільш виступає, до ширини круга. Функція $\varepsilon(y)$ характеризує відносну повноту профілю робочої поверхні круга на заданому рівні y . Зі збільшенням координати y функція $\varepsilon(y)$ збільшується, асимптотично наближаючись до значення 1. Це указує на імовірнісний характер функції $\varepsilon(y)$. За фізичною суттю, функція $\varepsilon(y)$ встановлює взаємозв'язок всіх властивостей робочої поверхні круга, тому її можна розглядати як основну характеристику робочої поверхні круга.

Структура залежностей (2.1) – (2.5) залишається незмінною для інших форм зерен, законів їх розподілу за висотою робочого шару круга і за відстанями між вершинами зерен, які знаходяться на одному рівні.

Розглянемо, як зміниться залежність (2.5) у результаті переходу від конічної форми зерен до еліпсоїдної та сферичної форми зерен. Для спрощення розрахунків до раніше прийнятих для зерен конічної форми припущень слід запровадити додаткові припущення: велика вісь зерна $2b$ розташована вздовж осі; гранична глибина залягання зерна у зв'язці дорівнює величині b .

Використовуючи розрахункову схему, наведену на рис. 2.1,в, визначено поточне значення ширини $2 \cdot x$ одиничного зерна еліпсоїдної форми. Так, згідно із рівнянням еліпса

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{(y-b)^2}{b^2} = 1, \quad (2.6)$$

отримано:

$$x = a \cdot \sqrt{1 - \frac{(y-b)^2}{b^2}}. \quad (2.7)$$

Для зерен, вершин яких розташовані на рівні y_i , залежність (2.7) набуде вигляду:

$$x = a \cdot \sqrt{1 - \frac{(y-b-y_i)^2}{b^2}}. \quad (2.8)$$

Відносну повноту профілю для dn зерен, вершин яких розташовані у шарі dy_i , можна визначити за залежністю, аналогічною залежністю (2.2):

$$\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot x \cdot dn}{B} = \frac{2 \cdot x \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i}{B} = 2 \cdot a \cdot n \cdot \frac{\sqrt{1 - \frac{(y-b-y_i)^2}{b^2}} \cdot f(y_i) \cdot dy_i}{B}. \quad (2.9)$$

Таким чином визначається функція $\varepsilon_k(y)$ для k ділянок. Застосувавши теорему множення імовірнісних незалежних випадкових величин $\varepsilon_k(y)$, після перетворень отримано залежність для визначення відносної повноти профілю круга:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\pi \cdot a}{B} \left[\frac{\pi}{2} \arcsin \frac{y-b}{b} - \frac{1}{2} \sin 2 \left(\arcsin \frac{y-b}{b} \right) \right]}. \quad (2.10)$$

Прийнявши у залежності (2.10) умову $a = b = r$, можна встановити залежність для визначення функції $\varepsilon(y)$ щодо сферичної форми зерен, яка відповідає прийнятим припущенням. Зміна будь-якого із прийнятих припущень значно ускладнює вид функції $\varepsilon(y)$, хоча методика її визначення залишається незмінною.

Наведені залежності відносної повноти профілю робочої поверхні круга $\varepsilon(y)$ отримано для статичної моделі шліфувального круга. Радіальне і тангенціальне переміщення круга і деталі у процесі обробки вносять зміни до статичного закону розподілу вершин зерен робочого

шару. Для визначення кінематичного закону розподілу вершин зерен слід розглянути розрахункову схему кінематичної моделі робочої поверхні круга, подану на рис. 2.2.

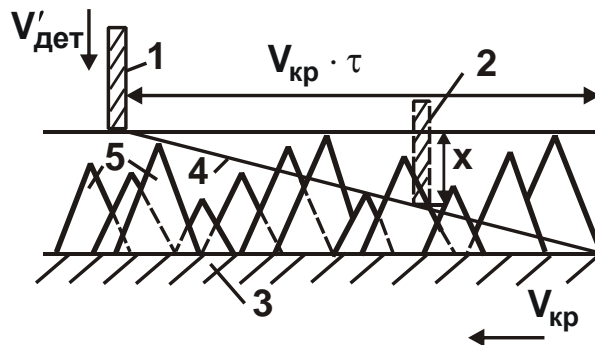


Рисунок 2.2 – Розрахункова схема кінематичної моделі робочої поверхні круга: 1 – початкове положення перерізу оброблюваної деталі; 2 – поточне положення перерізу оброблюваної деталі; 3 – зв'язка круга; 4 – траєкторія відносного переміщення деталі та круга; 5 – зерна круга

Нехай за час τ прямолінійна оброблювана деталь впровадилася у робочу поверхню круга на глибину $x = V'_{дет} \cdot \tau$. За цей час через перетин деталі на рівні y_s пройшли dn зерен, вершини яких розташовані у нескінченно малому інтервалі dy_i : $dn = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot f(y_i) \cdot dy$, де $f(y_i) = 1/b$ – щільність розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки круга, 1/м. За умови $V'_{дет} = \text{const}$ справедливе відношення $\tau = \frac{y_i - y_s}{S_n}$, тоді

$$dn = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{y_i - y_s}{S_n} \cdot f(y_i) \cdot dy. \quad (2.11)$$

Загальна кількість зерен, що пройшли через переріз деталі на рівні y_s , визначається залежністю:

$$n = \int_{y_s}^b dn = \frac{k \cdot B \cdot V_{кр}}{2 \cdot S_n \cdot b} \cdot (b - y_s)^2. \quad (2.12)$$

Для визначення функції розподілу вершин зерен у інтервалі $[(b - x), b]$ слід залежність (2.12) розділити на нормуючий множник P [46], який є загальною кількістю зерен, що пройшли через оброблювану деталь за час τ :

$$P = n / y_s = b - x = \frac{k \cdot B \cdot V_{кр}}{2 \cdot S_n \cdot b} \cdot x^2. \quad (2.13)$$

Функція розподілу має вигляд:

$$F(y_s) = \frac{n}{P} = \frac{(b - y)^2}{x^2}. \quad (2.14)$$

Щільність розподілу вершин зерен можна представити:

$$\varphi(y_s) = F'(y_s) = \frac{2}{x^2} \cdot (y_s - b). \quad (2.15)$$

Як витікає із залежності (2.15), кінематичний закон розподілу вершин зерен відрізняється від вихідного закону. Так, вихідний рівномірний закон щільності розподілу вершин зерен, прийнятий у статичній моделі, під час розгляду кінематичної моделі трансформувався у трикутний закон. Аналогічно можна отримати кінематичні закони розподілу вершин зерен для інших вихідних законів.

Для визначення функції $\varepsilon(y)$ із урахуванням радіального і тангенціального рухів круга та оброблюваної деталі необхідно використати кінематичний закон щільності (2.15), а параметр n слід визначити із залежності (2.13).

Після перетворень, аналогічних проведеним під час встановлення залежності (2.5), отримано залежність, що виражає зв'язок між відносною повнотою профілю, кінематичними параметрами процесу шліфування та основними характеристиками робочої поверхні круга:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V'_{дет}} \cdot y^3}. \quad (2.16)$$

Графічне зображення залежності (2.16) подано на рис. 2.3.

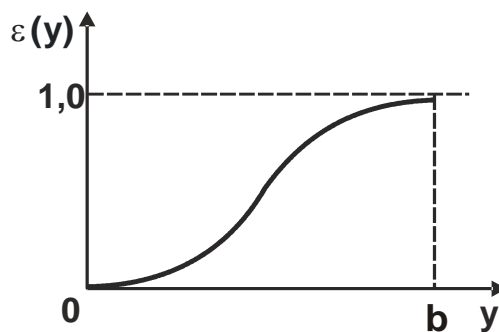


Рисунок 2.3 – Загальний вигляд функції відносної повноти профілю круга $\varepsilon(y)$

Як витікає із залежності (2.16) і графіка (рис. 2.3), відносна повнота профілю робочої поверхні круга $\varepsilon(y)$ є змінною величиною. Вона залежить від стану взаємного переміщення круга і деталі, змінюється у міру просування оброблюваної деталі у робочу поверхню круга.

Залежність відповідає залежності (1.85), яка визначена іншим методом розрахунку. У роботі [48] також отримано залежність, ідентичну залежності (2.16), із застосуванням іншої розрахункової схеми. Все це указує на достовірність залежності (2.16).

Таким чином, отримана залежність (2.16) для визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга може бути основою для встановлення кінематичних параметрів шліфування і виконання оптимізаційних розрахунків.

2.2. Встановлення кінематичних параметрів процесу шліфування виробів із переривчастими поверхнями

Особливу увагу привертає шліфування виробів із переривчастими поверхнями, зокрема, багатолезових ріжучих інструментів (розверток, зенкерів, протяжок, фрез тощо). Процесу шліфування переривчастих поверхонь, незважаючи на їх конструктивне різноманіття, властиві деякі загальні кінематичні та динамічні особливості. Так, під час круглого, плоского та інших видів шліфування багатолезових ріжучих інструментів кожен елемент оброблюваної поверхні періодично контактує із робочою поверхнею круга. При цьому знімання припуску має переривчастий характер. Після виходу із контакту оброблюваний ріжучий ніж інструмента і круг здійснюють відносне переміщення і не провадять процес різання. Тривалість контакту кожного елемента переривчастої поверхні з кругом та їх відносного безконтактного переміщення визначається рядом конструктивних і кінематичних чинників – розмірами та формами круга та виробу, параметрами режиму шліфування.

Переривчастість контакту круга і кожного елемента переривчастої поверхні зумовлює ударний характер їхньої взаємодії. Це в основному визначає механізм зношування круга, якість ріжучих елементів (ножів) інструменту, продуктивність знімання припуску та інші техніко-економічні параметри процесу шліфування. У зв'язку із цим, важливу роль набувають питання правильного вибору схеми шліфування,

характеристик кругів, параметрів режиму шліфування, які б зменшували або навіть вилучали негативний вплив ударного характеру взаємодії круга із оброблюваними елементами переривчастої поверхні.

Вирішення цієї задачі можливе шляхом аналітичного описання кінематики взаємодії круга із елементами переривчастої поверхні із подальшим визначенням оптимальних співвідношень параметрів режиму шліфування, характеристик круга для різних схем обробки. Для цього необхідно розглянути розрахункову схему процесу шліфування виробу із переривчастою поверхнею на прикладі круглого поздовжнього шліфування осьового багатолезового ріжучого інструменту із прямолінійно розташованими ріжучими ножами (рис. 2.4,а).

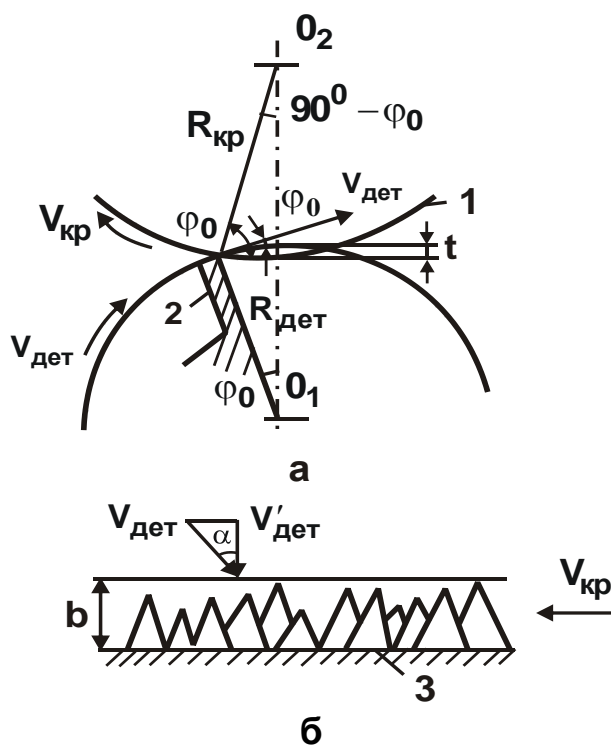


Рисунок 2.4 – Розрахункова схема круглого поздовжнього шліфування:
 1 – рівень зв'язки круга; 2 – елемент переривчастої поверхні (оброблюваний ріжучий ніж інструмента); 3 – зв'язка круга

Для встановлення співвідношень основних параметрів процесу шліфування слід скористатися аналітичною залежністю (4.16) для визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга.

Виходячи із схеми взаємодії оброблюваного ріжучого ножа інструмента із робочою поверхнею круга (рис. 2.4,б), у процесі круглого

шліфування оброблюваний ніж входить у робочу поверхню круга під кутом α . Виражаючи параметр $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha$ через окружну швидкість $V_{дет}$ і підставляючи отриманий вираз у залежність (2.16), маємо:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \cos \alpha} \cdot y^3}. \quad (2.17)$$

Для здійснення нормального процесу шліфування необхідно забезпечити повне видалення оброблюваного матеріалу не доходячи до рівня зв'язки круга. Виконання такої умови можливе за умови $\varepsilon(y) \rightarrow 1$. Із огляду на імовірнісний характер функції $\varepsilon(y)$ із достатньою для практичних розрахунків точністю значення $\varepsilon(y)$ можна прийняти рівним 0,95. Із урахуванням граничних умов $y = b$ і $\varepsilon(y = b) = 0,95$ залежність (2.17) можна перетворити до вигляду:

$$1 - \varepsilon(y = b) = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^3}{3 \cdot V_{дет} \cdot \cos \alpha}}. \quad (2.18)$$

Після логарифмування залежності (2.18), отримано:

$$V_{дет} = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^3}{9 \cdot \cos \alpha}. \quad (2.19)$$

Для визначення функції $\cos \alpha = \cos(\psi_0 - \varphi_0)$ необхідно скласти систему двох рівнянь (рис. 2.4,а):

$$\begin{cases} R_{дет} \cdot \sin \varphi_0 = R_{кр} \cdot \sin(90^\circ - \varphi_0) \\ R_{дет} \cdot \cos \varphi_0 + R_{кр} \cdot \cos(90^\circ - \varphi_0) = R_{дет} + R_{кр} - t, \end{cases} \quad (2.20)$$

де $R_{дет}$, $R_{кр}$ – радіуси деталі та круга, м;

t – глибина шліфування, м.

Розв'язання системи рівнянь (2.20):

$$\begin{aligned} \cos(\psi_0 - \varphi_0) = \\ = \sqrt{-\frac{3t^2}{R_{дет}R_{кр}} - \frac{t^4}{4R_{дет}^2R_{кр}^2} + \frac{2t}{R_{кр}} + \frac{t^3}{R_{дет}R_{кр}^2} + \frac{2t}{R_{дет}} + \frac{t^3}{R_{дет}^2R_{кр}} - \frac{t^2}{R_{кр}^2} - \frac{t^2}{R_{дет}^2}}. \end{aligned}$$

Після спрощення отриманої залежності із урахуванням умов $R_{дет} \gg t$; $R_{кр} \gg t$, маємо:

$$\cos \alpha = \cos(\psi_0 - \varphi_0) = 2 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}. \quad (2.21)$$

Тоді

$$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha = V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}} \quad (2.22)$$

Після підстановки залежності (2.21) у залежність (2.19), отримано:

$$V_{дет} = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}{9 \cdot \sqrt{2 \cdot t}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \quad (2.23)$$

Залежність (2.23) встановлює аналітичний взаємозв'язок між параметрами режиму шліфування та характеристиками робочої поверхні круга під час круглого поздовжнього шліфування. Для інших видів шліфування методика встановлення кінематичних співвідношень аналогічна, проте кожний вид шліфування має свої особливості.

Аналіз розрахункової залежності для круглого урізного шліфування (рис. 2.5) показує, що на відміну від поздовжнього шліфування під час урізного шліфування змінюється кут входу оброблюваного ріжучого ножа інструменту α в робочу поверхню круга, а також глибина шліфування t .

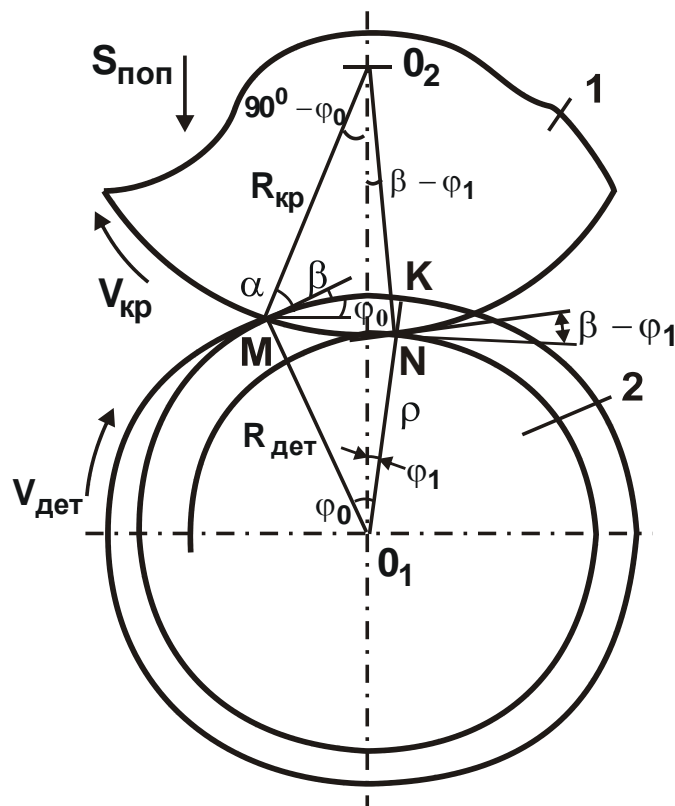


Рисунок 2.5 – Розрахункова схема параметрів круглого урізного шліфування: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь

Під час урізного шліфування кут α є кутом між дотичною до спіралі Архімеда і радіусом круга, який проведено у точці входу ріжучого ножа інструмента у робочу поверхню круга (М): $\alpha = \psi_0 - \varphi_0 - \beta$, де β – кут між дотичними, проведеними у точці М до спіралі Архімеда та вихідного кола ріжучого ножа інструмента. Точка М є точкою сполучення вихідного кола ножа та спіралі Архімеда, що утворена під час обробки в кінці першого оберту ножа. За наступними обертами оброблюваного ножа ця точка буде розташована на спіралі Архімеда і з'єднуватиме оброблювану поверхню із поверхнею обробки.

Значення кута β визначається із виразу $\operatorname{tg}\beta = \frac{t}{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}}$:

$$t = S_{\text{поп}} \cdot \tau = S_{\text{поп}} \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}, \quad (2.24)$$

де $t = NK$ – глибина шліфування (поперечна подача за один оберт ріжучого ножа інструмента), м;

$S_{\text{поп}}$ – швидкість поперечної подачі, м/с.

Тоді

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{S_{\text{поп}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (2.25)$$

Для визначення функції $\cos \alpha$ слід скористатися залежністю:

$$\cos(\psi_0 - \varphi_0) = \cos(\psi_0 - \varphi_0) \cdot \cos \beta + \sin(\psi_0 - \varphi_0) \cdot \sin \beta. \quad (2.26)$$

Функцію $\sin(\psi_0 - \varphi_0)$ визначено із системи рівнянь (2.20):

$$\sin(\psi_0 - \varphi_0) = 1 - \frac{t}{R_{\text{кр}}} - \frac{t}{R_{\text{дет}}} + \frac{t^3}{2 \cdot R_{\text{дет}} \cdot R_{\text{кр}}}.$$

Із урахуванням умов $R_{\text{дет}} \gg t$; $R_{\text{кр}} \gg t$, отримано:

$$\sin(\psi_0 - \varphi_0) = 1 - t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right). \quad (2.27)$$

Тригонометричні функції $\sin \beta$ і $\cos \beta$ визначаються із рис. 2.5:

$$\sin \beta = - \frac{t_1}{\sqrt{t_1^2 + (2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}})^2}} \approx \frac{t_1}{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}}; \quad (2.28)$$

$$\cos \beta = - \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}}{\sqrt{t_1^2 + (2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}})^2}} \approx 1. \quad (2.29)$$

Параметр t виразимо за допомогою параметра t_1 за умови:

$$\varphi = \varphi_0 + \varphi_1. \quad (2.30)$$

Для визначення кута φ складено систему рівнянь (рис. 2.5):

$$\begin{cases} R_{кр} \cdot \sin(\beta - \varphi_1) - \rho \cdot \sin \varphi_1 = 0 \\ R_{кр} \cdot \cos(\beta - \varphi_1) - \rho \cdot \cos \varphi_1 = A \end{cases}, \quad (2.31)$$

де $A = R_{дет} + R_{кр} - t$.

Після перетворення параметрів $\psi_1 \cong \frac{R_{кр} \cdot \sin \beta}{A}$; $\rho = A - R_{кр}$, із системи рівнянь (2.20) визначено кут φ_0 :

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{R_{кр}^2 - (A - R_{дет})^2}{A \cdot R_{дет}}}. \quad (2.32)$$

Також із рис. 2.5 встановлено тригонометричне рівняння: $(R_{дет} - t_1) + (R_{дет} - t_1) \cdot \varphi \cdot \operatorname{tg} \beta = \rho$. Із урахуванням виразу $\rho = A - R_{кр}$ маємо:

$$\varphi = \frac{(A - R_{кр}) - (R_{дет} - t_1)}{(R_{дет} - t_1) \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (2.33)$$

Після підстановки залежностей (2.31) – (2.33) до залежності (2.30), отримано:

$$\frac{A - R_{кр} - R_{дет} - t}{(R_{дет} - t_1) \cdot \operatorname{tg} \beta} = \sqrt{\frac{R_{кр}^2 - (A - R_{дет})^2}{A \cdot R_{дет}}} + \frac{R_{кр}}{A} \cdot \sin \beta. \quad (2.34)$$

Після перетворень і спрощень із урахуванням умов $R_{дет} \gg t$; $R_{кр} \gg t$ і $R_{дет} \gg t_1$; $R_{кр} \gg t_1$ маємо:

$$\begin{aligned} t = t_1 + \frac{R_{дет} \cdot R_{кр}}{(R_{дет} + R_{кр})} \cdot \operatorname{tg}^2 \beta - 2 \cdot \sqrt{\frac{R_{дет} \cdot R_{кр}}{2 \cdot (R_{дет} + R_{кр})}} \times \\ \times \operatorname{tg}^2 \beta \cdot \sqrt{t_1 - \frac{R_{дет} \cdot R_{кр}}{2 \cdot (R_{дет} + R_{кр})} \cdot \operatorname{tg}^2 \beta}. \end{aligned} \quad (2.35)$$

Отримані залежності (2.22), (2.27) – (2.29) із урахуванням залежності (2.35) слід підставити у рівняння (2.26):

$$\cos(\psi_0 - \varphi_0 - \beta) = 2 \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot S_{поп}}{V_{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{дет}}{R_{кр}} + 1}. \quad (2.36)$$

Підставляючи залежність (4.19) у залежність (4.36), після перетворення маємо:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot b^4}{324 \cdot S_{\text{поп}} \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right)}. \quad (2.37)$$

Залежність (2.37) виражає кінематичне співвідношення основних параметрів процесу урізного шліфування.

Кінематичні співвідношення для плоского шліфування можна отримати із залежності (2.23) за умови $R_{\text{дет}} = \infty$:

$$V_{\text{дет}} = 0,08 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2 \cdot \frac{\sqrt{R_{\text{кр}}}}{\sqrt{t}}. \quad (2.38)$$

Для внутрішнього шліфування радіус деталі $R_{\text{дет}}$ слід приймати негативним, тоді

$$V_{\text{дет}} = 0,08 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2 \cdot \frac{1}{\sqrt{t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} - \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (2.39)$$

Для охоплюючого шліфування за умови $R_{\text{кр}} \cong -R_{\text{дет}} = R$ із урахуванням доданків другого порядку у розв'язанні системи рівнянь (2.20), після підстановки у залежність (2.23) отримано:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2 \cdot R}{9 \cdot \sqrt{3} \cdot t}. \quad (2.40)$$

Під час поздовжнього шліфування кругом чашкової форми за умови $R_{\text{кр}} = \infty$, виходячи із залежності (2.23), маємо:

$$V_{\text{дет}} = 0,08 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2 \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{дет}}}{t}}. \quad (2.41)$$

Таким чином, використання залежності для визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга дозволило встановити кінематичні співвідношення різних видів шліфування. Такі відношення, що описуються залежностями (2.38) – (2.41), отримано як окремі випадки круглого поздовжнього шліфування. Аналогічно можна встановити залежності для різних схем урізного шліфування на підставі залежності (2.37).

Отже, основними розрахунковими схемами для встановлення кінематичних співвідношень всього різноманіття схем шліфування є кругле поздовжнє та урізне шліфування.

Отримані кінематичні співвідношення дозволяють встановити граничні значення параметрів режиму шліфування залежно від характеристик робочої поверхні круга. За умов дотримання граничних значень параметрів режиму шліфування може бути досягнуто максимальне використання потенційних можливостей ріжучої здатності круга, які обумовлено параметрами його робочої поверхні. Перевищення граничних значень параметрів режиму шліфування призведе до контакту оброблюваного ріжучого ножа інструменту зі зв'язкою круга і, отже, до несприятливих умов здійснення процесу шліфування.

Встановлені кінематичні співвідношення дозволяють здійснювати процес шліфування так, щоб повне зняття оброблюваного матеріалу із ріжучого ножа інструменту (із переривчастою поверхнею), що урізається у робочу поверхню круга, здійснювався на будь-якому необхідному рівні виступання зерен над зв'язкою круга. У цьому і полягає спосіб управління процесом шліфування виробів із переривчастими поверхнями, що повністю виключає ударний характер взаємодії оброблюваного ножа ріжучого інструменту зі зв'язкою круга і знижує ударну дію на зерна круга. За певних умов контакт оброблюваного ріжучого ножа інструменту із робочою поверхнею круга відбуватиметься на певній висоті зерен, що найбільше виступають над рівнем зв'язки круга. Оптимальні значення цієї висоти можуть бути встановлено на основі динамічних досліджень.

2.3. Гранична кінематична продуктивність обробки процесу шліфування

Порівняльне оцінювання продуктивності обробки для різних видів шліфування інструментами із СНМ, що наведене у науково-технічній літературі, значною мірою ускладнено непорівнянністю умов виконання досліджень. У багатьох літературних джерелах найчастіше відсутні умови проведення дослідів. Це унеможлиблює зіставлення результатів щодо продуктивності обробки. Особливо це стосується порівняння даних продуктивності обробки, виражених в об'ємних ($\text{мм}^3/\text{хв}$), вагових ($\text{г}/\text{хв}$) або лінійних ($\text{мм}/\text{хв}$) величинах знімання. Зіставлення продуктивності обробки надзвичайно важливе під час аналізу вкладу складових шліфування інструментами із СНМ із введенням у зону різання електричної енергії.

Складові комбінованих процесів шліфування – механічна, електрохімічне розчинення, ерозійна, електроконтактна – у чистому вигляді суттєво різняться за продуктивністю обробки, особливо, якщо порівняння здійснювати у об'ємних показниках. Як зазначено у роботі [8], вираш у продуктивності обробки під час електрофізичних методів обумовлено, в основному, можливістю одночасної обробки великих поверхонь, неприйнятних для звичайних процесів шліфування. Лінійна швидкість видалення припусків електрофізичними методами не перевищує, як правило, часток мм/хв. У той же час комбінування різних процесів дозволяє значно підвищити швидкість лінійного знімання. Така інтенсивність видалення припуску не є граничною та обмежується появою низки несприятливих явищ, у тому числі високою питомою витратою алмазів, що ліквідує ефект високої продуктивності обробки. Тому у роботі наведено результати аналітичних розрахунків граничної продуктивності обробки, обумовленої кінематичними можливостями різних схем шліфування кругами із СНМ. Ці дані дозволять науково обґрунтовано розкрити фізичну природу чинників та явищ, що обмежують досягнення теоретичного рівня інтенсивності знімання припуску.

Під лінійною швидкістю знімання припуску слід розуміти швидкість відносного переміщення круга та оброблюваної деталі в напрямі, нормальному до робочої поверхні круга. Для її визначення можна використати методика розрахунку кінематичних співвідношень параметрів процесу шліфування, наведену у п. 2.2. Ця методика заснована на дотриманні рівності швидкостей знімання припуску та впровадження оброблюваної деталі у напрямі, нормальному до робочої поверхні круга. При цьому повне знімання впроваджуваного матеріалу оброблюваної деталі повинно здійснюватися на заданому рівні виступання вершин зерен, не контактуючи зі зв'язкою круга. Недотримання цієї умови буде призводити до порушення нормального процесу шліфування. Запропонована методика визначення граничної лінійної швидкості знімання припуску дозволяє звести все різноманіття існуючих схем шліфування до єдиної розрахункової схеми, у якій головне переміщення круга та оброблюваної деталі здійснюється за нормаллю до робочої поверхні круга.

Нормальний напрям геометрично пов'язано з іншими напрямками переміщення круга і оброблюваної деталі у різних видах шліфування. Тому для будь-якої схеми шліфування можна виділити складову швид-

кості $V'_{дет}$ взаємного переміщення круга та оброблюваної деталі у напрямі, нормальному до робочої поверхні круга (рис. 2.4). Отже, різноманіття схем шліфування кінематично можна звести до зміни кута входу оброблюваної деталі у робочу поверхню круга.

Гранична нормальна лінійна швидкість впровадження оброблюваної деталі у робочу поверхню круга $V'_{дет}$, виходячи із залежності (2.19), визначається для всіх схем шліфування за єдиною залежністю:

$$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}{g}. \quad (2.42)$$

Тому швидкість $V'_{дет}$ залежить лише від характеристик робочої поверхні круга і швидкості шліфування та однакова для всіх схем шліфування. Розрахунок швидкості, виконаний для конкретних значень параметрів $2\gamma = 90^\circ$; $k = 10^3$ шт./см²; $b = 10$ мкм; $V_{кр} = 30$ м/с, показує, що $V'_{дет} = 180$ мм/хв. Це у 6 разів перевершує експериментальні дані [8]. Отже, кінематичні можливості шліфувального круга використовуються не в повному обсязі.

Лінійна швидкість впровадження оброблюваної деталі в круг може бути критерієм оцінювання кінематичної працездатності робочої поверхні круга. Однак вона не дозволяє встановити найбільш продуктивну схему шліфування.

Таку задачу можна вирішити на основі аналізу питомої продуктивності обробки для різних схем шліфування, яка визначає об'єм знятого оброблюваного матеріалу за одиницю часу шліфувальним кругом одиничної ширини (за один оберт оброблюваної деталі).

Як показано у п. 2.2, визначення граничної кінематичної продуктивності обробки можна звести до трьох принципових розрахункових схем, що відображають специфіку поздовжнього (рис. 2.6), урізного та тангенціального видів шліфування (рис. 2.7).

Для вирішення поставленого завдання прийнято припущення:

1. Поздовжня подача приймається рівною ширині круга, тобто знімання припуску здійснюється тільки по "свіжому" оброблюваному матеріалу.

2. Під час визначення продуктивності обробки не враховується шар не повністю знятого матеріалу мікронерівностей внаслідок їх незначної величини.

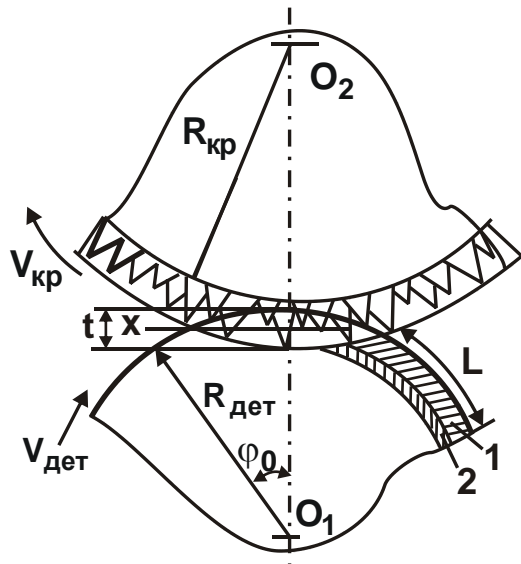


Рисунок 2.6 – Схема розрахунку питомої продуктивності обробки під час поздовжнього шліфування: 1 – шар повністю знятого матеріалу із оброблюваної деталі; 2 – шар залишкових мікронерівностей

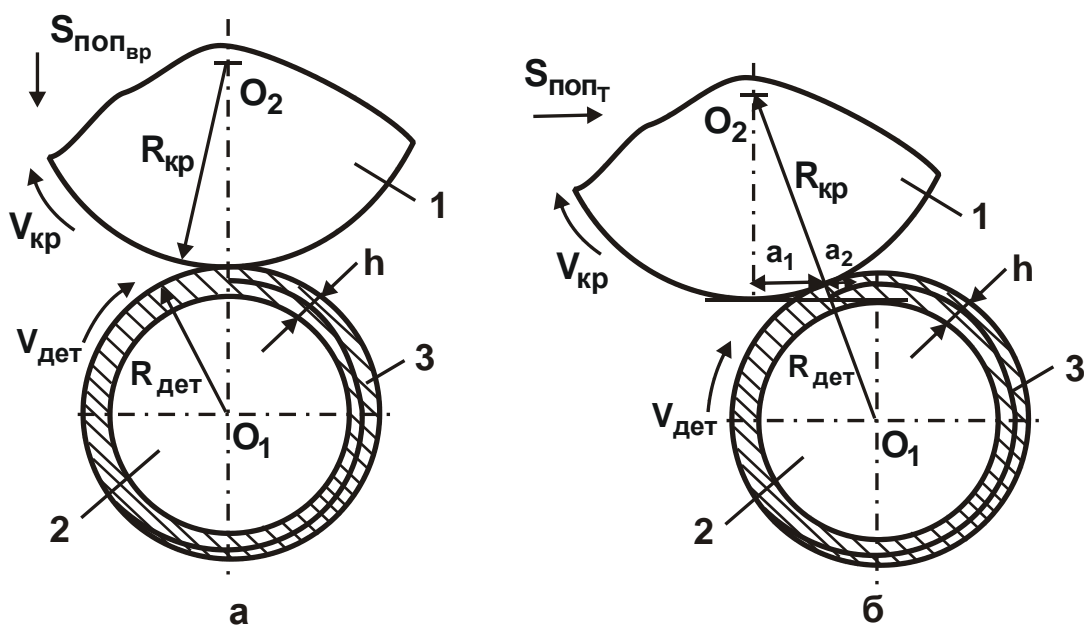


Рисунок 2.7 – Схема розрахунку питомої продуктивності обробки під час урізного (а) і тангенціального (б) шліфування: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – припуск, що знімається

Питома продуктивність обробки під час знімання припуску виражається залежністю:

$$Q = \frac{L \cdot (t-h)}{\tau} = V_{дет} \cdot (t-h), \quad (2.43)$$

де $L = V_{\text{дет}} \cdot \tau$ – поточне значення довжини обробленої поверхні, м;

t – глибина шліфування, м;

h – залишкова шорсткість обробленої поверхні, м.

Величину h визначимо із використанням перетвореної залежності (2.16) для визначення відносної повноти профілю круга:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot t \cdot b} (t-y)^3}. \quad (2.44)$$

Граничне значення h встановимо за умови $\varepsilon(y) = 0,95$. Після логарифмування залежності (2.44) та її перетворення з урахуванням виразів

$$\tau = \frac{L}{V_{\text{дет}}}; \quad L = R_{\text{дет}} \cdot 2 \cdot \varphi_0; \quad \varphi_0 \cong \sqrt{\frac{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}{R_{\text{дет}} \cdot (R_{\text{дет}} + R_{\text{кр}})}},$$

отримано:

$$h = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt{t} \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.45)$$

Після підстановки залежності (2.45) у залежність (2.43), маємо:

$$Q = V_{\text{дет}} \cdot \left(t - \frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt{t} \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right). \quad (2.46)$$

Вираз у дужках, що входить у залежність (2.46), слід визначити для двох випадків $t < b$ і $t > b$.

Для випадку $t < b$ параметр $V_{\text{дет}}$ визначається за умови екстремуму функції Q , тобто за умови $Q'_{V_{\text{дет}}} = 0$. Тоді

$$V_{\text{дет}_{\text{max}}} = \left(\frac{3}{4}\right)^3 \cdot t^{2,5} \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (2.47)$$

Після підстановки залежності (2.47) у залежність (2.46) отримано:

$$Q_{\text{max}} = \left(\frac{3}{4}\right)^3 \cdot t^{3,5} \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{36 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (2.48)$$

Для випадку $t > b$ необхідно скористатися залежністю для визначення швидкості деталі $V_{дет}$, яку отримано за умови відсутності контакту оброблюваної деталі зі зв'язкою круга (наведено у п. 2.2). Приймаючи замість t величину $(t - b)$, що враховує зміну початкової координати відліку глибини шліфування t , отримано:

$$V_{дет} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{кр}}{9 \cdot \sqrt{2 \cdot (t - b)} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}. \quad (2.49)$$

Після перетворення залежності (2.46) із урахуванням залежності (2.49), визначено граничну продуктивність обробки під час шліфування для випадку $t > b$:

$$Q = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{кр}}{9 \cdot \sqrt{2 \cdot (t - b)} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left(t - \sqrt{\frac{b^2 \cdot \sqrt{t}}{4 \cdot \sqrt{(t - b)}}} \right). \quad (2.50)$$

Для спрощення залежності (2.50) прийнято такі припущення:

$$t - b \approx t \text{ і } t > \sqrt[3]{\frac{b^3}{4}}. \text{ Тоді}$$

$$Q = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{кр}}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \sqrt{t}. \quad (2.51)$$

Для аналізу закономірностей урізного шліфування слід скористатися розрахунковою схемою, яку наведено на рис. 2.7. Для цього необхідно прийняти наступне припущення: розрахунок питомої продуктивності обробки доцільно виконувати без урахування шорсткості обробленої поверхні.

Питома продуктивність обробки під час знімання припуску визначається кількістю знятого металу за цикл обробки, що включає урізання, сталі в часі процесу шліфування і виходжування:

$$Q = \frac{V}{\tau} = \frac{\pi \cdot R_{дет}^2 - \pi \cdot (R_{дет} - h)^2}{\tau}, \quad (2.52)$$

де

$$\tau = \frac{h}{S_{поп}} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}{V_{дет}}. \quad (2.53)$$

Залежність (2.37) слід виразити відносно швидкості поперечної подачі $S_{\text{поп}}$ та підставити отриманий вираз у залежність (2.53):

$$\tau = \frac{h}{A} \cdot V_{\text{дет}} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}{V_{\text{дет}}}, \quad (2.54)$$

де
$$A = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}}^2}{324 \cdot \pi \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right)}.$$

Мінімальне значення τ_{min} визначається із необхідної умови екстремуму: $\tau'_{V_{\text{дет}}} = 0$. Виходячи із залежності (2.54), отримано:

$$\tau'_{V_{\text{дет}}} = \frac{h}{A} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}{V_{\text{дет}}^2} = 0. \quad (2.55)$$

Звідки

$$V_{\text{дет, опт}} = \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}. \quad (2.56)$$

Після підстановки залежності (2.56) у залежність (2.54), маємо:

$$\begin{aligned} \tau_{\text{min}} &= \frac{h}{A} \cdot \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}{\sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}} = \\ &= \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)} + \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}. \end{aligned} \quad (2.57)$$

Із залежності (2.57) витікає, що оптимальний цикл урізного шліфування здійснюється за два оберти оброблюваної деталі: за перший оберт відбувається урізання, а за другий – виходжування.

Після підстановки залежності (2.57) у (2.52) отримано залежність для визначення максимальної питомої продуктивності обробки під час урізного шліфування:

$$Q = \frac{1}{18 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sqrt{h}. \quad (2.58)$$

Згідно розрахунковій схемі тангенціального шліфування для випадку $t > b$ (рис. 2.7), повне знімання припуску h здійснюється за цикл, що включає взаємне переміщення круга і деталі до розташування їхніх осей у вертикальній площині і виходжування за один оберт деталі. Ви-

ходячи із цього, можна встановити основні кінематичні співвідношення параметрів процесу шліфування за умови повного знімання оброблюваного матеріалу на рівні зв'язки круга за методикою, наведеною у п. 2.2. Тому необхідно перейти від параметра $S_{\text{поп_танг}}$ до параметра $S_{\text{поп_уріз}}$, тобто від тангенціального шліфування до урізного шліфування:

$$S_{\text{поп_уріз}} = \frac{h}{\tau}, \quad (2.59)$$

де $\tau = \frac{a_1 + a_2}{S_{\text{поп_танг}}}$;

$$S_{\text{поп_уріз}} = \frac{h}{a_1 + a_2} \cdot S_{\text{поп_танг}}.$$

Після підстановки залежності (2.59) у залежність (2.37) і відповідних перетворень із урахуванням умови $h \ll (R_{\text{дет}} - h)$, отримано:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}} \cdot (a_1 + a_2)}{324 \cdot \pi \cdot S_{\text{поп_танг}} \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right) \cdot h}. \quad (2.60)$$

Питому продуктивність обробки під час знімання припуску можна визначити за залежністю (2.52), якщо подати час τ у вигляді:

$$\tau = \frac{a_1 + a_2}{S_{\text{поп_танг}}} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}{V_{\text{дет}}}. \quad (2.61)$$

Мінімальне значення часу $\tau_{\text{мін}}$ визначається із необхідної умови екстремуму: $\tau'_{\text{дет}} = 0$. Із урахуванням залежності (2.61), після її перетворення, отримано:

$$\tau_{\text{мін}} = \frac{18\sqrt{2} \sqrt{R_{\text{дет}} \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right)} \cdot \pi \sqrt{h}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2} + \frac{18\sqrt{2} \sqrt{R_{\text{дет}} \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right)} \cdot \pi \sqrt{h}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}. \quad (2.62)$$

У залежності (2.62), як і у залежності (2.57), перший і другий доданки рівні один одному. Це указує на однакову тривалість процесів урізання та виходжування.

Після підстановки залежності (2.62) у (2.52) отримано залежність для визначення максимальної питомої продуктивності обробки під час тангенціального шліфування:

$$Q = \frac{1}{18 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sqrt{h} . \quad (2.63)$$

Залежності (2.51), (2.58) і (2.63) встановлюють зв'язок продуктивності обробки із характеристиками круга, деталі та параметрами режиму шліфування для випадку $h > b$.

Як витікає із отриманих залежностей, основні параметри процесу однаково впливають на продуктивність обробки Q для всіх схем шліфування. Кількісні значення продуктивності обробки Q за однакових основних параметрів відрізняються між собою лише постійними числовими коефіцієнтами, які характеризують кінематичні особливості різних схем шліфування. Так, кінематична продуктивність обробки під час урізного і тангенціального шліфування вдвічі менше за продуктивність обробки під час поздовжнього шліфування (рис. 2.8).

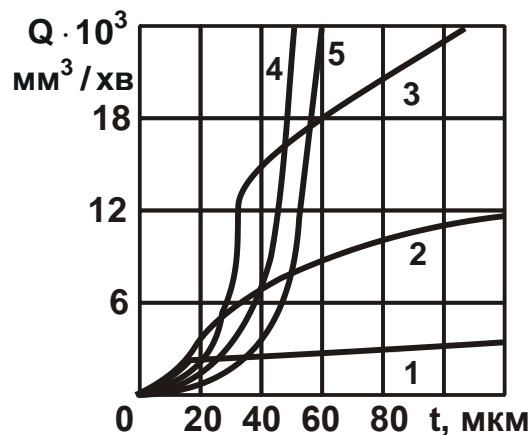


Рисунок 2.8 – Залежність граничної кінематичної продуктивності обробки Q під час поздовжнього шліфування від глибини шліфування t : 1 – $b = 10$ мкм; 2 – $b = 20$ мкм; 3 – $b = 30$ мкм; 4 – $b = 40$ мкм; 5 – $b = 50$ мкм; $2\gamma = 90^\circ$; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $k = 10^3$ шт./см²; $R_{\text{дет}} = 50$ мм; $R_{\text{кр}} = 100$ мм

Це зумовлено необхідністю другого оберту оброблюваної деталі для реалізації процесу виходжування. Отже, гранична кінематична продуктивність обробки не залежить від схеми взаємного переміщення круга та деталі. Як витікає із рис. 2.8, продуктивність обробки Q інтенсивно збільшується зі зміною глибини шліфування t . У випадку $t > b$

інтенсивність збільшення продуктивності обробки Q зменшується. Це указує на перевагу глибинного шліфування.

Оптимальну граничну кінематичну продуктивність обробки процесу шліфування можна визначити на основі аналізу впливу всіх параметрів, що входять у залежності (2.48), (2.51), (2.58) і (2.63).

2.4. Оптимізація процесу круглого поздовжнього шліфування за граничною кінематичною продуктивністю

Оптимізацію процесу круглого поздовжнього шліфування доцільно виконати на основі аналітичного описання граничної кінематичної продуктивності обробки, що характеризує потенційні можливості мікрорельєфу робочої поверхні круга. Для цього припуск, що знімається із оброблюваної деталі, представлено пакетом циліндричних оболонок нескінченно малої товщини dt_T , що входять у робочу поверхню круга зі змінним кутом α_T (рис. 2.9).

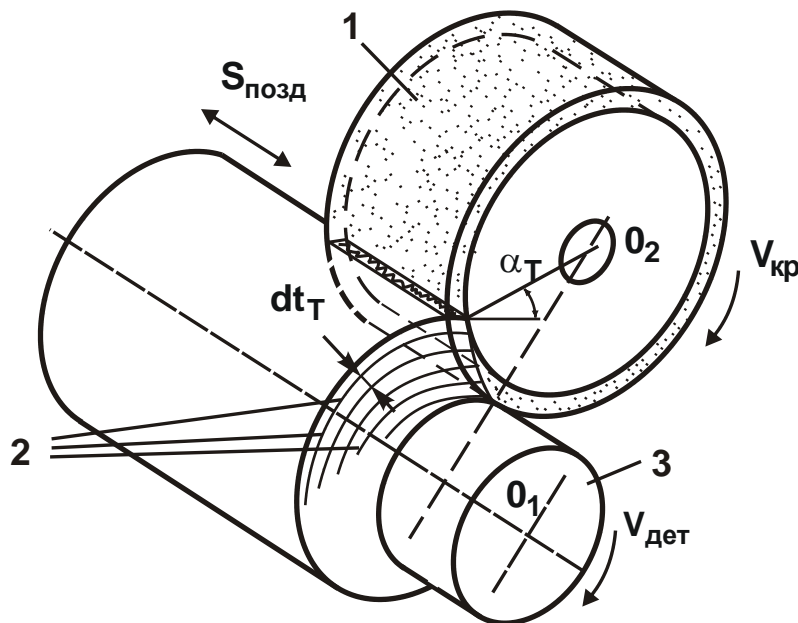


Рисунок 2.9 – Кінематика взаємодії елементарних циліндричних оболонок із робочою поверхнею круга: 1 – круг; 2 – елементарні циліндричні оболонки; 3 – оброблювана деталь

У міру переміщення елементарної циліндричної оболонки dt_T у робочому шарі круга на її поверхні у результаті накладання одиничних зрізів від зерен, що пропрацювали, утворюється певна повнота профі-

лю [46]. Для дослідження закономірностей утворення повноти профілю з усієї сукупності оболонок, що контактують із робочою поверхнею круга, під час першого проходу, виділено елементарну оболонку dt_T , що має максимальну глибину впровадження у робочий шар круга – $t_T < b$.

Для спрощення аналітичного описання поточної повноти профілю, що утворюється на поверхні елементарної оболонки, зроблено заміну циліндричної оболонки dt_T на прямолінійний елементарний шар. Відповідно, циліндричну траєкторію руху оболонки у робочому шарі круга замінено на прямолінійну траєкторію (рис. 2.10). Тому надалі замість терміну "елементарна оболонка" приймається термін "елементарний шар".

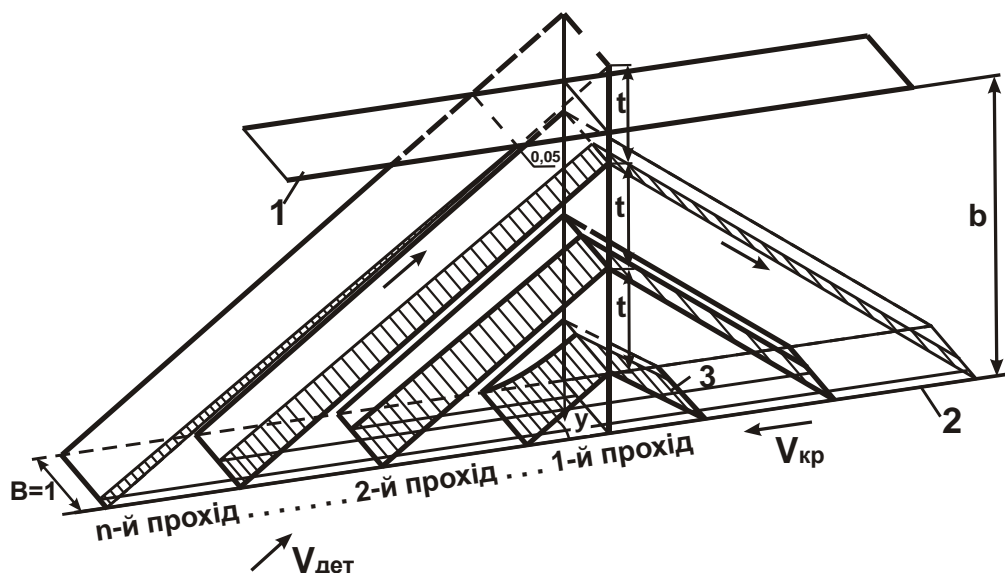


Рисунок 2.10 – Схема утворення відносної повноти профілю на елементарному шарі припуску під час багаторазового проходження його в робочій поверхні круга: 1 – рівень зв'язки круга; 2 – рівень максимального виступання зерен над рівнем зв'язки круга; 3 – незнятий оброблюваний матеріал

Під час першого проходу на поверхні елементарного шару утворюється повнота профілю, проекція якої на вісь y описується перетвореною залежністю (2.44):

$$\varepsilon_1(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau_1}{3 \cdot b \cdot t_1} \cdot (t_1 - y)^3}, \quad (2.64)$$

де t_1 – поточне значення глибини впровадження шару dt_T у робочу поверхню круга, м;

τ_1 – поточний час контакту шару dt_T із робочою поверхнею круга, с,

$$\tau_1 = \frac{t_1}{V_{\text{дет}} \cdot \cos \alpha_T};$$

$$\cos \alpha_T = \sqrt{2 \cdot t_1} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}.$$

Із урахуванням імовірнісного підсумовування повнота профілю круга під час наступних проходів набуде вигляду:

$$\varepsilon_n(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \left[\frac{(t_n - y)^3}{4 \cdot \sqrt{t_n}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]}, \quad (2.65)$$

де $t_i = t_T + i \cdot t$;

$t_n = t_T + (n - 1) \cdot t$;

n – кількість проходів.

Можна вважати, що для кожного елементарного шару dt_T існує певна глибина його впровадження H у робочу поверхню круга, за умови досягнення якої утворюється повний профіль, тобто відбувається повне видалення металу. Глибину H можна визначити із залежності (2.65) за умов $\varepsilon_n(y) = 0,95$; $t_n - y = H$:

$$H = \sqrt[3]{4 \cdot 6 \sqrt{t_n}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}, \quad (2.66)$$

де
$$\frac{1}{A} = \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}.$$

Аналіз залежності (2.66) із урахуванням виразів $t_i = t_T + i \cdot t$, $t_n = t_T + (n - 1) \cdot t$ указує на існування екстремуму глибини H від величини t_T . Отже, завжди існує такий елементарний шар dt_T , повний профіль у якого буде утворюватися за умови максимального заглиблення, що дорівнює максимальній товщині зрізу $H_{\text{max}} = b$. Взнявши похідну від глибини H за величиною t_T і прирівнявши її нулю, отримано залежність для визначення екстремального значення t_T :

$$H_{\max}^3 = 10 \cdot t_n^{3/2} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{3/2}. \quad (2.67)$$

Значення t_T , яке міститься у виразах для визначення величин t_n і t_i , що входять у рівняння (2.67), можна визначити лише чисельним розрахунком. Для цього необхідно задати значення t , $H_{\max} = b$ і $n = b/t$ (n округлюють із надлишком до цілого числа і набуває значення $n > 2$).

За умови $H_{\max} = b$ із рівняння (2.67) можна отримати значення t_T елементарного шару, що визначає граничні співвідношення параметрів процесу шліфування. Умова $H_{\max} = b$ виключає контакт оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга та забезпечує повне використання висоти рельєфу робочої поверхні круга.

Після перетворень залежності (2.66) із урахуванням екстремального значення t_T та за умови $H_{\max} = b$ отримано залежність для визначення граничної швидкості деталі:

$$V_{\text{дет}} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \left[\frac{H_{\max}^3}{4 \cdot \sqrt{t_n}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]. \quad (2.68)$$

Необхідно зазначити, що залежність (2.68) можна використати для випадку $t > t^*$, коли виконується рівність (2.67). Для випадку $t < t^*$ слід користуватися залежністю, отриманою із залежності (2.68) за умов $t_n = H = b$ і $t_T = b - (n-1) \cdot t$:

$$V_{\text{дет}} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \left[\frac{H_{\max}^{5/2}}{4} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]. \quad (2.69)$$

На рис. 2.11,а,б графічно подано граничні значення параметрів режиму шліфування, розраховані на основі залежностей (2.68) і (2.69) із урахуванням виразу $S_{\text{гр}} = V_{\text{дет}} \cdot B_1 / 2\pi \cdot R_{\text{дет}}$, де B_1 – поздовжня подача, м/об.

Для визначення граничної (кінематичної) продуктивності обробки під час поздовжнього шліфування слід скористатися залежністю:

$$Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t. \quad (2.70)$$

У залежності (2.70) параметри B_1 і t є незалежними змінними, які можуть бути призначені, виходячи із технологічних міркувань. При цьо-

му кожному значенню t завжди відповідатиме цілком певне значення швидкості деталі $V_{дет}$, що визначається із залежностей (2.68) і (2.69).

Із залежностей (2.68) – (2.70) витікає пропорційне збільшення граничної продуктивності обробки Q зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Це підтверджує основну особливість швидкісного шліфування. Збільшення швидкості круга $V_{кр}$ передбачає пропорційне збільшення швидкості деталі $V_{дет}$. Лише у цьому випадку гранична продуктивність обробки Q збільшуватиметься. Зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ та постійній швидкості деталі $V_{дет} = const$ гранична продуктивність обробки Q залишається незмінною.

На рис. 2.11 наведено розрахункові значення продуктивності обробки Q залежно від глибини шліфування t .

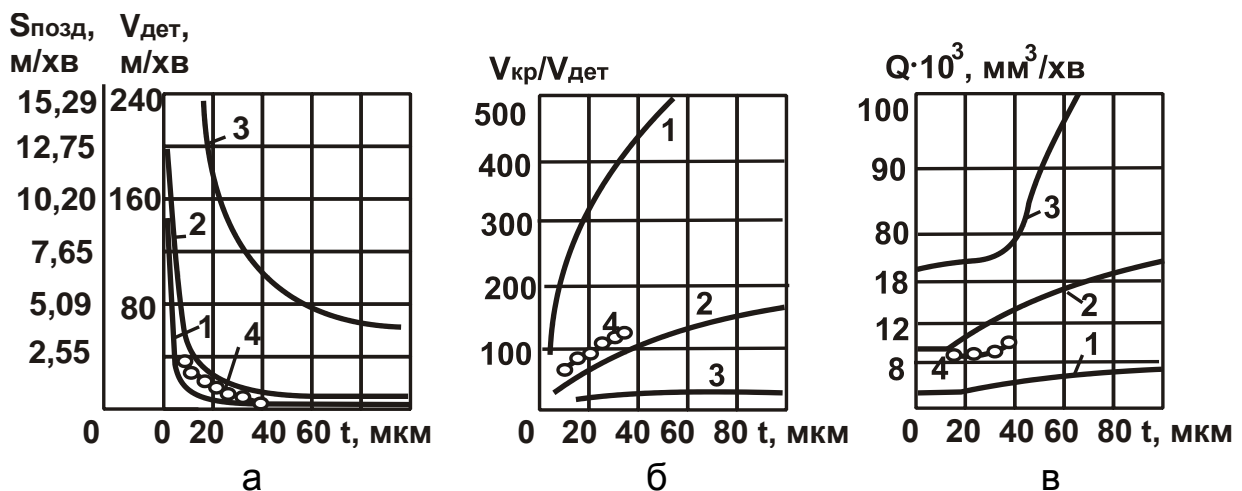


Рисунок 2.11 – Залежності зміни граничних значень $S_{гр}$, $V_{дет}$ (а); $V_{кр} / V_{дет}$ (б) і граничної продуктивності обробки (в) від глибини шліфування t : 1 – $b = 10$ мкм; 2 – $b = 20$ мкм; 3 – $b = 50$ мкм; 4 – за нормативами режимів шліфування; $\gamma = 45^\circ$; $k = 10^3$ шт./см²; $V_{кр} = 30$ м/с; $B_1 = 10$ мм; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм

Як витікає із рис. 2.11,в, зі збільшенням глибини шліфування t гранична продуктивність обробки Q збільшується. Це підтверджує практичні дані відносно того що глибинне шліфування є високопродуктивним процесом обробки. Для порівняння представлено експериментальну залежність $Q - t$ (за нормативами режимів шліфування [48]), яка відповідає розрахунковим значенням приблизно за умови $b = 20$ мкм.

2.5. Закономірності формоутворення оброблюваної поверхні деталі під час круглого поздовжнього шліфування

Питання формоутворення оброблюваних поверхонь під час круглого поздовжнього шліфування вивчені недостатньо і не мають закінченого математичного вираження. Відсутність залежностей, що пов'язують геометричні параметри круга та деталі з режимами різання, багато в чому ускладнює аналіз основних кінематичних закономірностей круглого поздовжнього шліфування. Це пов'язано із тим, що, обмежуючись експериментальними дослідженнями, важко отримати вичерпну інформацію відносно характеру знімання оброблюваного матеріалу в зоні різання, дійсних параметрів контакту круга із деталлю, ступеня участі зерен у різанні тощо.

На відміну від лезової обробки, утворення поверхні під час абразивної обробки відбувається у результаті накладання безлічі рисок подряпин від зерен, що пропрацювали. Отже, формоутворення підпорядковане законам випадкових величин.

Для аналізу формування обробленої поверхні під час круглого поздовжнього шліфування припуск, що знімається, представлено у вигляді пакета циліндричних оболонок нескінченно малої товщини (рис. 2.9). Повний профіль на оболонках утворюється під час досягнення глибини їх впровадження у робочу поверхню круга на величину H і описується аналітичною залежністю (2.66).

Послідовність зміни параметра H для кожної елементарної оболонки визначає характер знімання припуску робочою поверхнею круга. Залежність (2.66) у цьому випадку описує лінію повного знімання оброблюваного матеріалу в шарі зерен.

Для визначення положення лінії повного знімання матеріалу, що характеризується максимальною глибиною впровадження елементарного прямолінійного шару в робочу поверхню круга $H_{\max} = \mu \cdot b$ ($\mu = 0 \dots 1$ – коефіцієнт використання висоти рельєфу круга), у залежності (2.66) необхідно знати величину $1/A$.

За використання алгоритму розрахунку екстремального значення $t_{T_{\text{екстр}}}$ за умови $H_{\max} = b$ залежність (2.66) виражено щодо відношення $1/A$:

$$\frac{1}{A} = \frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_{\text{екстр}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i \text{ екстр}}^{5/2}, \quad (2.71)$$

де $t_{n \text{ екстр}} = t_{T \text{ екстр}} + (n-1) \cdot t$;

$$t_{i \text{ екстр}} = t_{T \text{ екстр}} + i \cdot t.$$

Після підстановки залежності (2.71) у залежність (2.66), отримано аналітичну залежність, що описує лінію повного знімання матеріалу (рис. 2.12,а), яка справедлива для ділянки I (першої половини кута контакту круга із оброблюваною деталлю):

$$H = \sqrt[3]{4 \cdot 6 \sqrt{t_n}} \cdot \sqrt[3]{\frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_{\text{екстр}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i \text{ екстр}}^{5/2} - \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}. \quad (2.72)$$

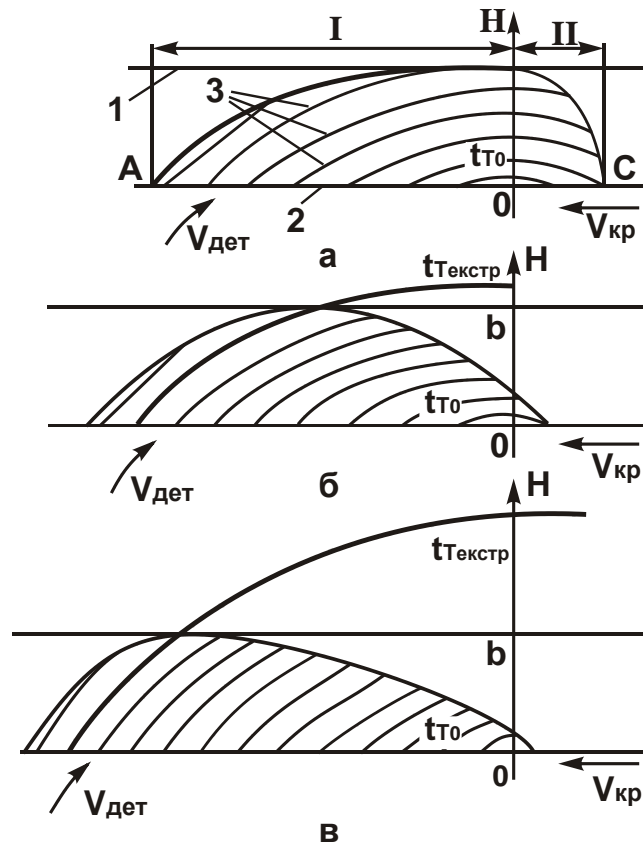


Рисунок 2.12– Зміна форми повного знімання матеріалу в умовах радіальної багатопрохідності залежно від глибини шліфування за умов: а – $t \ll b$; б – $t \geq b$; в – $t \gg b$:

1 – рівень зв'язки круга; 2 – рівень максимального виступання вершини зерен над зв'язкою круга; 3 – елементарні циліндричні оболонки припуску

Для математичного описання лінії повного знімання матеріалу на ділянці II достатньо знати значення t_{T_0} елементарного шару, повний профіль якого утворюється у момент його виходу із шару зерен (точка С на рис. 2.12). При цьому значення t_{T_0} характеризує залишкову шорсткість обробленої поверхні. Величина t_{T_0} визначається за умов: $t_{T_{\text{вх}}} - t = t_{T_0}$; $H(t_{T_{\text{вх}}}) = 0$, тобто глибина H для елементарного шару, що визначається, при подальшій подачі його на величину t дорівнює нулю. Підкоривши цій умові залежність (2.72), отримано рівність для визначення параметрів $t_{T_{\text{вх}}}$ і t_{T_0} :

$$\sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{\text{вх}}}^{5/2} = \frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_{n_{\text{екстр}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{\text{екстр}}}^{5/2}. \quad (2.73)$$

Встановити значення t_{T_0} можна чисельним методом.

Зі збільшенням глибини шліфування t за умови $H_{\text{max}} = b$ (рис. 2.12,а,б,в) характер контакту круга із деталлю змінюється, екстремальні значення $t_{T_{\text{екстр}}}$ зміщуються до периферії деталі, а шорсткість обробленої поверхні зменшується.

Наведені у п. 2.4 залежності та залежності (2.66), (2.71) – (2.73) отримано у загальному вигляді, які справедливі у всьому діапазоні зміни глибини шліфування t . У випадку $t > b$ рішення можна спростити, якщо прийняти (рис. 2.12,в) визначальним периферійний елементарний шар $t_T = t$. Тоді залежність (2.68), що визначає граничне значення

швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, за умов $t_n = t$ і $\sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{\text{вх}}}^{5/2} = 0$ спрощується:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \frac{H_{\text{max}}^3}{\sqrt{2t}}. \quad (2.74)$$

Виходячи із залежності (2.74), отримано спрощену залежність для визначення параметра H_{max} :

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{2t}. \quad (2.75)$$

Аналогічно можна визначити значення H_T для всіх нижчерозташованих шарів $t_T < t$:

$$H_T = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{2t_T}. \quad (2.76)$$

Із урахуванням співвідношення (2.75) залежність (2.76) набуде вигляду:

$$H_T = H_{\text{max}} \cdot \sqrt[6]{\frac{t_T}{t}}. \quad (2.77)$$

Залежність (2.77) описує лінію повного знімання матеріалу в першій половині кута контакту круга із деталлю. Для елементарних шарів, розташованих ближче до центру деталі, тобто зі зменшенням параметра t_T , повний профіль утворюється нижче рівня зв'язки круга.

Точка виходу С (рис. 2.12,а) оброблюваного матеріалу із шару зерен, що характеризує шорсткість поверхні t_{T_0} , визначається за умови $t_{T_0} = H_{T_0}$, у якій замість параметра $V_{\text{дет}}$ слід розглядати $0,5 \cdot V_{\text{дет}}$:

$$H_{T_0} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{2t_{T_0}}. \quad (2.78)$$

Після перетворення залежності (2.78) маємо:

$$t_{T_0} = H_{\text{max}} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\text{max}}}{4 \cdot t}}. \quad (2.79)$$

Таким чином, параметр шорсткості поверхні t_{T_0} зі збільшенням глибини шліфування t зменшується. Це указує на ефективність застосування глибокого шліфування.

Враховуючи імовірнісний характер участі зерен у формоутворенні під час шліфування, можна визначити відсоток працюючих зерен. Для цього розглянемо закономірності утворення повного профілю периферійного елементарного шару, що визначає граничні кінематичні співвідношення за умови $t > b$. Подамо робочу поверхню круга у вигляді циліндричної фрези, зуби якої утворені зернами, розташованими на ділянці нескінченно малої ширини $\Delta x \rightarrow 0$ (рис. 2.13). Під час взаємного переміщення елементарного шару (вертикальної проекції шару) у вер-

тикальному напрямі та зубів фрези у горизонтальному напрямі відбувається їх періодичний контакт. У результаті в елементарному шарі на рівні $(b - \Delta y)$ утворюється повний профіль $\varepsilon(y) = 0,95$. Запас Δy необхідний для безперешкодного переміщення елементарного шару до рівня зв'язки круга до тих пір, доки наступний зуб не переміститься на величину Δx і не вступить у контакт. За недотримання цього співвідношення порушиться процес стабільного утворення профілю, оброблюваний матеріал буде контактувати зі зв'язкою круга. В умовах періодичного контакту елементарного шару із зубами відбувається зміна відносної повноти профілю (вертикальної проекції шару, рис. 2.13).

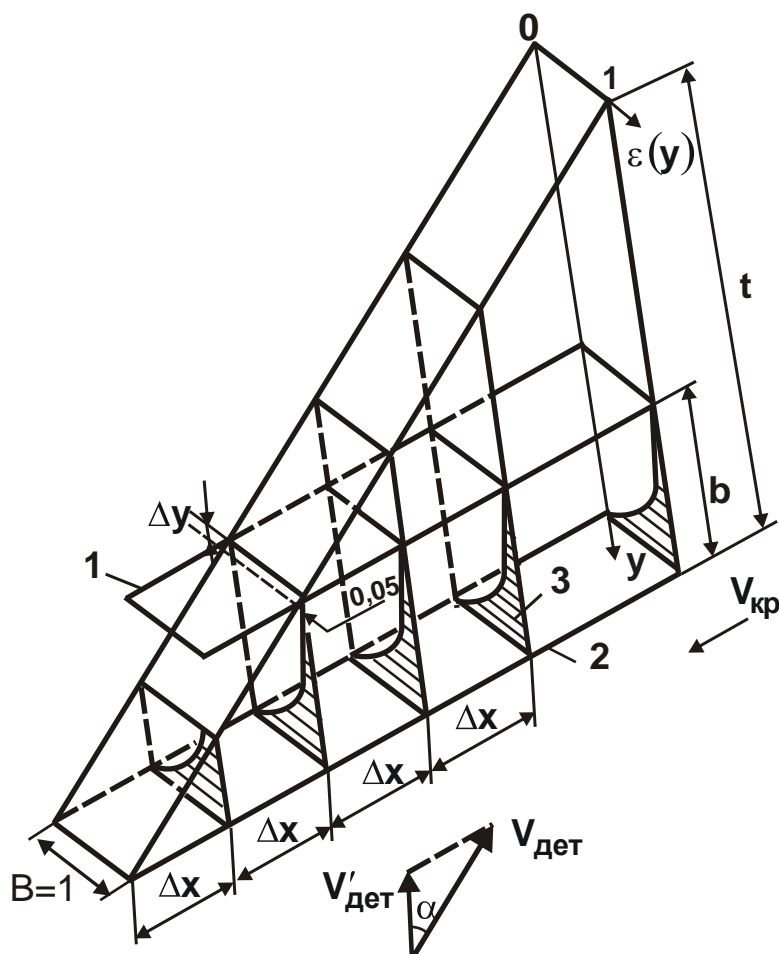


Рисунок 2.13 – Розрахункова схема відсотка працюючих зерен:
 1 – рівень зв'язки; 2 – рівень максимально виступаючих зерен;
 3 – площа, що відповідає величині незнятого матеріалу

Враховуючи рівномірний розподіл вершин зерен у зубі за двома напрямками (висотою і шириною зуба), можна припустити рівномірну участь кожного зерна у процесі різанні. У цьому випадку вершини зерен

елементарного зуба під час взаємодії з оброблюваним матеріалом рівномірно розподіляються за площею контакту $1 \cdot (b - \Delta y)$. Відповідно, ті зерна, які потрапляють у область незнятого матеріалу, будуть працюючими, решта – участі у різанні не прийматимуть. Отже, кількість працюючих зерен у площині зуба пропорційна заштрихованій частині площі, що відповідає величині незнятого матеріалу, яка описується імовірнісною функцією $\Phi(y)$ згідно залежності (2.44):

$$\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y) = e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t} (t-y)^3}. \quad (2.80)$$

Відсоток працюючих зерен P дорівнює відношенню заштрихованої площі $\int_{b-\Delta y}^x \Phi(y) dy$ до всієї площі $1 \cdot (b - \Delta y)$.

Прийнявши величину $\Delta x \rightarrow 0$, отримано значення $\Delta y \rightarrow 0$, тобто граничний повний профіль $\varepsilon(y) = 0,95$ утворюється лише на рівні зв'язки круга.

Для зручності інтегрування слід поширити межі інтегрування від $-\infty$ до t . Це не вносить суттєвих похибок у результати обчислень відсотка працюючих зерен:

$$P = \frac{1}{H_{\text{max}}} \cdot \int_{-\infty}^x e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t} (t-y)^3} \cdot dy. \quad (2.81)$$

Введемо нову змінну величину:

$$u = \sqrt[3]{A} \cdot (t - y), \quad (2.82)$$

де $A = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t}$.

Після підстановки її у залежність (2.81) маємо:

$$P = \frac{1}{b^3 \cdot A} \cdot \int_0^{\infty} e^{-u^3} \cdot du. \quad (2.83)$$

Отриманий інтеграл можна обчислити за допомогою гамма-функції $\Gamma\left(\frac{1}{\mu}\right)$ для випадку $\mu = 3$ [48]:

$$\int_0^{\infty} e^{-u^3} du = \frac{1}{3} \cdot \Gamma\left(\frac{1}{3}\right) = \Gamma(1,3) = 0,83. \quad (2.84)$$

Із урахуванням залежності (2.84) та умови $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot t}}{V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}$

залежність (2.83) виразиться:

$$P = 0,83 \cdot \sqrt{\frac{3 \cdot \sqrt{t} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}. \quad (2.85)$$

Таким чином, у загальному вигляді отримано залежність для визначення відсотка працюючих зерен із урахуванням основних параметрів процесу шліфування у випадку $t > b$.

Використовуючи залежність (2.23) для визначення граничних кінематичних співвідношень, встановлено відсоток працюючих зерен для елементарного периферійного шару $P = 45 \%$. Для всіх елементарних шарів, розташованих ближче до центру оброблюваного виробу, зменшуватиметься величина P . Це пов'язано із тим, що рівень утворення повного профілю для них нижче рівня зв'язки, який визначається залежністю (2.77).

Із отриманих даних витікає, що за умови повного використання висоти рельєфу круга ($H_{\text{max}} = b$) у різанні приймає участь 45 % зерен. При цьому передбачається, що всі зерна, розташовані на робочій поверхні круга, мають сприятливе значення відомого відношення a_z / ρ [3, 31, 33, 71] та здійснюють відділення стружки. Для випадку $H_{\text{max}} < b$ повний профіль утворюється нижче рівня зв'язки круга, тому відсоток працюючих зерен буде менше.

Аналіз заштрихованої частини площі (рис. 2.13), яка відповідає щільності розподілу працюючих зерен, показує, що працюючі зерна нерівномірно розподіляються за висотою і 100-відсоткову участь у різанні приймають лише ті зерна, які мають максимальну висоту виступання зі зв'язки круга. Зерна із меншою висотою виступання участь у різанні практично не приймають.

Для визначення відсотка працюючих зерен у разі досягнення граничної продуктивності обробки (за умови повного використання висоти рельєфу круга) слід визначити функцію імовірності $\Phi(y)$ із урахуванням залежності (2.65).

Розрахунок відсотка працюючих зерен P необхідно здійснювати за екстремальним елементарним шаром, оскільки саме він має максимальну глибину впровадження у робочу поверхню круга і є визначальним. Після інтегрування імовірнісної функції $\Phi_n(y)$ та нескладних перетворень залежність (2.85) набуде вигляду:

$$P = 0,8 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}} \cdot e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}} \quad (2.86)$$

Для кількісного оцінювання відсотка працюючих зерен у залежність (2.86) необхідно ввести граничне значення $V_{\text{дет}}$, що визначається залежністю (2.68).

Після підстановки залежності (2.65) у залежність (2.86) отримано:

$$P = 0,8 \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{6} + \frac{2 \cdot \sqrt{t_n}}{3 \cdot b^3} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}} \cdot e^{-\frac{3 \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}{\left(\frac{b^3 \cdot t_n + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}{4}\right)}} \quad (2.87)$$

Залежність (2.87) визначає відсоток працюючих зерен P в екстремальному елементарному шарі з урахуванням багаторазового проходження ним робочої поверхні круга.

Доданки залежності (2.87), що містять суму ряду $\sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}$, характеризують багатопрохідність утворення повного профілю елементарного шару.

Якщо повний профіль утворюється за один прохід круга, то $t > b$ (глибинне шліфування): $t_{\text{екстр}} \rightarrow 0$; $\sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \rightarrow 0$ і $P = 45\%$. Це відповідає значенню P , отриманому із залежності (2.85).

Результати розрахунків відсотка працюючих зерен P для випадку $b = 10$ мкм наведено у табл. 2.1

Таблиця 2.1 – Результати розрахунків відсотка працюючих зерен P

t , мкм	1	5	10	50	100
P , %	6,65	15,25	43,19	45,55	45,64

Із табл. 2.1 витікає, що відсоток працюючих зерен P залежно від глибини шліфування t неоднаковий. Так, зі зменшенням глибини шліфування t у межах $0 < t < b$ відсоток працюючих зерен P збільшується, а у випадку $t > b$ залишається практично постійним.

Таким чином, аналітичне описання кінематики формоутворення поверхонь під час круглого поздовжнього шліфування дозволяє кількісно оцінювати характер розподілу працюючих зерен за глибиною робочого шару круга.

2.6. Закономірності формування мікрогеометрії оброблюваної поверхні під час шліфування

Управління параметрами шорсткості поверхні під час механічної обробки на фінішних операціях – найважливіше завдання технології машинобудування. Тому розглянемо умови формування шорсткості поверхні під час шліфування, виходячи із залежності (2.16) для визначення відносної повноти профілю круга $\varepsilon(y)$.

Максимальна висота мікронерівностей на обробленій поверхні, що дорівнює параметру шорсткості оброблюваної поверхні R_{\max} , визначається за умови $\varepsilon(y = R_{\max}) = \varepsilon_0$. Тоді, логарифмуючи залежність (2.16), отримано:

$$R_{\max} = 3 \sqrt[3]{\frac{3b \cdot V'_{\text{дет}} \cdot \ln(1 - \varepsilon_0)}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.88)$$

Як видно, залежність (2.88) містить невизначений параметр $-\ln(1 - \varepsilon_0)$, який може змінюватись у значних межах (табл. 2.2).

Таблиця 2.2 – Розрахункові значення $-\ln(1 - \varepsilon_0)$

ε_0	0,9	0,99	0,999	0,9999	0,99999	0,999999
$-\ln(1 - \varepsilon_0)$	2,3	2,995	4,6	6,907	11,5	13,81

Для визначення параметра ε_0 розглянемо розрахункову схему, наведену на рис. 2.14. Робочу поверхню круга подамо безліччю елементарних горизонтальних шарів нескінченно малої товщини dy_s і визначимо кількість вершин зерен, що пройшли через аналогічні горизон-

тальні елементарні шари площини товщиною dy_s і шириною B , яка дорівнює висоті круга (рис. 2.14).

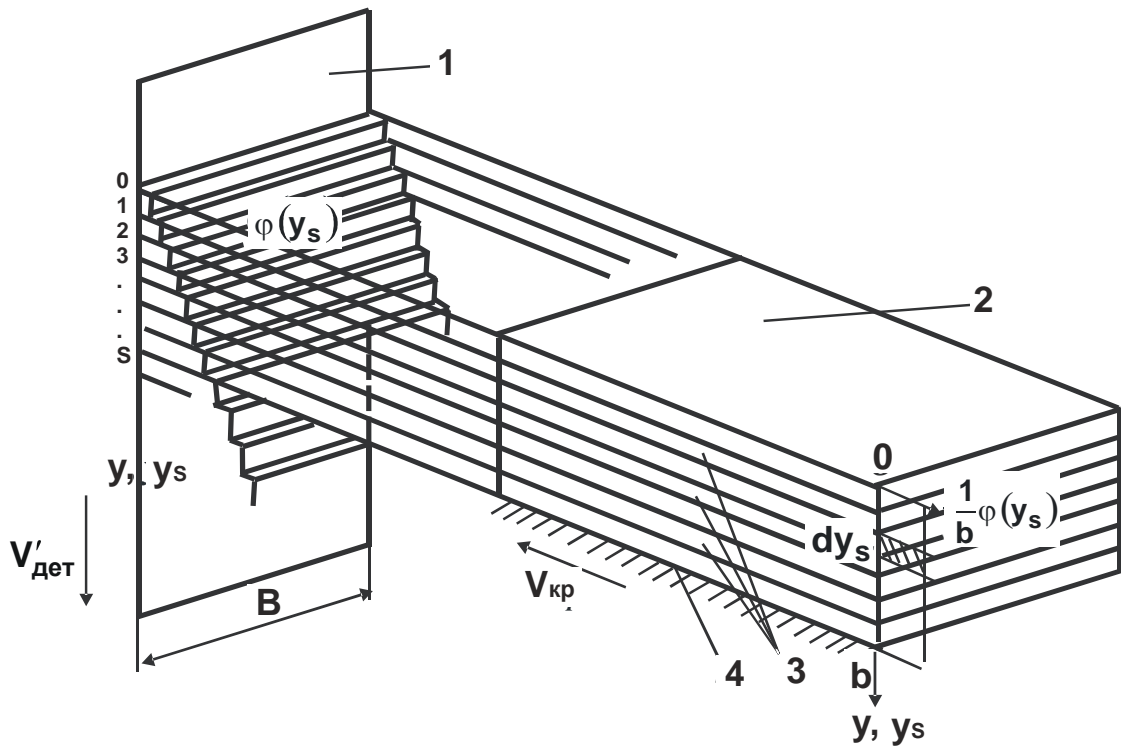


Рисунок 2.14 – Розрахункова схема закону розподілу вершин проєкцій зерен на рухомій площині: 1 – рухома площина; 2 – елементарний об'єм робочої поверхні круга; 3 – зерна круга; 4 – рівень зв'язки круга

Через перший, найбільш віддалений від рівня зв'язки круга елементарний шар площини, пройшло n_1 вершин зерен першого елементарного шару робочої поверхні круга:

$$n_1 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot \frac{dy_s}{b}, \quad (2.89)$$

де $\tau = \frac{dy_s}{V'_{дет}}$ – час, за який площина у радіальному напрямі перемістилася на величину dy_s ;

$\frac{dy_s}{b}$ – коефіцієнт, що враховує зміну поверхневої концентрації зерен круга k на рівні першого елементарного шару робочої поверхні круга.

Через другий, нижче розташований елементарний шар площини, пройшли вершини зерен першого та другого елементарних шарів робочої поверхні круга, за кількістю вдвічі більше n_1 :

$$n_2 = 2 \cdot k \cdot B \cdot \frac{dy_s}{V'_{\text{дет}}} \cdot \frac{dy_s}{b}. \quad (2.90)$$

Через третій елементарний шар площини пройшли вершини зерен першого, другого і третього елементарних шарів робочої поверхні круга, за кількістю втричі більше n_1 :

$$n_3 = 3 \cdot k \cdot B \cdot \frac{dy_s}{V'_{\text{дет}}} \cdot \frac{dy_s}{b}. \quad (2.91)$$

Через S -й елементарний шар, за аналогією, пройшли n_s вершин зерен:

$$n_s = S \cdot k \cdot B \cdot \frac{dy_s}{V'_{\text{дет}}} \cdot \frac{dy_s}{b}. \quad (2.92)$$

Як видно, рівномірний закон розподілу висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга $f(y_s)$ трансформувався у трикутний закон розподілу висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга $\varphi(y_s)$ на рухомій площині. Враховуючи незалежний випадковий характер накладання проекцій зерен на площині, можна вважати, що у межах одного елементарного горизонтального шару площини вершини зерен за шириною розподілені рівномірно і кожному зерну відповідає однакова за площею прямокутна комірка (рис. 2.15). Ширина комірки першого елементарного шару дорівнює:

$$C_1 = \frac{B}{n_1} = \frac{b \cdot V'_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot dy_s^2}. \quad (2.93)$$

Ширина комірки S -го елементарного шару площини визначається аналогічно залежності (2.92):

$$C_s = \frac{b \cdot V'_{\text{дет}}}{S \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot dy_s^2}. \quad (2.94)$$

Зі збільшенням порядкового номеру комірки елементарного шару ширина комірки i , відповідно, відстань між вершинами зерен зменшуються (рис. 2.15). У результаті взаємного перекриття проекцій зерен одного елементарного шару площини утворюється пилкоподібний елементарний профіль, що характеризується певною частотою та амплі-

тудою. Зі збільшенням порядкового номера шару частота елементарного профілю збільшується, а амплітуда зменшується.

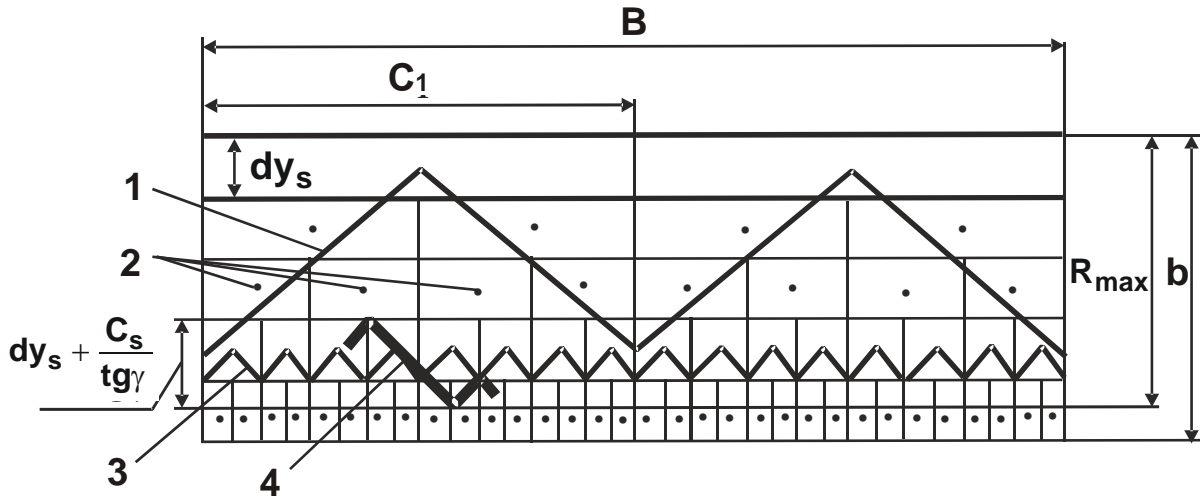


Рисунок 2.15 – Схема накладення і перекриття елементарних пилкоподібних профілів круга на рухомій площині: 1 – пилкоподібний профіль, утворений першим елементарним шаром зерен; 2 – вершини проекцій зерен; 3 – пилкоподібний профіль, утворений S-м елементарним шаром зерен; 4 – ділянка профілю, що визначає його максимальну амплітуду

Виходячи із такої розрахункової схеми, максимальну висоту мікронерівностей наведеного ріжучого профілю круга визначає той елементарний профіль, для якого функціонал

$$R_{\max} = (S-1) \cdot dy_s + \left(dy_s + \frac{C_s}{\operatorname{tg} \gamma} \right) \quad (2.95)$$

приймає максимальне значення, де $(S-1) \cdot dy_s$ – координата $(S-1)$ елементарного шару; $\left(dy_s + \frac{C_s}{\operatorname{tg} \gamma} \right)$ – максимальна амплітуда S-го елементарного профілю, яку отримано згідно прийнятого розташування проекцій зерен на площині (рис. 2.14).

Після підстановки залежності (2.94) у залежність (2.95) і нескладних перетворень параметр R_{\max} виразиться:

$$R_{\max} = S \cdot dy_s + \frac{b \cdot V'_{\text{дет}}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot S \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot dy_s^2} \quad (2.96)$$

Функціонал R_{\max} , який описано залежністю (2.96), неоднозначно змінюється зі зміною двох величин dy_s і S , оскільки з їхнім збільшенням перший доданок збільшується, а другий доданок зменшується. Отже, функціонал R_{\max} змінюється за екстремальною залежністю зі зміною двох величин dy_s і S .

Спочатку визначимо екстремальне значення $(S-1) \cdot dy_s$, за яким функціонал R_{\max} приймає екстремальне (мінімальне) значення (рис. 2.16). Для цього слід підкорити функціонал R_{\max} необхідній умові екстремуму $R'_{\max} = 0$ за добутком параметрів $(S-1) \cdot dy_s$. У результаті отримано:

$$dy_s = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot S^2 \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} . \quad (2.97)$$

Тоді

$$R_{\max} = 3 \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot S \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} . \quad (2.98)$$

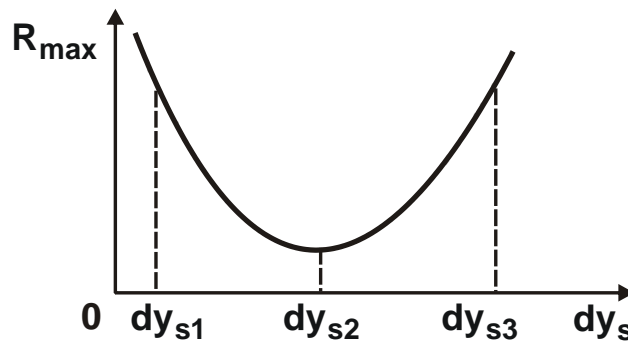


Рисунок 2.16 – Загальний вигляд залежності $R_{\max} - dy_s$

Найменше значення параметра шорсткості поверхні R_{\max} досягається за умови $S = 1$, тобто визначальним є профіль першого елементарного шару площини.

Ширина комірки C_1 для такого елементарного шару вдвічі менше за його висоту dy_s . Отже, залежність (2.98) ідентична залежності (2.89) за умови $\varepsilon_0 = 0,895$. Це дозволяє обґрунтовано підходити до визначення максимальної висоти мікронерівностей на обробленій поверхні – параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

2.7. Визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні в умовах глибинного шліфування

Процес круглого поздовжнього глибинного шліфування можна інтенсифікувати, якщо застосувати схему обробки, що характеризується невеликою швидкістю деталі ($V_{дет} = 1 \dots 5$ м/хв) і поздовжньою подачею, близькою до ширини круга [46]. При такому поєднанні параметрів режиму шліфування зменшується навантаження, що діє на ріжучі зерна, і підвищується продуктивність обробки.

Аналітичне описання параметрів шорсткості обробленої поверхні та виявлення їх взаємозв'язку із продуктивністю обробки і максимальною товщиною зрізу дозволяє розробити практичні рекомендації щодо вибору оптимальних параметрів режимів шліфування.

Припуск, що знімається, представимо пакетом елементарних оболонок, на кожній із яких у результаті послідовної дії ріжучих зерен круга формується профіль із відносною повнотою $\varepsilon(y)$, яка характеризує ступінь видалення оброблюваного матеріалу із поверхні елементарної оболонки. Сукупність точок у ріжучому шарі круга, за досягнення яких із елементарних оболонок відбувається повне знімання матеріалу ($\varepsilon(y) \cong 1$), є межею завершення диспергування оброблюваного матеріалу ріжучими зернами і має вигляд, показаний на рис. 2.17. Рівняння межі лінії повного знімання оброблюваного матеріалу аналітично описується залежністю (2.76).

Максимальна глибина впровадження елементарної циліндричної оболонки у робочу поверхню круга H_{max} досягається у периферійній оболонки (рис. 2.17), радіальна швидкість впровадження якої у шар зерен круга найбільша. Отже, максимальна товщина одиничного зрізу H_{max} визначається залежністю (2.75). Із урахуванням залежностей (1.44) і (1.45) параметр H_{max} визначається:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{600\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{\operatorname{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{2t} \quad (2.99)$$

Із частини оболонок, показаних на рис. 2.17, за один поздовжній хід стола верстата повне знімання матеріалу не встигає відбутися і завершується на наступному проході. Тому максимальна висота залиш-

кових мікронерівностей на обробленій поверхні деталі H_{T_0} визначається координатою t_{T_0} елементарної оболонки, повний профіль якої формується у момент її виходу із робочої поверхні круга. Математично величина H_{T_0} за умови $t_{T_0} = H_{T_0}$ описується залежностями (2.78) і (2.79).

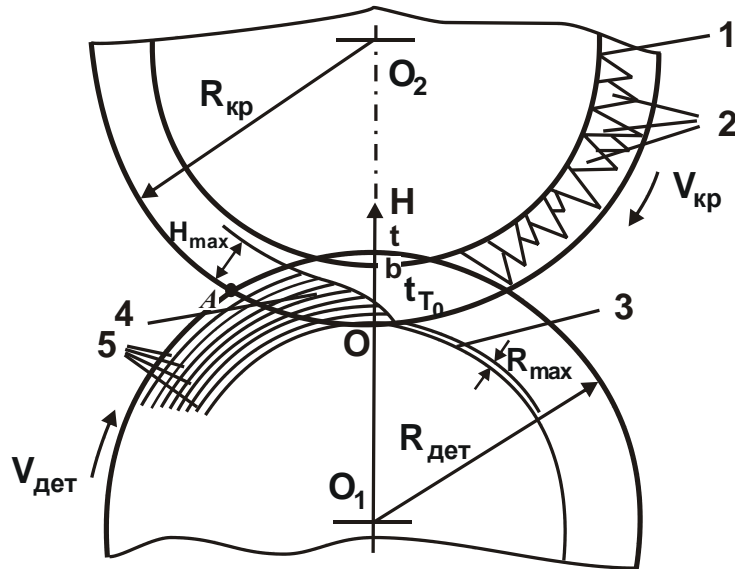


Рисунок 2.17 – Розрахункова схема характерних точок лінії повного знімання матеріалу: 1 – круг; 2 – ріжучі зерна круга; 3 – шар залишкової шорсткості обробленої поверхні; 4 – лінія повного знімання оброблюваного матеріалу; 5 – елементарні циліндричні оболонки припуску

Тоді остаточно параметр шорсткості t_{T_0} обробленої поверхні в умовах шліфування за пропонованою схемою можна отримати після підстановки залежності (2.75) у залежність (2.79):

$$t_{T_0} = \sqrt[5]{\frac{40,5 \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}^2}}. \quad (2.100)$$

Із урахуванням залежностей (1.44) і (1.45), що визначають параметри k і b , отримано залежність для визначення параметра шорсткості обробленої поверхні під час глибинного шліфування $t_{T_0} = R_{max}$:

$$t_{T_0} = R_{max} = \sqrt[5]{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}. \quad (2.101)$$

Параметр шорсткості поверхні R_a за умови $R_a \approx 0,25 \cdot t_{T0}$ аналітично описується залежністю:

$$R_a \approx 0,25 \cdot \sqrt[5]{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}. \quad (2.102)$$

Як витікає із залежності (2.102), із однофакторною зміною параметрів режиму шліфування та за умови $V_1 = V$ (де V_1 – поздовжня подача, м/об.; V – ширина круга, м) глибина шліфування t не впливає на шорсткість обробленої поверхні t_{T0} . Зміна параметрів $V_{кр}$, $V_{дет}$ і об'ємної концентрації зерен круга m призводить до несуттєвої зміни параметра t_{T0} . Із усіх параметрів, що входять у залежність (2.102), найбільш відчутно впливає на шорсткість поверхні зернистість круга \bar{X} .

Достовірність аналітичних залежностей експериментально оцінювалася параметром шорсткості поверхні $R_a \approx 0,25 \cdot t_{T0}$. У табл. 2.3 наведено експериментальні та розраховані за залежністю (2.102) значення параметра шорсткості поверхні R_a , які показують достатньо високий ступінь збіжності результатів. Вихідні дані: алмазний круг 1А1 300×25×5 АС6 250/200 М1-01 4; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; $R_{дет} = 100$ мм; $\bar{X} = 200$ мкм; $m = 100$; $\text{tg} \gamma = 1$; $V_{кр} = 30$ м/с; $V_1 = 20$ мм/об.; $t = 0,1$ мм/хід.

Таблиця 2.3 – Експериментальні та розрахункові значення параметра шорсткості поверхні R_a

$V_{дет}$, м/хв	1	3	4	6
$R_a^{експ}$, мкм	1,10	1,65	2,05	2,17
$R_a^{розн}$, мкм	1,10	1,70	1,91	2,31

Розбіжність експериментальних і розрахункових значень (приблизно 30 %), що спостерігається, обумовлена, головним чином, прийнятою спрощеною конусоподібною формою ріжучих зерен. Під час екранування таких зерен на поверхню циліндричної оболонки припуску утворюється менш щільний профіль порівняно із реально існуючим. Однак, незважаючи на наявні розбіжності, отримані аналітичні рішення

слід вважати достовірними. Вони в необхідній мірі відображають складний характер формоутворення поверхонь під час шліфування навіть без урахування різноманітної геометричної форми та орієнтації алмазних зерен у зв'язці круга, фізичних закономірностей утворення стружок і теплових явищ, зношування круга та ін. Отримані результати указують на переважання кінематичного чинника у процесі алмазного шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів.

Для вибору оптимальних параметрів режиму шліфування важливо порівняти аналітичні залежності для визначення параметра шорсткості поверхні t_{T_0} (2.101) і продуктивності обробки $Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$.

Як видно, збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ та глибини шліфування t . Зменшення параметра шорсткості поверхні без зменшення продуктивності обробки можливе шляхом збільшення глибини шліфування t та зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$. Отже, схема глибинного шліфування із невеликою швидкістю деталі ($V_{\text{дет}} = 1 \dots 5$ м/хв) і поздовжньою подачею, близькою до ширини круга, поряд із підвищенням продуктивності шліфування, дозволяє досягти зменшення максимальної висоти мікронерівності обробленої поверхні.

На практиці, зокрема, під час зовнішнього круглого шліфування багатолезових інструментів, набула поширення схема глибинного шліфування зі швидкістю деталі $20 \dots 30$ м/хв і поздовжньою подачею, що не перевищує $0,1$ ширини круга [17, 18]. Знімання оброблюваного матеріалу в цьому випадку здійснюється конічною забірною ділянкою круга, що утворюється у результаті нерівномірності навантаження та зношування периферії круга.

Забірна частина круга формується так. У початковий момент обробки у різанні приймає участь тільки початкова ділянка круга шириною B_1 . У міру його зношування у роботу підключається сусідня ділянка, яка видаляє матеріал, не знятий першою ділянкою. Зношування другої ділянки призводить до підключення до роботи третьої ділянки і надалі всієї ширини круга. У результаті на поверхні круга утворюється східчастий забірний конус, який надалі підпорядковується рівномірному лінійному зношуванню за всією довжиною (рис. 2.18,а). Фактична глибина шліфування, за якою здійснюється знімання оброблюваного матеріалу

кожною ділянкою круга, стає меншою номінальної глибини шліфування t і дорівнює Δt .

Остаточне формування шорсткості обробленої поверхні відбувається у результаті контакту із оброблюваною деталлю останньої робочої ділянки круга. Із кінематичної точки зору такий характер формування шорсткості поверхні нічим не відрізняється від розглянутої схеми шліфування і тому описується залежністю (2.101).

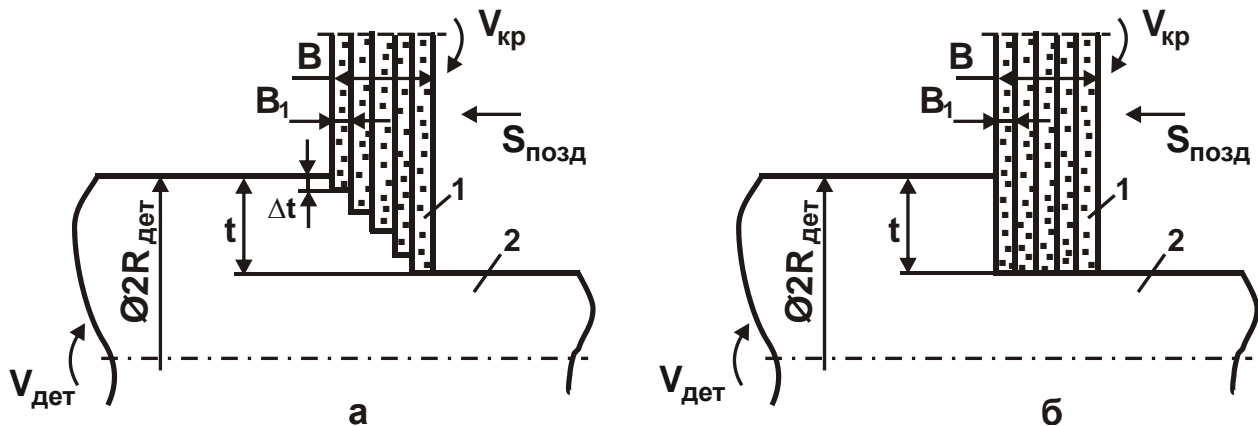


Рисунок 2.18 – Схеми круглого поздовжнього шліфування кругом із забірним конусом (а) і без забірного конуса (б):
1 – круг; 2 – оброблювана деталь

Порівняння двох схем обробки за параметром шорсткості поверхні t_{T_0} показує, що за однаковою продуктивністю обробки максимальна висота мікронерівностей обробленої поверхні під час шліфування за пропонованою схемою ($V_{дет} = 1 \dots 5$ м/хв) менше, ніж під час шліфування за схемою, що застосовується на практиці ($V_{дет} = 20 \dots 30$ м/хв).

Крім того, процес глибинного шліфування із невеликою швидкістю деталі $V_{дет}$, відповідно до залежності (2.99), характеризується меншою максимальною товщиною одиничного зрізу. Це дозволяє без зменшення продуктивності обробки під час шліфування зменшити інтенсивність зношування круга.

Отримане теоретичне рішення можна застосувати і для визначення та аналізу шорсткості поверхні, що утворюється у процесі багатопрхідного шліфування (з невеликою глибиною шліфування t та збільшеною швидкістю деталі $V_{дет}$).

Під час шліфування незношеним алмазним кругом, що має прямолінійну утворюючу (рис. 2.18,б), зі збільшенням відношення B/B_1 пропорційно збільшується кількість зерен круга, що приймають участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні. Це призводить до зменшення параметра шорсткості поверхні t_{T_0} згідно перетвореної залежності (2.101):

$$t_{T_0} = \sqrt[5]{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{m^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \left(\frac{B}{B_1} \right)^2}}. \quad (2.103)$$

Параметр B_1 визначається за умови:

$$\tau = \frac{2\pi \cdot R_{дет}}{V_{дет}} = \frac{B_1}{S_{позд}}, \quad (2.104)$$

звідки

$$B_1 = 2\pi \cdot R_{дет} \cdot \frac{S_{позд}}{V_{дет}}; \quad (2.105)$$

$$\frac{B}{B_1} = \frac{B \cdot V_{дет}}{2\pi \cdot R_{дет} \cdot S_{позд}}, \quad (2.106)$$

де τ – час одного оберту оброблюваної деталі, с.

Після підстановки залежності (2.106) у (2.103) отримано:

$$t_{T_0} = \sqrt[5]{\frac{72 \cdot 10^4 \cdot \pi^4 \cdot \bar{X}^6 \cdot S_{позд}^2 \cdot R_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{m^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot B^2}}. \quad (2.107)$$

Як видно, у залежності (2.107) відсутня швидкість деталі $V_{дет}$. Замість неї у залежність входить швидкість поздовжньої подачі $S_{позд}$. Отже, за умови підтримки у процесі шліфування прямолінійності утворюючої круга (рис. 2.18,б) швидкість деталі $V_{дет}$ не впливає на параметр шорсткості поверхні t_{T_0} . Це пов'язано із тим, що зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ пропорційно збільшується відношення B/B_1 , а кількість зерен круга, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, залишається незмінним. Параметр шорсткості поверхні t_{T_0} у даному випадку, згідно залежності (2.107), визначається швидкістю

поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$: чим вона більше, тим більше параметр шорсткості поверхні t_{T_0} .

У разі утворення на робочій поверхні круга східчастого забірною конуса (рис. 2.18,а) остаточне формування шорсткості обробленої поверхні відбувається у результаті контакту із оброблюваною деталлю останньої робочої ділянки круга. Це відповідає залежності (2.101). Тоді параметр t_{T_0} зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ збільшується.

Якщо остаточне формування шорсткості обробленої поверхні відбувається у результаті контакту із оброблюваною деталлю декількох (i) робочих ділянок круга довжиною B_1 , то у залежності (2.103) необхідно замість відношення B/B_1 прийняти число i :

$$t_{T_0} = \sqrt[5]{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)}{m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot i^2}}. \quad (2.108)$$

Це призведе до зменшення t_{T_0} зі збільшенням числа i .

Отримане теоретичне рішення узгоджується із відомими результатами експериментальних досліджень параметра шорсткості поверхні R_a залежно від параметрів режиму круглого зовнішнього шліфування розверток із швидкорізальної сталі Р6М5 ельборовими кругами, у тому числі із металізованими ельборовими зернами, показаними на рис. 2.19 [83]. Умови проведення експерименту: 1 – ельборовий круг 12А2 45 125x10x3x32 Л12 В2-01 4 із металізованими зернами (Ni); 2 – круг Л12 В2-01 4 (Cu-Ag-Ti); 3 – круг Л12 КБ 4; 4 – Л12 В1-02 4; 5 – Л12 В2-01 4; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $S_{\text{поп}} = 0,004$ мм/подв.хід; $S_{\text{позд}} = 0,5$ м/хв.

Виходячи із рис. 2.19, параметр шорсткості поверхні R_a збільшується зі збільшенням швидкості деталі (розвертки) $V_{\text{дет}}$. При цьому збільшення параметра шорсткості поверхні R_a відбувається за законом, близьким до закону $V_{\text{дет}}^{0,4}$, що відповідає залежності (2.103). Отже, у даному випадку має місце шліфування кругом із східчастим забірним конусом і остаточне формування шорсткості обробленої поверхні відбувається у результаті контакту останньої робочої ділянки круга із оброблюваною деталлю. Це указує на складність підтримання прямолінійності робочої поверхні ельборового круга під час шліфування.

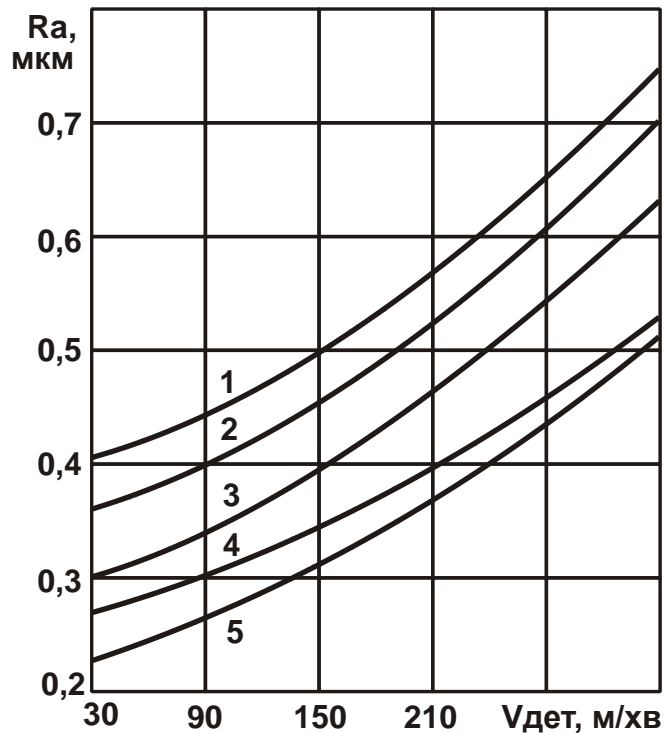


Рисунок 2.19 – Залежності параметра шорсткості поверхні R_a від швидкості деталі (розвертки) $V_{дет}$ [83]

Виходячи із рис. 2.19, найменші значення параметра шорсткості поверхні R_a досягаються під час шліфування розверток із швидкорізальної сталі Р6М5 кругом 12А2 45 125х10х3х32 Л12 В2-01 4, а найбільші значення – кругом 12А2 45 125х10х3х32 Л12 В2-01 4 із металізованими зернами (Ni). Це пов'язано із більшою зносостійкістю та гостротою ріжучих зерен ельборового круга із металізованими зернами (Ni), у результаті чого на оброблюваній поверхні під час шліфування залишаються більш глибокі риски-подряпини, які приводять до збільшення параметра шорсткості поверхні R_a .

2.8. Алгоритм кінематичного розрахунку оптимальних параметрів режиму шліфування

Традиційно вибір оптимальних параметрів режиму шліфування, характеристик круга та інших умов обробки здійснюється на основі загальномашинобудівних нормативів режиму різання для шліфувальних робіт, які розроблено у вигляді номограм та пов'язують за допомогою системи поправочних коефіцієнтів усі основні кінематичні, геометричні

та технологічні параметри процесу шліфування. Задаючи необхідні значення технологічних показників обробки, за ними можна визначити оптимальні поєднання параметрів режиму шліфування та характеристик круга, що забезпечують найбільшу ефективність процесу шліфування. Щодо алмазного шліфування такі нормативні матеріали не розроблено. Існують лише окремі експериментальні рекомендації для окремих умов шліфування, які охоплюють, як правило, вузький діапазон зміни параметрів режиму шліфування і не відображають повною мірою дійсні технологічні можливості процесу шліфування. Значним недоліком діючих нормативних матеріалів є також і те, що вони дозволяють здійснити вибір лише одного співвідношення параметрів режиму шліфування, хоча на практиці домогтися виконання необхідних технологічних показників обробки можна й іншими поєднаннями параметрів режиму шліфування. Неможливість урахування всього різноманіття поєднань параметрів режиму шліфування обумовлено, головним чином, експериментальною побудовою нормативів, що не дозволяє розкрити структуру і фізичний зміст передавальної функції між вхідними (режимними, геометричними) параметрами та вихідними (технологічними) показниками. Передавальна функція в умовах експериментального підходу залишається “чорним ящиком”, який можна розкрити лише на основі аналітичного описання параметрів процесу шліфування та експериментального визначення ряду фізичних характеристик, що приводять у відповідність теорію та практику шліфування.

Отже, різноманітність залежних чинників, які необхідно враховувати, ускладнює експериментальне вирішення цього завдання, оскільки проведення однофакторних експериментів дозволяє виявити вплив лише окремих параметрів на технологічні параметри процесу шліфування. Багатофакторне планування експерименту, яке отримало широке застосування під час дослідження процесів різання, дозволяє врахувати сукупний вплив досліджуваних чинників і розробити математичну модель процесу. Однак застосування такої моделі обмежується дослідженим діапазоном зміни параметрів процесу, а її побудова викликає значні складнощі у зв'язку із необхідністю проведення великої кількості експериментів. Тому поставлене завдання можна вирішити аналітично шляхом розроблення кінематичної моделі процесу шліфування, заснованої на імовірнісному поданні взаємодії ріжучих зерен круга із оброблюваним матеріалом.

Виходячи із цього, у роботі наведено встановлені аналітичні залежності кінематичних параметрів процесу, продуктивності обробки, шорсткості та точності обробленої поверхні від максимальної глибини впровадження зерен у оброблюваний матеріал, а також запропоновано методику вибору оптимальних параметрів режиму шліфування.

Як показано у п. 2.5, незважаючи на безладне розташування зерен на робочій поверхні круга, різноманітність їх геометричної форми, розмірів та орієнтації, процес видалення припуску та формоутворення поверхні під час шліфування аналітично описано і визначено лінією повного знімання оброблюваного матеріалу, яка є границею завершення диспергування ріжучими зернами оброблюваного матеріалу, що підводиться у зону різання до робочої поверхні круга (рис. 2.20).

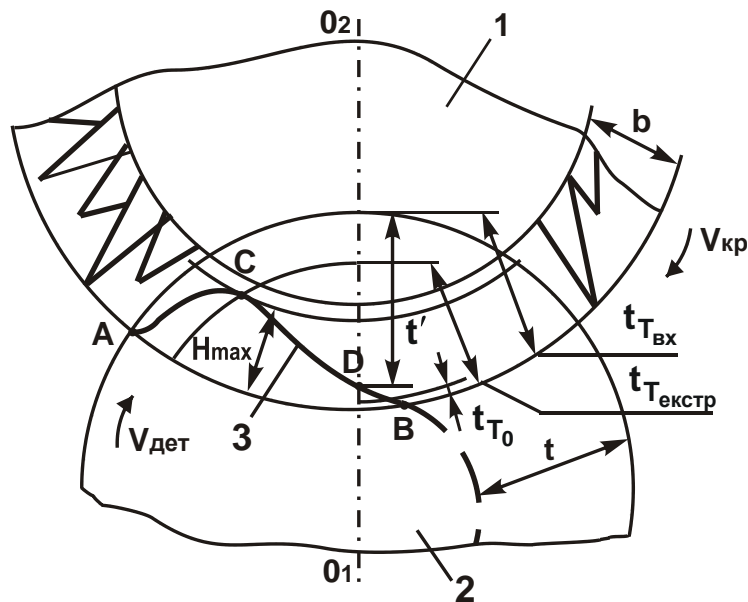


Рисунок 2.20 – Розрахункова схема параметрів круглого поздовжнього шліфування: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – лінія повного знімання оброблюваного матеріалу

За аналогією із обробкою лезовими ріжучими інструментами, під час шліфування лінія повного знімання оброблюваного матеріалу характеризує поверхню різання, яка завжди знаходиться у шарі зерен та має складну екстремальну конфігурацію.

Для математичного описання кінематики процесу шліфування достатньо знати характерні точки лінії повного знімання оброблюваного матеріалу:

A – точку сполучення оброблюваної поверхні з поверхнею різання під час шліфування. Перенесення точки A радіуса O_1A на осьову площину шліфування дозволяє визначити параметр $t_{T.BX}$, який дорівнює фактичній глибині шліфування;

B – точку сполучення поверхні різання з обробленою поверхнею. Вона дозволяє визначити параметр t_{T_0} – максимальну висоту мікронерівності обробленої поверхні. Для цього необхідно радіусом O_1B точку B перенести на осьову площину шліфування;

C – точку, що характеризує рівень максимального впровадження оброблюваного матеріалу у шар зерен круга H_{max} . Горизонтальне розташування точки C встановлюється перетином елементарного екстремального шару, що визначається координатою $t_{T.екстр}$, із рівнем H_{max} ;

D – точку перетину лінії повного знімання оброблюваного матеріалу з осьовою площиною шліфування, що визначається параметром t_{T_1} , рівним товщині незнятого металу під час проходження оброблюваною деталлю першої половини кута повороту. Параметр t_{T_1} визначає величину знятого оброблюваного матеріалу $t' = t_{T.BX} - t_{T_1}$ за першу половину кута повороту і параметри точності обробки.

Конфігурація лінії повного знімання оброблюваного матеріалу обумовлена зміною двох параметрів – H_{max} і t . Оскільки параметр t є незалежною змінною, а параметр H_{max} може змінюватися залежно від основних параметрів процесу шліфування у межах від 0 до b , то його можна вважати головним параметром, що дозволяє визначити решту характерних точок лінії повного знімання оброблюваного матеріалу. Цей параметр слід покласти в основу розроблення алгоритму розрахунку оптимальних параметрів режиму шліфування.

За умови $H_{max} = \mu \cdot b$ (де $\mu = 0 \dots 1$ – коефіцієнт, що враховує ступінь впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга; b – максимальна висота виступання зерен над зв'язкою круга) та залежності (4.68), отримано залежність, що пов'язує основні параметри процесу шліфування:

$$V_{дет} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{(\mu \cdot b)^3}{4 \cdot \sqrt{t_n}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]. \quad (2.109)$$

У залежності (2.109) параметри k і b у неявному вигляді містять характеристики алмазного круга – середньозважену зернистість \bar{X} та об'ємну концентрацію зерен круга m , які визначаються залежностями (1.44) і (1.45). Після підстановки цих залежностей у залежність (2.109), отримано:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{300 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}} \cdot \bar{X}^3} \cdot \left[\frac{\mu^3 \cdot (1-\varepsilon)^3 \cdot \bar{X}^3}{4 \cdot \sqrt{t_n}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]. \quad (2.110)$$

Залежність (2.110) отримано для різних значень коефіцієнта μ за умови, що $B_1 = 2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot \frac{S_{\text{позд}}}{V_{\text{дет}}} = \text{const}$, де B_1 – позовжня подача, м/об.; $S_{\text{позд}}$ – швидкість позовжньої подачі, м/с (рис. 2.21,а). Збільшення коефіцієнта μ дозволяє збільшити швидкість деталі $V_{\text{дет}}$.

Для вибору конкретних параметрів режиму шліфування необхідно виходити із забезпечення необхідної шорсткості поверхні та точності розміру за максимально можливою продуктивністю обробки. За розробленою методикою розраховано значення t_{T_0} і побудовано залежність максимальної висоти мікронерівностей $t_{T_0} = R_{\text{max}}$ і точності розміру Δp від глибини шліфування t для різних значень μ (рис. 2.21,б,г). Точність розміру Δp визначається залежністю:

$$\Delta p = \frac{\sigma}{K_{\text{ш}} \cdot c} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.111)$$

де $K_{\text{ш}}$ – коефіцієнт шліфування, який дорівнює відношенню тангенціальної та радіальної складових сили різання;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

Q – продуктивність обробки, м³/с.

Графічно залежність продуктивності обробки Q від глибини шліфування t (рис. 2.21,в) подано на основі залежності $Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ і залежності (2.110) (рис. 2.21,а).

Задаючи значення t_{T_0} і Δp , із креслення оброблюваної деталі визначимо параметри режиму шліфування: $V_{\text{дет}}$, t і $S_{\text{позд}}$, $V_{\text{кр}}$ для конкретних характеристик круга і оброблюваного деталі.

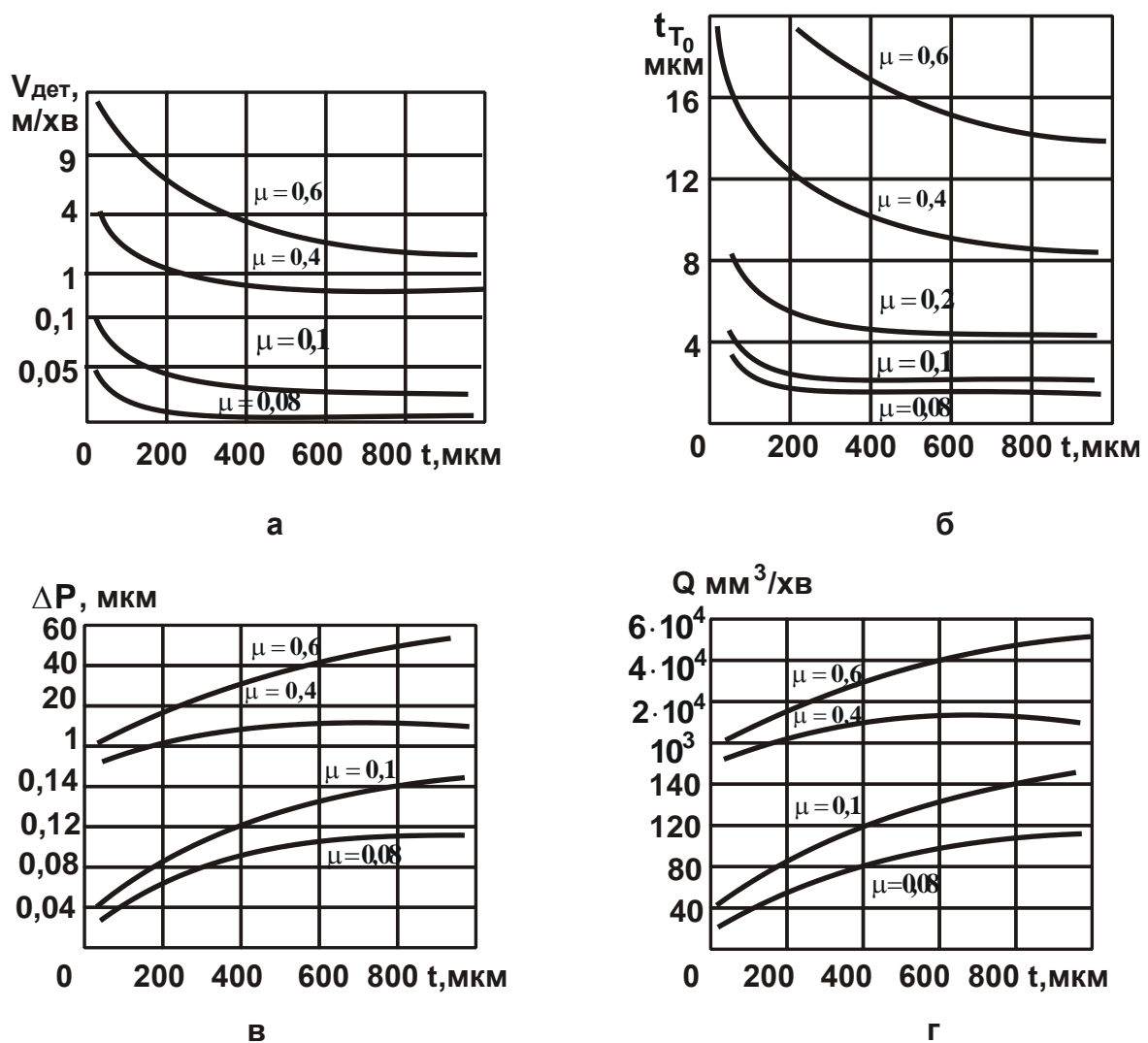


Рисунок 2.21 – Залежності швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (а), максимальної висоти мікронерівностей обробленої поверхні t_{T_0} (б), розмірної точності Δp (в) та продуктивності обробки Q (г) від глибини шліфування t (вихідні дані: $2\gamma = 90^\circ$; $k = 100\%$; $\bar{X} = 180 \mu\text{m}$; $R_{\text{дет}} = 50 \text{ mm}$; $R_{\text{кр}} = 100 \text{ mm}$; $\varepsilon = 0,7$; $V_{\text{кр}} = 30 \text{ m/s}$; $V_1 = 20 \text{ mm/об.}$; $K_{\text{ш}} = 3$; $\sigma = 15,0 \text{ МПа}$; $c = 5000 \text{ Дин/мм}$)

Для цього за значеннями t_{T_0} і Δp (рис. 2.21, б, г) визначимо безліч поєднань величин μ і t , із яких виберемо значення глибини шліфування t , що дорівнює заданому припуску, та відповідні йому значення μ_1 і μ_2 для точності та шорсткості обробки. Із вибраних значень μ_1 і μ_2 приймаємо менше, що забезпечує виконання як необхідної точності, так і шорсткості обробки. Така послідовність вибору значень t і μ забезпечує знімання припуску за один прохід, тобто забезпечує максимальну

продуктивність обробки. У разі обмеження теплової напруженості процесу шліфування знімання припуску величиною Π необхідно здійснювати за декілька проходів i із глибиною шліфування $t = \Pi/i$. Усі параметри визначаються за аналогічною схемою. За вибраними значеннями t і μ слід визначити значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (рис. 2.21,а).

Відсутність у залежності (2.110) взаємозв'язку параметрів γ , m , $V_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ і $R_{\text{кр}}$ дозволяє врахувати їх вплив на $\bar{V}_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \psi$ поправковим коефіцієнтом ψ , який визначають залежністю:

$$\psi = \frac{\psi_1 \cdot \psi_2 \cdot \psi_3}{\psi_4}, \quad (2.112)$$

$$\text{де } \psi_1 = \frac{\text{tg}\gamma'}{\text{tg}\gamma}; \quad \psi_2 = \frac{m'}{m}; \quad \psi_3 = \frac{V'_{\text{кр}}}{V_{\text{кр}}}; \quad \psi_4 = \frac{\sqrt{\frac{1}{R'_{\text{дет}}} + \frac{1}{R'_{\text{кр}}}}}{\sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}};$$

m' ; $V'_{\text{кр}}$; $R'_{\text{дет}}$; $R'_{\text{кр}}$ – змінні чинники, що відмінні від базових, для яких побудовано графічні залежності (рис. 2.21,а,б,в).

Таким чином, залежність (2.110) подано добутком невзаємопов'язаних параметрів γ , m , $V_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$, $R_{\text{кр}}$, зміни яких враховуються коефіцієнтом ψ взаємопов'язаних чинників ε , μ , t , подати які найбільш доцільно у вигляді графіків.

Така структура побудови нормативів режимів шліфування дозволяє комбінувати номограми, що пов'язують параметри t_{T0} , t , μ , $V_{\text{дет}}$, $S_{\text{позд}}$, Q із табличними поправочними коефіцієнтами для різних значень параметрів γ , m , $V_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$, $R_{\text{кр}}$.

В умовах глибинного шліфування, коли $t > \mu \cdot b = \mu \cdot (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$, залежність (2.110) можна спростити ($t_n \rightarrow t$; $\sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \rightarrow 0$):

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{600 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \left[\frac{\mu^3 \cdot (1 - \varepsilon)^3}{\sqrt{2 \cdot t}} \right]. \quad (2.113)$$

Відповідно, залежність для визначення продуктивності обробки набуде вигляду:

$$Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot B_1}{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \mu^3 \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot \sqrt{t}. \quad (2.114)$$

Із аналізу залежності (2.114) можна зробити важливий висновок: продуктивність глибокого шліфування за умови $\mu = \text{const}$ не залежить від зернистості алмазного круга. Однак це не означає, що гранична кінематична продуктивність обробки $Q(\mu = 1)$ не залежить від зернистості. У цьому випадку гранична кінематична продуктивність обробки Q визначається значенням ε , яке залежить від міцності утримання зерен у зв'язці круга, а отже від зернистості алмазного круга, і визначається експериментальним шляхом.

Виходячи із залежності для визначення шорсткості обробленої поверхні t_{T_0} в умовах глибокого шліфування, встановлено залежність t_{T_0} від параметра b , що характеризує зернистість круга:

$$t_{T_0} = b \cdot \sqrt[5]{\frac{b}{4 \cdot t}}. \quad (2.115)$$

Таким чином, розрахунок основних параметрів процесу глибокого шліфування можна здійснити аналітично за простими залежностями, не вдаючись до чисельних методів. Для цього необхідно параметри $V_{\text{дет}}$ і Q виразити через параметри t_{T_0} і Δp , відповідно.

Запропонований алгоритм розрахунку параметрів режиму шліфування дозволяє побудувати однофакторні залежності продуктивності обробки Q , максимальної висоти мікронерівностей обробленої поверхні t_{T_0} , розмірної точності Δp від будь-якого параметру процесу шліфування. Це значно скорочує об'єм експериментів, обмеживши їх дослідженням лише тих чинників, які не враховано залежностями (2.110), (2.111) і (2.115), наприклад, зв'язки круга, марки алмазних зерен, мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ тощо, які можна врахувати коефіцієнтом ε .

Запропонований алгоритм кінематичного розрахунку оптимальних параметрів режиму шліфування можна розглядати основою для розроблення нормативів режимів шліфування. У наступному п. 2.9, як приклад, наведено умови проведення оптимізації алмазного круглого шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів на основі наведеної товщини зрізу.

2.9. Оптимізація алмазного круглого шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів на основі наведеної товщини зрізу

Багаторічна практика широкого впровадження у промисловості нових прогресивних шліфувальних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів (СНМ) переконливо підтверджує перспективність їх застосування для підйому інструментального виробництва на якісно новий рівень. У даний час на ряді операцій загострювання, доведення та хонінгування ріжучих твердосплавних інструментів повністю виключено абразивну обробку. Це дозволило суттєво підвищити їх якість обробки та працездатність.

У той же час найбільш масові операції круглого шліфування твердосплавних і швидкорізальних інструментів (фрез, розверток, зенкерів та ін.) виконуються звичайними абразивними кругами із низькою якістю обробки, поліпшити яку не завжди вдається подальшим алмазним і ельборовим доведенням. Застосування на цих операціях кругів із СНМ дозволяє забезпечити якість обробки відповідно до вимог стандартів. Проте низька працездатність цих кругів, обумовлена, головним чином, специфікою ударно-циклічної дії оброблюваного багатолезового інструмента на ріжучий рельєф круга, приводить у ряді випадків до економічно неефективного використання прогресивних методів шліфування.

Проведені дослідження фізичної сутності динамічного стану технологічної системи у момент ударно-циклічної взаємодії алмазного круга із оброблюваним багатолезовим інструментом [83, 93] показали, що існують значні резерви підвищення ефективності круглого алмазного шліфування виробів із переривчастими поверхнями (багатолезових ріжучих інструментів). Найбільш повно вони реалізуються за умови правильного управління інтенсивністю ударної взаємодії алмазного круга із оброблюваними ріжучими ножами інструмента. Суть такого управління полягає у дотриманні певних кінематичних співвідношень параметрів режиму шліфування, що забезпечують повне знімання оброблюваного матеріалу і, отже, дисипацію кінетичної енергії на заданому оптимальному рівні заглиблення в робочу поверхню круга, не доходючи до рівня зв'язки круга. Значення цього рівня, як показали дослідження, відповідає допустимій (за умов міцності) товщині зрізу, яка визначається за умови мінімуму питомої витрати алмазу [46].

Аналітично встановлено, що домогтися повного знімання різанням металу, що підводиться у зону різання, на рівні допустимої (за умов міцності) товщини зрізу можна різними поєднаннями параметрів режиму шліфування. Тому основне завдання управління полягає в обґрунтованому виборі з усього різноманіття поєднань параметрів режиму шліфування оптимального поєднання, що дозволяє досягти і перевищити продуктивність існуючого абразивного шліфування за умов забезпечення необхідної якості обробки та прийнятної витрати алмазу.

Найбільш повно і достовірно поставлене завдання можна вирішити на основі аналітичної оптимізації параметрів процесу шліфування із обмеженим залученням експериментальних досліджень, необхідних, в основному, для визначення низки фізичних характеристик процесу, що не піддаються розрахунку. Доцільність такого підходу підтверджується численними дослідженнями Корольова А. В. [28], Федосєєва О. Б. [92], Новосьолова Ю. К. [55, 56] та ін. У цих роботах доведено, що процес шліфування, незважаючи на імовірнісну участь зерен у різанні та їх безладне розташування на робочій поверхні круга, підпорядковується математичним закономірностям і з достатньою для практики точністю може бути описаний методами теорії імовірності.

Для встановлення взаємозв'язків кінематичних, геометричних і технологічних параметрів із допустимою (за умов міцності) товщиною зрізу у п. 2.5 наведено математичну модель круглого поздовжнього шліфування. Вона враховує різновисотне розташування зерен на робочій поверхні круга та їх імовірну участь у різанні. У розрахунковій схемі припуск, що знімається, представлено пакетом елементарних циліндричних оболонок, які під різними кутами входять у робочий шар круга (рис. 2.9). У міру переміщення оболонок у робочому шарі круга на їх поверхнях у результаті накладання та перекриття одиничних зрізів від зерен, що пропрацювали, утворюється профіль, який описується імовірнісною функцією – відносною кінематичною повнотою профілю (рис. 2.10) – згідно залежності (2.65).

Для аналітичного описання границі завершення диспергування ріжучими зернами оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга введено поняття лінії повного знімання матеріалу, яка характеризує розподіл рівнів утворення повного профілю $\varepsilon(y)=0,95$ на кожній циліндричній оболонці (рис. 2.20). За аналогією із лезовою обробкою, лінія

повного знімання оброблюваного матеріалу описує складну поверхню різання під час шліфування і виражається залежністю (2.66).

Із рис. 2.20 і залежності (2.66) витікає, що кінематичні закономірності знімання оброблюваного матеріалу під час шліфування цілком однозначно описуються двома параметрами – глибиною шліфування t і максимальною глибиною впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга H_{\max} , яка визначається залежністю (2.75).

В умовах глибинного шліфування, коли формоутворення поверхні деталі здійснюється кругом із забірним конусом, залежність (2.75) приймає вигляд:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt[6]{2t \cdot \frac{B_1}{B}}}, \quad (2.116)$$

де B – ширина круга, м;

B_1 – поздовжня подача, м/об.

Максимальна висота мікронерівності обробленої поверхні на рис. 2.20 відповідає величині t_{T_0} і визначається залежністю (2.100), отриманою із урахуванням залежності (2.116).

Користуючись наведеними залежностями (2.116) і (2.100), можна провести оптимізацію параметрів шліфування за умови $H_{\max} = \text{const}$ за критеріями продуктивності обробки, шорсткості обробленої поверхні та питомої витрати алмазу.

Продуктивність обробки під час круглого поздовжнього шліфування визначається залежністю:

$$Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t. \quad (2.117)$$

Виразимо залежність (2.116) відносно швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ і підставимо отриманий вираз у залежність (2.117):

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3 \cdot \sqrt{B_1 \cdot B \cdot t}}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (2.118)$$

На рис. 2.22 наведено розрахункові значення продуктивності обробки Q і параметра шорсткості поверхні $R_{\max} = t_{T_0}$, отримані за залежностями (2.118), (2.116) і (2.100) за умови $b = \text{const}$. Як витікає із залежності (2.118) і рис. 2.22а, зі збільшенням глибини шліфування t

продуктивність обробки Q збільшується. Це указує на перевагу глибинного шліфування відносно багатопрхідного шліфування. Така закономірність обумовлена тим, що зі збільшенням глибини шліфування t за умови $H_{\max} = \text{const}$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ зменшується менш інтенсивно порівняно зі збільшенням глибини шліфування t у залежності $Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$.

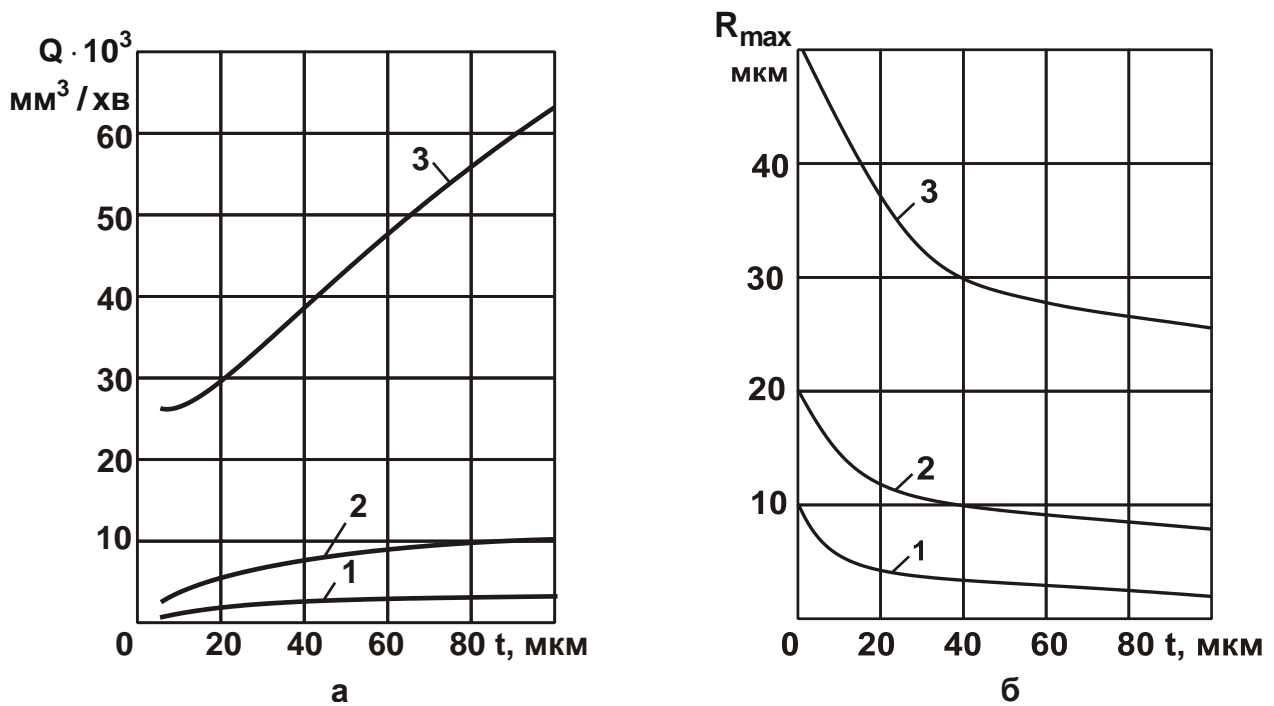


Рисунок 2.22 – Залежності продуктивності обробки Q (а) і параметра шорсткості поверхні $R_{\max} = t_{T_0}$ (б) від глибини шліфування t за умови $b = \text{const}$: $\gamma = 45^\circ$; $k = 1000$ шт./мм²; $R_{\text{дет}} = 50$ мм; $R_{\text{кр}} = 100$ мм; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; 1 – $b = 10$ мкм; 2 – $b = 20$ мкм; 3 – $b = 50$ мкм

Вплив параметра B_1 на продуктивність обробки Q слід розглядати подвійно. Із однієї сторони, параметр B_1 визначає ширину смужки оброблюваного матеріалу, що зрізається кругом за один оберт оброблюваної деталі. Із іншої сторони, параметр B_1 призводить до зміни швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, яка забезпечує повне знімання оброблюваного матеріалу робочою поверхнею круга на фіксованому рівні H_{\max} . Вплив першого чинника переважає, і продуктивність обробки Q збільшується зі збільшенням параметра B_1 . Це дозволяє вважати глибинне шліфу-

вання із поздовжньою подачею V_1 , близькою до ширини круга, і невеликою швидкістю деталі, найбільш продуктивним процесом. При цьому, як витікає із залежності (2.100), параметр шорсткості поверхні t_{T_0} набуває найменшого значення (рис. 2.22,б).

Для виконання оптимізації параметрів процесу шліфування за зносостійкістю алмазного круга питому витрату алмазу описано еквівалентною функцією λ :

$$\lambda = \frac{H_{\max} \cdot l^{\frac{1}{p}}}{\mathcal{Q}_{\text{об'єм}}} \quad (2.119)$$

У цій залежності лінійне зношування алмазного круга представлено добутком величини H_{\max} , що характеризує силову навантаженість зерен, і степеневою залежністю від сумарної довжини шляху зерна у оброблюваному матеріалі $l^{1/p}$ (де p – ціле число), яка визначає зміну швидкості лінійного зношування круга із часом шліфування. Об'єм знятого матеріалу визначається залежністю $\mathcal{Q}_{\text{об'єм}} = V_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \tau$, у якій час шліфування τ виражається залежністю:

$$\tau = \frac{2\pi \cdot R_{\text{кр}} \cdot l \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t}} \quad (2.120)$$

Після підстановки залежностей (2.116) і (2.120) у залежність (2.119) функція λ набуває вигляду:

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{2t \cdot \frac{B_1}{B} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)} \times \frac{1}{\pi \cdot R_{\text{кр}} \cdot B_1 \cdot l^{\frac{1}{p}} \cdot \sqrt{2t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)}} \quad (2.121)$$

Аналіз залежності (2.121) показує, що зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ питома витрата алмазу безперервно збільшується, а зі збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$, навпаки, зменшується. Збільшення параметрів B_1 і t спричиняє зменшення функції λ , що визначається менш інтенсивним збільшенням параметра H_{\max} у залежності (2.119). Однак після досягнення параметрами B_1 і t певних значень, що відповідають

досягненню значення $H_{\max}^{\text{доп}}$, внаслідок обмеженої міцності зерна та його утримання у зв'язці круга, лінійне зношування алмазного круга збільшується і призводить до збільшення функції λ .

Встановлені аналітичні закономірності підтверджено експериментально (рис. 2.23,а).

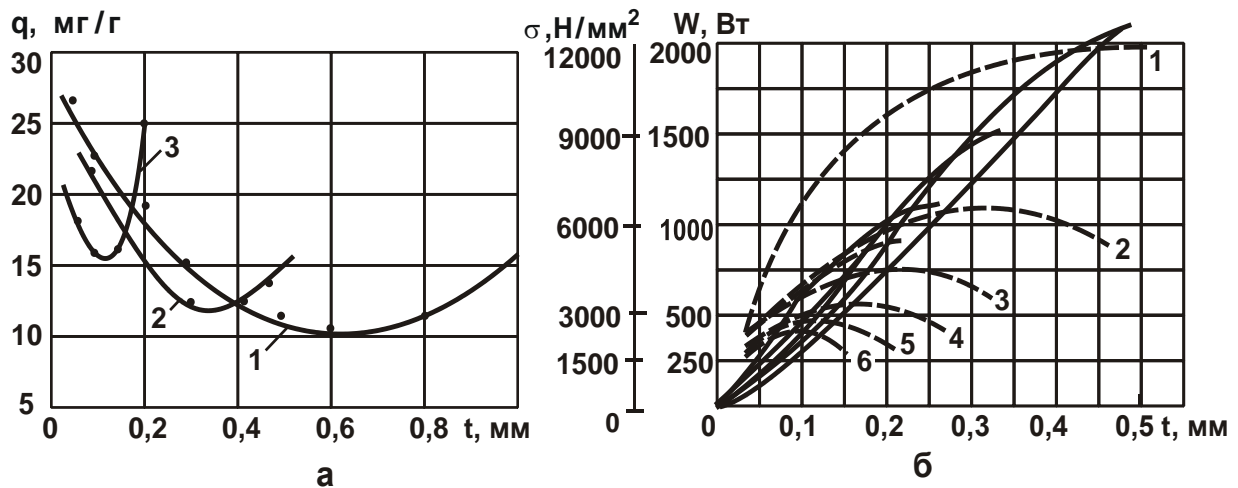


Рисунок 2.23 – Залежності відносної витрати алмазу q (а), умовного напруження різання σ (---) і потужності шліфування W (—) (б) від глибини шліфування t : оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК15; алмазний круг 1А1 300×25×5 АС6 250/200 М1-01 4; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с;

$V_1 = 22,5$ мм/об.; МОТС – 3 %-ий розчин NaNO_3 ;

а) 1 – $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв; 2 – $V_{\text{дет}} = 2$ м/хв; 3 – $V_{\text{дет}} = 6$ м/хв;

б) 1 – $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв; 2 – $V_{\text{дет}} = 2$ м/хв; 3 – $V_{\text{дет}} = 3$ м/хв;

4 – $V_{\text{дет}} = 4$ м/хв; 5 – $V_{\text{дет}} = 5$ м/хв; 6 – $V_{\text{дет}} = 6$ м/хв

Цим показано, що для алмазного круга існує допустима (за умов міцності) товщина зрізу $H_{\max}^{\text{доп}}$, за досягнення якої питома витрата алмазу набуває мінімального значення:

$$\lambda_{\min} = \frac{9 \cdot V_{\text{дет}}}{\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot R_{\text{кр}} \cdot l^{\frac{1}{p}} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^2} \quad (2.122)$$

За умови $t = \text{const}$ мінімум функції питомої витрати алмазу визначиться:

$$\lambda_{\min} = \frac{162 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot B_1 \cdot H_{\text{мах}}^5}. \quad (2.123)$$

Як витікає із залежностей (2.122) і (2.123), найбільш економічно ефективною схемою обробки є глибинне шліфування із невеликою швидкістю деталі та поздовжньою подачею, близькою до ширини круга.

У табл. 2.4 наведено розрахунково-експериментальні значення допустимої (за умов міцності) товщини зрізу $H_{\text{мах}}^{\text{доп}}$ для різних значень швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, які отримано із урахуванням у залежності (2.116) поправочного коефіцієнта $\xi = 0,6$.

Таблиця 2.4 – Розрахунково-експериментальні значення допустимої (за умов міцності) товщини зрізу $H_{\text{мах}}^{\text{доп}}$

$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв}$	1	4	6
$H_{\text{мах}}^{\text{доп}}, \text{ мкм}$	13,2	16,6	18

Як видно, отримані значення $H_{\text{мах}}^{\text{доп}}$ перевищують граничні (руйнівні) товщини зрізів під час мікрорізання одиничним зерном, які за даними літературних джерел змінюються у межах від 0,4 до 2 мкм. Така відмінність пояснюється тим, що внаслідок імовірнісної участі зерен у різанні та утворення неповних зрізів, ріжучі зерна у процесі шліфування кінематично менш навантажені порівняно із умовами мікрорізання одиничним зерном. Тому значення $H_{\text{мах}}^{\text{доп}}$ більше граничних товщин зрізу під час мікрорізання одиничним зерном. Збільшенню значення $H_{\text{мах}}^{\text{доп}}$ під час шліфування, порівняно із мікрорізанням одиничним зерном, сприяє також вищий градієнт температури, що зменшує умовне напруження різання.

Як витікає із табл. 2.4, значення $H_{\text{мах}}^{\text{доп}}$ зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ дещо збільшуються. Це є результатом зменшення умовного напруження різання $\sigma = W/Q$ (рис. 2.23,б), де W – потужність шліфування, Вт. У даному випадку умовне напруження різання $\sigma = W/Q$

визначає енергоємність обробки під час процесу шліфування. Його розмірність Н/м^2 співпадає із розмірністю енергоємності обробки: $\text{Дж/м}^3 = \text{Н/м}^2$. Однак, ця закономірність справедлива лише під час механічної обробки, оскільки умовне напруження різання $\sigma = W/Q$ визначається відношенням тангенціальної складової сили різання та площі поперечного перерізу зрізу (під час точіння) або сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга (під час шліфування).

Апроксимація залежності $N_{\text{max}}^{\text{доп}} - t$ виразом виду $N_{\text{max}}^{\text{доп}} = a_0 + b_0 \cdot t$ та підстановка його у залежність (2.116) дозволяє розрахунковим шляхом визначити безліч оптимальних поєднань параметрів режиму шліфування, що відповідають мінімуму питомої витрати алмазу та забезпечують умови високоефективного алмазного шліфування.

Таким чином, під час проектування оптимальних високопродуктивних процесів алмазного шліфування та створення розрахункових нормативів режимів шліфування необхідно встановити масив експериментальних даних щодо допустимих (за умов міцності) товщин зрізу для різних оброблюваних матеріалів, характеристик алмазних кругів, мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ (МОТС), які визначаються за двома значеннями мінімуму питомої витрати алмазу. Це дозволить за наведеними залежностями розрахувати оптимальні параметри режиму шліфування.

У табл. 2.5 наведено розрахункові значення оптимальних параметрів шліфування: швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, питомої продуктивності обробки Q/B , відносної питомої витрати алмазу $\xi \cdot \lambda_{\text{min}}$ та параметра шорсткості обробленої поверхні R_a . Їх отримано під час шліфування алмазним кругом 1A1 300×25×5 AC6 250/200 M1-01 4 оброблюваного матеріалу – твердого сплаву T15K10 ($V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $R_{\text{дет}} = 80$ мм; $\bar{X} = 200$ мкм; $m = 100$).

Умовні позначення, які наведено у табл. 2.5:

$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв}$	$Q/B, \text{ мм}^2/\text{хв}$
$\xi \cdot \lambda_{\text{min}}$	$R_a, \text{ мкм}$

Як витікає із табл. 2.5, найбільш ефективно здійснювати шліфування із глибиною шліфування $t = 0,2 - 0,3$ мм/хід. Подальше збіль-

шення глибини шліфування t призводить до значного зменшення величини $N_{\max}^{\text{доп}}$. Це зменшує продуктивність обробки.

Таблиця 2.5 – Розрахункові значення оптимальних параметрів шліфування $V_{\text{дет}}$, Q/B , $\xi \cdot \lambda_{\min}$, R_a

t, мкм	B_1/B									
	0,1		0,2		0,3		0,5		1,0	
20	48,9	97,8	34,5	138	28,1	168,6	21,8	218	15,4	308
	8,8	4,65	6,2	3,7	5	3,4	3,9	3	2,77	2,68
30	39,2	117,6	27,7	166,2	22,6	203,4	17,6	264	12,4	372
	7	4	4,95	3,56	4	3,28	3,15	2,96	2,22	2,58
50	29,4	147	20,9	209	17	255	13,2	330	9,4	470
	5,27	3,64	3,75	3,97	3	2,92	2,36	2,64	1,68	2,3
100	19,2	192	13,5	270	11	330	8,6	430	6	600
	4,35	3	3	2,67	2,5	2,45	1,94	2,23	1,36	1,99
200	11,6	232	3,2	328	6,7	402	5,2	520	3,7	740
	3,44	2,5	2,4	2,18	2	2	1,54	1,82	1,1	1,58
300	7,9	237	5,6	336	4,6	414	3,6	540	2,5	750
	3,32	2,15	2,35	1,87	1,93	1,73	1,5	1,56	1,05	1,36
500	4,2	210	3	300	2,4	360	1,9	475	1,3	650
	3,2	1,66	2,3	1,44	1,84	1,33	1,45	1,2	1	1,05

Виконана оптимізація параметрів шліфування на основі допустимої (за умов міцності) товщини зрізу дозволила розробити високопродуктивний конкурентоспроможний процес алмазного шліфування твердосплавних багателезових ріжучих інструментів, який дозволив за допустимою величиною зношування алмазу і необхідною якістю обробки більш ніж у 2 рази підвищити продуктивність. Процес шліфування протікає у вібростійкому режимі. Припуск знімається за один прохід алмазного круга, тобто обробку здійснюють в умовах високопродуктивного глибинного алмазного шліфування. На оброблюваних поверхнях відсутні припикання та інші температурні дефекти. Електрофізичними методами правлення видаляються продукти засалювання алмазного круга і постійно підтримується його висока ріжуча здатність.

2.10. Напрями підвищення продуктивності механічної обробки

Зараз накопичено значний досвід щодо здійснення високопродуктивної обробки металів різанням, розроблено ефективні процеси різання та конструкції ріжучих інструментів. Проте, високі вимоги до створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції потребують постійного вирішення завдань щодо підвищення продуктивності, якості, точності та економічності металообробки. Щоб системно підійти до формування правильних технологічних рішень щодо виявлення нових резервів механічної обробки, у роботі наведено аналітичні залежності для розрахунку продуктивності обробки для різних процесів різання (лезової обробки і шліфування) та проведено їх аналіз.

Одним із шляхів підвищення ефективності обробки слід розглядати зміну кінематики різання шляхом застосування багатолезових ріжучих інструментів (фрез). Виходячи із розрахункової схеми фрезерування циліндричною фрезою (рис. 2.24), визначимо товщину зрізу a .

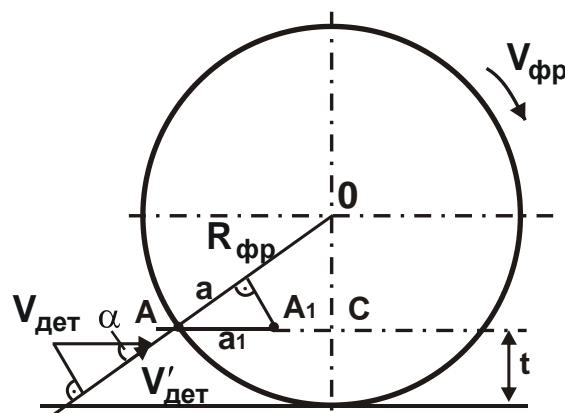


Рисунок 2.24 – Розрахункова схема параметрів фрезерування циліндричною фрезою

Відстань між двома сусідніми зубами l фреза проходить за час $T = l/V_{\text{фр}}$, де $V_{\text{фр}}$ – швидкість обертання фрези, м/с. За цей час точка A , розташована на оброблюваній поверхні, пройде шлях a та переміститься у положення A' . Проекція відрізка $AA' = a'$ на лінію, проведену через точки A і O , визначає товщину зрізу a . Тоді

$$a = V'_{\text{дет}} \cdot T, \quad (2.124)$$

де $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha$;

$V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

α – кут між швидкістю деталі $V_{дет}$ та її проекцією $V'_{дет}$.

Остаточно отримаємо:

$$a = l \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{фр}}}, \quad (2.125)$$

де $R_{фр}$ – радіус фрези, м;

t – глибина різання, м.

Як видно, товщина зрізу a тим менше, чим менше відстань між зубами фрези l , глибина різання t , швидкість деталі $V_{дет}$ та більше швидкість фрези $V_{фр}$ і радіус фрези $R_{фр}$. Продуктивність обробки Q під час фрезерування опишемо залежністю:

$$Q = V_{дет} \cdot t \cdot B, \quad (2.126)$$

де B – ширина фрезерування, м.

Виразимо залежність (2.125) відносно глибини різання t :

$$t = \left(\frac{a}{l} \cdot \frac{V_{фр}}{V_{дет}} \right)^2 \cdot \frac{R_{фр}}{2}. \quad (2.127)$$

Підставимо залежність (2.127) у залежність (2.126):

$$Q = \left(\frac{a}{l} \cdot V_{фр} \right)^2 \cdot \frac{R_{фр}}{2 \cdot V_{дет}} \cdot B. \quad (2.128)$$

Збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів a , $V_{фр}$, $R_{фр}$, B та зменшенням $V_{дет}$ і l . Збільшення товщини зрізу a обмежено міцністю зубів фрези, тому в залежності (2.128) параметр a слід розглядати постійним (заданим).

Зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ можливе до значення, за яким глибина різання t , виходячи із залежності (2.127), стає рівною радіусу фрези $R_{фр}$. Отже, найбільша продуктивність обробки Q досягається за умови $t = 2R_{фр}$. Цю умову практично реалізовано у схемі фрезерування торцевою фрезою, тобто торцеве фрезерування слід розглядати найбільш продуктивним способом механічної обробки. При цьому, чим більше діаметр фрези $2R_{фр}$ і величина знятого припуску, що дорівнює величині B , тим більше продуктивність обробки Q .

Порівняємо продуктивності обробки під час фрезерування і точіння. Припустимо, що продуктивність обробки під час точіння визначається залежністю:

$$Q_t = V_{\text{фр}} \cdot a \cdot B, \quad (2.129)$$

де $V_{\text{різ}}$ – швидкість обертання фрези, м/с.

Із урахуванням залежності (2.129) представимо залежність (2.128) у вигляді:

$$Q = Q_t \cdot \left(\frac{V_{\text{фр}}}{l}\right)^2 \cdot \frac{a \cdot R_{\text{фр}}}{2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot V_{\text{різ}}}, \quad (2.130)$$

де $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с.

Відстань між зубами фрези l виразимо:

$$l = \frac{2\pi \cdot R_{\text{фр}}}{z}, \quad (2.131)$$

де z – кількість зубів фрези.

Підставляючи залежність (2.131) у залежність (2.130), остаточно отримано:

$$Q = Q_t \cdot \frac{V_{\text{фр}}^2}{V_{\text{дет}} \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \frac{a \cdot z^2}{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{\text{фр}}}. \quad (2.132)$$

Умова $Q > Q_t$ виконується за умови:

$$\frac{V_{\text{фр}}^2}{V_{\text{дет}} \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \frac{a \cdot z^2}{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{\text{фр}}} > 1, \quad (2.133)$$

або за умови

$$z > \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot V_{\text{різ}}}{V_{\text{фр}}^2} \cdot \frac{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{\text{фр}}}{a \cdot z^2}}. \quad (2.134)$$

Наприклад, для $V_{\text{різ}}/V_{\text{фр}} = 1$, $V_{\text{дет}}/V_{\text{фр}} = 10^{-3}$; $V_{\text{фр}} = 100$ мм; $a = 0,1$ мм, маємо $z > 9$, що можна реалізувати практично. Таким чином, завдяки вибору відношення $V_{\text{дет}}/V_{\text{фр}}$, можна завжди виконати нерівність (2.134). Це означає, що потенційно процес фрезерування більш продуктивний порівняно із процесом точіння.

Крім того, додатково збільшити продуктивність обробки під час фрезерування можна шляхом збільшення $V_{\text{фр}}$, виконуючи умову $V_{\text{різ}}/V_{\text{фр}} < 1$. Фізично це можливо, оскільки під час фрезерування мен-

ше температура нагрівання ріжучих зубів фрези у зв'язку із періодичністю процесу різання.

Порівняємо продуктивності обробки під час фрезерування та шліфування. Для цього у залежності (2.128) величину l виразимо залежністю (2.131):

$$Q = (a \cdot z \cdot V_{\text{фр}})^2 \cdot \frac{B}{8 \cdot \pi^2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot R_{\text{фр}}} \quad (2.135)$$

У даному випадку $V_{\text{фр}} = V_{\text{кр}}$, $R_{\text{фр}} = R_{\text{кр}}$, де $V_{\text{кр}}$ і $R_{\text{кр}}$ – відповідно, швидкість та радіус шліфувального круга; B – ширина фрезерування, що дорівнює ширині шліфування. Якщо прийняти, що значення $V_{\text{фр}}$, $R_{\text{фр}}$, B , $V_{\text{дет}}$ однакові для процесів фрезерування та шліфування, то продуктивність обробки визначатиметься добутком параметрів $a \cdot z$. Для шліфувального круга параметр a менше, а параметр z більше, ніж для фрези.

Гранична товщина зрізу ріжучим зерном круга у 100 ... 1000 разів менше від граничної товщини зрізу зубом фрези. Отже, для того, щоб продуктивності обробки процесів шліфування та фрезерування були зіставні, необхідно щоб кількість ріжучих зерен круга перевищувала в таку ж кількість разів кількість ріжучих зубів фрези.

Розрахунок продуктивності шліфування виконаємо на основі розрахункової схеми, згідно з якою ріжучі зерна на робочій поверхні шліфувального круга розташовані умовно вздовж діаметральних кругів. Відстань між цими кругами приймемо рівним $2a$, а відстань між зернами в межах одного круга – рівним l . Тоді $l = 2\pi \cdot R_{\text{кр}} / z$, де z – кількість зерен, розташованих у межах одного круга. Відповідно, величина z дорівнює:

$$z = \frac{n_0}{n_1}, \quad (2.136)$$

де n_0 – загальна кількість зерен, розташованих на робочій поверхні шліфувального круга;

$n_1 = B/2a$ – кількість кругів на робочій поверхні шліфувального круга, віддалених один від одного на величину $2a$;

B – ширина шліфувального круга, м;

a – товщина зрізу, м.

Параметр n_0 подамо у вигляді:

$$n_0 = k \cdot B \cdot 2\pi \cdot R_{кр}, \quad (2.137)$$

де k – поверхнева концентрація зерен шліфувального круга, шт./м².

Параметр k можна розрахувати за залежністю (1.26), до якої входить безрозмірний коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$, що враховує висоту виступання зерен над рівнем зв'язки шліфувального круга.

У розрахунках коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$ можна прийняти у вигляді:

$$(1 - \varepsilon) = \frac{a}{\bar{X}}. \quad (2.138)$$

Тоді параметри k і z опишуться:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot a}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}; \quad (2.139)$$

$$z = \frac{3 \cdot m \cdot a^2 \cdot R_{кр}}{50 \cdot \bar{X}^3}. \quad (2.140)$$

Відповідно, відстань між зернами у межах одного умовного діаметрального круга l виразитися:

$$l = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{кр}}{z} \cdot \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot m \cdot a^2}. \quad (2.141)$$

Підставимо залежність (2.141) у залежність (2.125), розглядаючи у ній $V_{фр} = V_{кр}$, $R_{фр} = R_{кр}$. Після перетворень, маємо:

$$a = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}. \quad (2.142)$$

Таким чином, отримано розрахункову залежність для визначення товщини зрізу під час шліфування, яка практично ідентична аналогічним залежностям, які встановлено на основі інших розрахункових схем [83]. Відмінність цих залежностей полягає лише у чисельному значенні множника, що знаходиться під радикалом.

Продуктивність обробки Q під час шліфування визначимо із залежності (2.128) із урахуванням залежності (2.141), розглядаючи $a = \text{const}$; $V_{фр} = V_{кр}$; $R_{фр} = R_{кр}$:

$$Q = \left(\frac{3 \cdot m \cdot a^3}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot V_{кр} \right)^2 \cdot \frac{R_{кр} \cdot B}{2 \cdot V_{дет}}. \quad (2.143)$$

Як видно, найбільше впливає на продуктивність обробки Q товщина зрізу a , тобто продуктивність обробки обумовлена, головним чином, міцністю ріжучих зерен і міцністю утримання їх у зв'язці круга.

Виходячи із залежності (2.128), яка справедлива для процесів шліфування та фрезерування, відмінність продуктивності для двох процесів пов'язана із відношенням a/l . Для шліфування:

$$\frac{a}{l} = \frac{3 \cdot m \cdot a^3}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (2.144)$$

Для вихідних даних: $m=100$; $a=0,01$ мм; $\bar{X}=0,1$ мм, маємо $a/l=0,001$.

Для фрезерування прийmemo: $a=0,1$ мм, $l=10$ мм. Тоді $a/l=0,01$.

Отже, під час шліфування відношення a/l менше, ніж під час фрезерування. Відповідно, менше продуктивність обробки.

Із залежності (2.144) витікає, що відношення a/l значно залежить від відношення a/\bar{X} , тобто незначна зміна відношення a/\bar{X} призводить до значної зміни відношення a/l . Наприклад, збільшення відношення a/\bar{X} вдвічі призводить до збільшення відношення a/l у 8 разів. У цьому випадку значення відношення a/l для шліфування і фрезерування стають приблизно однаковими.

Таким чином показано, що процеси шліфування і фрезерування за продуктивністю обробки (за певних умов) можна порівняти. Основним напрямом збільшення продуктивності обробки під час шліфування слід розглядати застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках, які забезпечують підвищення значення відношення a/\bar{X} . Ефективним є також застосування глибинного однопрохідного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$.

Найважливішою умовою підвищення продуктивності обробки під час шліфування і під час фрезерування, виходячи із залежності (2.128), є збільшення швидкості обертання круга (фрези), тобто перехід у область високошвидкісної обробки. Це дуже ефективно, оскільки швидкість обертання фрези (швидкість різання) $V_{\text{фр}}$ входить у залежність (2.128) у другому ступені. Власне, цим пояснюється перспективність створення фрезерних і шліфувальних верстатів для високошвидкісної обробки.

Під час різання однолезовим ріжучим інструментом (точінні, струганні, розточуванні) продуктивність обробки, що визначається залежністю (2.129), меншою мірою залежить від швидкості різання, тобто ефект застосування високошвидкісної обробки менше.

Порівнюючи залежності (2.128) і (2.129), видно, що під час різання багатолезовими ріжучими інструментами значно більше можливостей збільшення продуктивності обробки, оскільки залежність (2.128) містить значно більше параметрів, ніж залежність (2.129). Якщо під час різання однолезовим ріжучим інструментом продуктивність обробки визначається лише 3 параметрами, то під час різання багатолезовим ріжучим інструментом – 6 параметрами. Суттєво зменшуючи параметри l і $V_{дет}$, можна домогтися суттєвого збільшення продуктивності обробки під час різання багатолезовим ріжучим інструментом. Таким чином, теоретично обґрунтовано потенційні можливості процесів різання з точки зору збільшення продуктивності обробки.

2.11. Дослідження структури і параметрів робочої поверхні алмазно-абразивних інструментів та аналіз їх технологічних можливостей

Питання вдосконалення структури і параметрів робочої поверхні алмазно-абразивних інструментів мають велике практичне значення, оскільки спрямовані на підвищення ефективності обробки деталей машин та інших виробів, виготовлених із металевих та неметалевих матеріалів підвищеної твердості. У даний час застосовується велика кількість різноманітних конструкцій алмазно-абразивних інструментів, виготовлених за різними технологіями [62]. Однак повною мірою технологічні можливості цих інструментів не вивчено, відсутні теоретичні основи проектування структури і параметрів їхньої робочої поверхні. Тому актуальним завданням є виявлення нових технологічних можливостей алмазно-абразивних інструментів шляхом удосконалення структури і параметрів їхньої робочої поверхні.

Для вирішення цього завдання спочатку визначимо кількість зерен N , розташованих у одиниці об'єму алмазовмісного шару алмазного круга. Відомо, що у алмазному крузі 100 %-ої концентрації зерна в алмазовмісному шарі за об'ємом займають 25 %. Якщо представити зерно у формі сфери діаметром \bar{X} , то за умови рівності об'ємів

$$\frac{V_{об'єм}}{4} \cdot \frac{m}{100} = N \cdot V_{шар}, \quad (2.145)$$

можна визначити кількість зерен N , розташованих в одиниці об'єму

алмазовмісного шару круга (одиниця об'єму залежить від розмірності величини \bar{X}):

$$N = \frac{3 \cdot m}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}, \quad (2.146)$$

де $\vartheta_{\text{об'єм}}$ – одиничний об'єм алмазовмісного шару круга, м³;

m – об'ємна концентрація круга ($m = 25; 50; 75; 100; 150; 200$);

$\vartheta_{\text{шар}} = \pi/6 \cdot \bar{X}^3$ – об'єм зерна, м³.

Як видно, чим більше об'ємна концентрація круга m і менше зернистість круга \bar{X} , тим більше кількість зерен N , розташованих в одиниці об'єму алмазовмісного шару круга (табл. 2.6).

Таблиця 2.6 – Розрахункові значення кількості зерен N , розташованих в 1 см³ алмазовмісного шару алмазного круга 100 %-ої концентрації

Зернистість круга	50/40	100/80	160/125	250/200	500/400
N , тис. шт.	3824	478	117	31	3,8

Розрахунковим значенням \bar{X} прийнято максимальне значення зернистості. Для порівняння у табл. 2.7 наведено експериментальні значення кількості зерен N , розташованих в одиниці об'єму алмазовмісного шару круга [71].

Зі збільшенням міцності алмазних зерен їх кількість в одиниці об'єму алмазовмісного шару круга зменшується, що пов'язано із різною геометрією зерен.

Визначимо кількість зерен k , розташованих на одиниці поверхні алмазного круга (k – поверхнева концентрація зерен). Виходячи із залежності (1.27), максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга b дорівнює $b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon)$, де $(1 - \varepsilon)$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. Тоді поверхнева концентрація зерен круга k дорівнює:

$$k = b \cdot N = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}. \quad (2.147)$$

Середня відстань між зернами l визначається на основі розрахункової схеми (рис. 2.25), у якій одиничну площу поверхні круга розподі-

ляють на k квадратів, що містять по одному зерну. Сторона квадрата a дорівнює $a = \sqrt{1/k}$. Прийmemo $l = \sqrt{2} \cdot a$, тоді

$$l = \sqrt{\frac{2}{k}}. \quad (2.148)$$

Таблиця 2.7 – Середня кількість зерен в 1 см^3 алмазовмісного шару залежно від зернистості алмазного порошку і марки алмазу для 100 %-ої концентрації круга, тис. шт.

Зернистість порошку	Марка алмазу				
	AC2	AC4	AC6	AC15	AC32
630/500	–	–	–	–	2,9
500/400	–	–	–	5,5	5,3
400/315	–	–	10,7	10,3	9,9
315/250	–	–	19,9	19,1	18,4
250/200	–	42,2	37,0	35,7	34,4
200/160	–	77,9	68,6	64,4	63,8
160/125	8	143	128	124	119
125/100	287	263	238	431	222
100/80	519	484	440	432	413
80/63	937	889	818	805	770
63/50	1698	1637	1522	1500	1434
50/40	3076	3014	2834	2798	2666

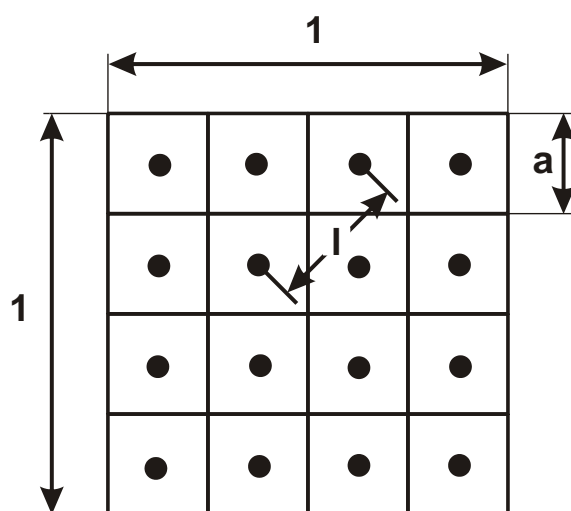


Рисунок 2.25 – Розрахункова схема поверхневої концентрації зерен на робочій поверхні круга

У табл. 2.8 наведено розраховані за залежностями (2.147) і (2.148) значення k і l для 100 %-ої концентрації круга, $(1 - \varepsilon) = 0,3$.

Таблиця 2.8 – Розрахункові значення k і l для 100 %-ої концентрації круга, $(1 - \varepsilon) = 0,3$

Зернистість	50/40	100/80	160/125	250/200	500/400
k , шт./мм ²	57	14	6	2,3	0,6
l , мм	0,187	0,378	0,577	0,932	1,825

Експериментально встановлено, що для алмазного круга 1А1 200×10 АС4 125/100 В2 – 01 4 загальна кількість зерен на робочій поверхні дорівнює 26400. Із урахуванням залежності (2.147) ця величина дорівнює 28731 для $(1 - \varepsilon) = 0,3$; $m = 50$; $\bar{X} = 0,125$ мм, тобто розрахункове та експериментальне значення близькі.

У табл. 2.9 наведено дані відносно кількості алмазних зерен, розташованих у одному шарі алмазно-гальванічного покриття [62].

Таблиця 2.9 – Характеристики алмазно-гальванічного покриття (алмазні зерна АС6)

Зернистість	50/40	125/100	250/200	400/315
Середня кількість зерен, шт./см ²	14640	2550	648	244
Площа, зайнята алмазними зернами на 1см ² , %	55,4	62,5	63,8	59,3

Із порівняння даних, наведених у табл. 2.8 і табл. 2.9, видно, що із одношаровим розташування зерен їх кількість на робочій поверхні суттєво збільшується (у 2 ... 4 рази). Це еквівалентно збільшенню об'ємної концентрації алмазного круга до значень 200 ... 400 %.

Залежність (2.147) ідентична залежності (1.44) [1], яку традиційно застосовують під час розрахунку параметрів шліфування, наприклад, максимальної імовірнісної (наведеної) товщини зрізу H_{\max} в умовах шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до кру-

га із постійною швидкістю $V'_{дет}$ (рис. 2.1):

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V'_{дет}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \quad (2.149)$$

Із залежності (2.147) витікає:

$$\frac{b}{k} = \frac{1}{N}, \quad (2.150)$$

тоді

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75}{tg\gamma \cdot N} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}} \quad (2.151)$$

У загальному випадку параметр H_{max} визначається кількістю зерен, розташованих у одиниці об'єму круга, та відношенням $V'_{дет}/V_{кр}$: чим більше кількість зерен N , розташованих в одиниці об'єму алмазовмісного шару круга, тим менше параметр H_{max} . Об'ємна концентрація m і зернистість круга \bar{X} явно у залежність (2.151) не входять, вони впливають на параметр H_{max} у зв'язку зі зміною кількості зерен N , розташованих в одиниці об'єму алмазовмісного шару круга.

Максимальна висота мікронерівностей обробленої поверхні R_{max} під час круглого зовнішнього або внутрішнього (плоскому) шліфування описується залежністю:

$$R_{max} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4 \cdot t}}, \quad (2.152)$$

де $H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75}{tg\gamma \cdot N} \cdot \frac{V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{V_{кр}}}$;

$$\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}};$$

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радіуси круга і деталі, м;

t – глибина шліфування, м.

Після перетворень залежності (2.152), маємо:

$$R_{max} = \sqrt[5]{22,8 \cdot \left(\frac{1}{tg\gamma \cdot N}\right)^2 \cdot \left(\frac{V_{дет}}{V_{кр}}\right)^2 \cdot \rho}. \quad (2.153)$$

Виходячи із залежності (2.152), параметр шорсткості поверхні R_{max} залежить від кількості зерен N , розташованих в одиниці об'єму

алмазовмісного шару круга, і явно не залежить від концентрації та зернистості круга.

Від параметра N , що визначає кількість зерен в одиниці об'єму алмазовмісного шару круга, нескладно перейти до параметра N_1 , що визначає кількість зерен, розташованих в одиниці об'єму алмазовмісного шару товщиною H_{\max} , тобто $N_1 = N \cdot H_{\max}$. За суттю, параметр N_1 визначає кількість працюючих зерен під час шліфування. Після підстановки залежності $N_1 = N \cdot H_{\max}$ у залежність (2.151), маємо:

$$H_{\max} = \sqrt{\frac{6,75}{\text{tg}\gamma \cdot N_1} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}}. \quad (2.154)$$

Відповідно, параметр шорсткості поверхні R_{\max} , що визначається залежністю (2.152), виразиться:

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{H_{\max}^6}{4 \cdot t}} = \sqrt[5]{\left(\frac{6,75}{\text{tg}\gamma \cdot N_1}\right)^3 \cdot \rho^{1,5} \cdot \sqrt{\frac{t}{2}}}. \quad (2.155)$$

Як витікає із залежності (2.155), зі збільшенням параметра N_1 параметр шорсткості поверхні R_{\max} зменшується. Збільшення параметра N_1 передбачає збільшення поверхневої концентрації зерен k . Найбільшою мірою це реалізується в алмазних кругах, виготовлених, наприклад, електрогальванічним методом, які характеризуються приблизно однаковою висотою виступання зерен над рівнем зв'язки круга. Порівняно із звичайними (спеченими) алмазними кругами, виготовленими методами порошкової металургії, поверхнева концентрація зерен (тобто параметр N_1) збільшується до 5 разів. Це призводить до зменшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

Такий же ефект досягається від застосування притирів із шаржованими у них абразивними або алмазними зернами і шліфувальних стрічок, а також від застосування методів обробки вільним абразивом (алмазним порошком або алмазною пастою). У зазначених випадках завдяки одновисотному виступанню зерен збільшується їх поверхнева концентрація k , що призводить до збільшення параметра N_1 і зменшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

Приблизно до однакового виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга можна прийти в умовах обробки із використанням відносно м'яких (еластичних) зв'язок, що забезпечують "утопання" ріжучих

зерен. Цим можна пояснити те, що шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках дозволяє зменшити шорсткість поверхні порівняно із шліфуванням алмазними кругами на більш міцних металевих зв'язках.

Існують експериментальні дані, за якими, навпаки, шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках забезпечує зменшення шорсткості поверхні, що пов'язане зі збільшенням ступеня затуплення зерен (створенням майданчиків на вершинах ріжучих зерен). Отже, ефект зменшення шорсткості поверхні під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках пов'язаний зі збільшенням ступеня затуплення зерен, а під час шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках – із можливістю "утопання" зерен у зв'язку, зменшенням різновисотного виступання вершин зерен і збільшенням кількості одночасно працюючих зерен N_1 (рис. 2.26). Цим пояснюються відмінні особливості формування шорсткості поверхні під час здійснення процесів алмазно-абразивної обробки із використанням різних за твердістю зв'язок алмазних інструментів.

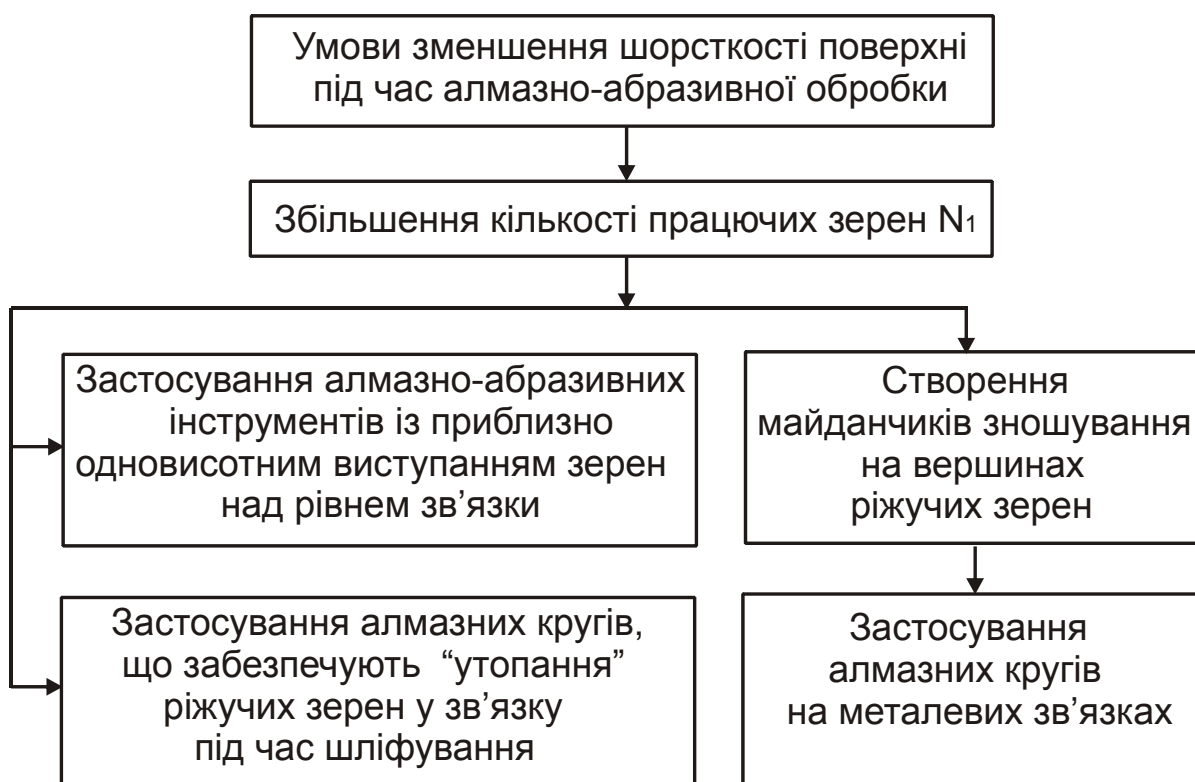


Рисунок 2.26 – Структурна схема умов зменшення шорсткості поверхні під час алмазно-абразивної обробки

Виходячи із цього, важливо провести аналіз технологій обробки природних алмазів у діаманти, які застосовують на практиці.

Тривалий час процес огранювання природних алмазів у діаманти здійснювали із використанням огранювального чавунного диска, шаржованого мікропорошком із синтетичних алмазів АСН або АСМ зернистістю 7 ... 20 мкм і поверхневою концентрацією алмазних зерен – 0,0032 кар/см² [10, 65]. Огранювальний диск поділено на зони шліфування і полірування. Шліфування здійснюється із питомим тиском $P_{\text{пит}} = 2,5 \dots 6,5 \text{ Н/мм}^2$, а полірування – із питомим тиском $P_{\text{пит}} = 1,0 \dots 2,5 \text{ Н/мм}^2$.

Недоліком такого інструменту є незначна кількість зерен, які приймають участь у різанні – 15 ... 20 %. Інші 80 ... 85 % зерен через слабе утримання їх робочою поверхнею інструменту передчасно випадають зі зв'язки. Це визначає низьку стійкість інструменту.

Огранювальний диск із гальванічним закріпленням дрібнодисперсних алмазних порошків [10] має більш високу міцність утримання зерен. Концентрація алмазного порошку досягає 75 % від робочої площі диска. Тому порівняно із чавунними дисками огранювальний диск із гальванічним покриттям нікель – залізо забезпечує підвищення стійкості у 4,5 разів, підвищення продуктивності обробки у 1,7 разів.

Для підвищення міцності утримання зерен розроблено різні способи "укатування" зерен у металеву зв'язку інструменту із використанням полікристалічних синтетичних надтвердих матеріалів типу АСБ і СВ. Однак вирішити проблему значного підвищення стійкості інструменту таким шляхом не вдається.

Подальшим етапом удосконалення інструментів для огранювання алмазів є створення спеціальних алмазних кругів на металевих зв'язках (МН1, МО22) методом порошкової металургії, детонаційного та плазмового напилення [65].

На Полтавському заводі алмазів і алмазного інструменту виготовлено методом порошкової металургії алмазні круги на металевій зв'язці МЗ-04 із характеристиками 6А2 300×60×5×50 АС6 10/7 4. Вони можуть працювати у режимі самозагострювання, проте невелика кількість одночасно працюючих зерен N_1 не забезпечує високих показників продуктивності та шорсткості обробки. Для підвищення ефективності обробки до складу мастильно-охолоджувальних технологічних середо-

вищ вводять алмазний порошок тієї самої зернистості з концентрацією до 35 %.

У Інституті надтвердих матеріалів імені В. М. Бакуля НАН України для обробки природних алмазів виготовлено алмазний шліфувально-полірувальний круг форми 6A2 300×60×5×50 AC6 10/7 200 % на металевій зв'язці МП2 [65]. Основним недоліком під час виготовлення круга є його технологічно обмежена концентрація – трохи більше 200 %. Ця металева зв'язка відносно "м'яка", забезпечує роботу круга у режимі самозагострювання і "утопання" у неї ріжучих зерен під час шліфування. Однак цього недостатньо для суттєвого збільшення кількості зерен, які одночасно працюють.

Із метою підвищення ефективності застосування зазначених вище алмазних кругів розроблено технологію їх електроерозійного правлення із використанням спеціальних правлячих пристроїв. Експериментально встановлено, що у процесі правлення забезпечується точність робочої поверхні алмазного круга у межах 0,01 мм, усувається його биття, досягається висока ріжуча здатність круга. Розроблена технологія електроерозійного правлення забезпечила достатньо високу ефективність обробки природних алмазів у діаманти цими кругами.

До початку огранювання кристала із природного алмазу в діамант здійснюється операція обдирного круглого зовнішнього шліфування із застосуванням алмазних кругів форми 1A1 150×6 на металевих зв'язках. У процесі обробки круг швидко затупляється. Для підтримання його високої ріжучої здатності застосовують безперервне електрохімічне правлення шляхом занурення алмазного круга у ванночку із електролітом. Однак процес характеризується надзвичайно високим зношуванням алмазного круга і низькою продуктивністю обробки, у тому числі внаслідок неможливості застосування традиційних швидкостей обертання круга.

Останніми роками намітилася тенденція застосування на цій операції алмазних кругів на більш "м'яких" неметалевих зв'язках, які забезпечують підвищення основних показників обробки природних алмазів. Ефект досягається завдяки можливості "утопання" ріжучих зерен у зв'язку алмазного круга у результаті забезпечення режиму його самозагострювання і поліпшення умов праці (виключення шкідливого для здоров'я робітників та обладнання електрохімічного правлення алмазного круга із використанням концентрованих електролітів).

Сформульоване положення щодо переважної ролі кількості одночасно працюючих зерен у формуванні параметрів обробки матеріалів високої твердості підтверджується також практичними даними, отриманими під час шліфування синтетичних надтвердих матеріалів, які використовують у лезових інструментах. Так, застосування алмазних кругів на органічних зв'язках завдяки реалізації "утопання" ріжучих зерен у зв'язку круга дозволяє підключити до контакту із оброблюваним матеріалом достатньо великої кількості зерен і підвищити продуктивність обробки. Однак процес шліфування супроводжується інтенсивним зношуванням алмазного круга.

Із метою зменшення витрати алмазного порошку та збільшення продуктивності запропоновано обробку здійснювати алмазними кругами на металевих зв'язках, що працюють у режимі їх періодичного або безперервного автономного електрохімічного правлення [11]. Ефект досягається у результаті безперервного видалення зерен, що затупилися, і підтримання високої ріжучої здатності круга (високої гостроти зерен).

Підвищення гостроти ріжучих зерен є основною умовою високо-ефективного шліфування й інших неметалічних матеріалів підвищеної твердості (керамік, феритів, твердих порід каменю тощо), коли практично відсутнє заглиблення зерен у оброблюваний матеріал. Для підтримання високої ріжучої здатності алмазних кругів на металевих зв'язках ефективно застосовувати електроерозійне правлення.

В умовах каменеобробки, як показує практичний досвід, алмазно-абразивні інструменти на міцних металевих зв'язках (завдяки їх абразивному зношуванню) можуть працювати у режимі самозагострювання, однак, із високою силовою напруженістю процесу різання. Під час шліфування менш твердих металевих матеріалів (твердих сплавів, сталей тощо) під дією радіальної складової сили різання відбувається достатньо глибоке впровадження зерен в оброблюваний матеріал – 1 ... 10 мкм і більше. У результаті у контакті знаходиться значна кількість зерен. Навантаження, що діє на окреме зерно, і зношування зерен зменшуються, а продуктивність збільшується порівняно із обробкою неметалевих матеріалів високої твердості. Отже, збільшення кількості одночасно працюючих зерен та їх гостроти є основними фізичними умовами підвищення ефективності процесів алмазно-абразивної обробки.

Здійснимо оцінювання міцності утримання ріжучого зерна у зв'язці круга. Розглянемо зерно одиничної ширини у вигляді, показаному на

рис. 2.27. Нехай глибина залягання зерна у зв'язці круга дорівнює h , а сила, що діє на зерно, визначається радіальною складовою сили різання P (із урахуванням того, що тангенціальна складова сили різання завжди менше радіальної складової сили різання).

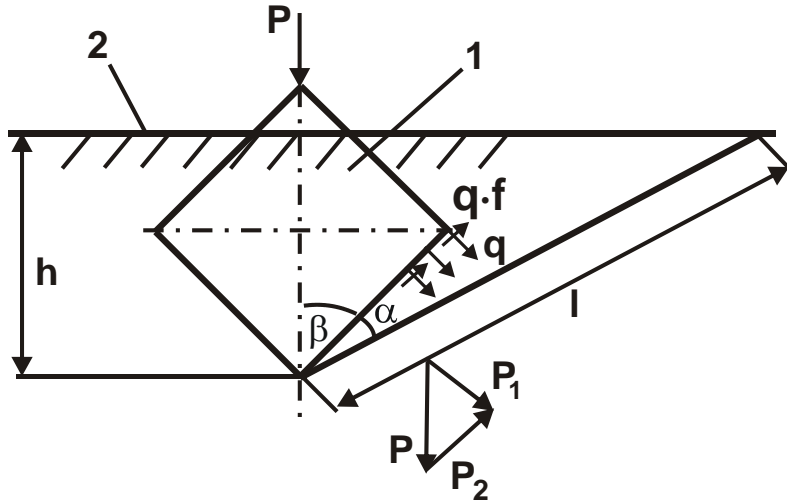


Рисунок 2.27– Розрахункова схема напруженого стану ріжучого зерна:
1 – ріжуче зерно; 2 – рівень зв'язки круга

Під дією сили P на бічних гранях зерна виникають: нормальне розподілене навантаження q і тангенціальне розподілене навантаження $q \cdot f$, де f – коефіцієнт тертя зерна зі зв'язкою круга. Ці навантаження визначають дотичне напруження τ у зв'язці круга у площинах, що проходять через вершину зерна під різними кутами α до його бічної поверхні.

Спроекуємо зосереджені сили $P_1 = \frac{P}{2 \sin \beta}$ і P_2 на площину довжиною $l = \frac{h}{\cos(\alpha + \beta)}$, розташовану під кутом α до бічної поверхні зерна.

Тоді дотичне напруження τ виразиться:

$$\tau = \frac{P_2 \cdot \cos \alpha + P_1 \cdot \sin \alpha}{l} = \frac{P_1}{l} \cdot (f \cdot \cos \alpha + \sin \alpha). \quad (2.156)$$

Із урахуванням відомого виразу $f = \tan \psi$, де ψ – умовний кут тертя ріжучого зерна зі зв'язкою круга, залежність (2.156) прийме вигляд:

$$\tau = \frac{P \cdot \sin \beta}{2 \cdot h \cdot \cos \psi} \cdot \sin(\alpha + \psi) \cdot \cos(\alpha + \beta). \quad (2.157)$$

Дотичне напруження τ зі зміною кута α змінюється за екстремальною залежністю. Зі збільшенням кута α дотичне напруження τ спочатку збільшується, потім зменшується. Екстремальне значення кута α визначається за умови $\tau'_{\alpha}=0$:

$$\alpha = 45^{\circ} - \frac{(\beta + \psi)}{2}. \quad (2.158)$$

За умови $\beta = 45^{\circ}$ справедлива залежність $\alpha = 22,5^{\circ} - \psi/2$. Кут α набуває відносно невеликих значень, менших $22,5^{\circ}$. За умов $\psi = 45^{\circ}$ або $f = \text{tg}45^{\circ} = 1$ кут $\alpha = 0$. Цим пояснюється те, що форма лунки у зв'язці круга після випадіння зерна мало відрізняється від форми зерна. Руйнування зв'язки круга відбудеться за умови $\tau = \tau_{\text{зсув}}$, де $\tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності на зсув матеріалу зв'язки круга, Н/м^2 .

Із урахуванням залежностей (2.157) і (2.158) за умови $\beta = 45^{\circ}$, маємо

$$\tau_{\text{зсув}} = \frac{\sqrt{2} \cdot \rho}{4 \cdot h \cdot \cos \psi} \cdot \sin^2 \left(22,5^{\circ} + \frac{\psi}{2} \right). \quad (2.159)$$

Сила P тим більше, чим більше $\tau_{\text{зсув}}$, h і менше ψ (коефіцієнт тертя зерна зі зв'язкою круга f). Отже, збільшити граничну силу P , під дією якої зерно випадає зі зв'язки круга, можна збільшенням міцності зв'язки та глибини залягання зерна у зв'язці.

Металеві зв'язки характеризуються більш високими значеннями $\tau_{\text{зсув}}$ порівняно із органічними і керамічними зв'язками. Це допускає більші значення P/h або менші значення h за умови $P = \text{const}$. Збільшення відношення P/h для металевих зв'язок дозволяє збільшити силу P за умови $h = \text{const}$ завдяки застосуванню більш міцних зерен, розглядаючи величину P граничним навантаженням, за досягненням якого відбувається руйнування (роздавлювання) зерна. Зі збільшенням зернистості круга граничне навантаження P збільшується, що призводить до пропорційного збільшення глибини залягання зерна у зв'язці h . Наприклад, межа міцності на вигин металевої зв'язки М2-01 дорівнює 599 МПа, зв'язки М1-01 – 150 МПа, органічної зв'язки В2-01 – 88 МПа. Тому величина h для металевої зв'язки М2-01 за умови $P = \text{const}$ приблизно у 4 рази менше, ніж для металевої зв'язки М1-01, і майже у 7 разів менше, ніж для органічної зв'язки В2-01. За цих умов зерно може повністю перебувати у зв'язці В2-01, що унеможливорює

його виступання над рівнем зв'язки та участь у різанні. Зменшити h і збільшити висоту виступання зерна можна зменшенням граничного навантаження P , тобто застосуванням замість більш міцних алмазних зерен марок AC15 і AC6 менш міцних алмазних зерен марок AC4 і AC2.

Висновки

1. На основі теоретико-імовірнісного підходу встановлено, що із усіх існуючих розрахункових схем шліфування найбільш повно робоча поверхня шліфувального круга описується наведеним ріжучим профілем круга, який становить область суцільного перекриття проекцій зерен під час їхнього накладення на площину, що рухається вздовж нормалі до круга із постійною швидкістю. Основними характеристиками наведеного ріжучого профілю круга є імовірнісна функція – відносна повнота профілю круга, яка за структурою побудови ідентична відносній опорній довжині мікропрофілю обробленої поверхні, і максимальна висота мікронерівностей, яка чисельно дорівнює максимальній глибині впровадження площини, що рухається, у робочу поверхню круга, за досягненням якої відбувається її повний зріз. У сукупності ці характеристики дають достатньо повне уявлення щодо кінематичних можливостей робочої поверхні круга.

2. Різноманіття схем шліфування, які кінематично відмінні кутом входу оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга, зведено до єдиної розрахункової схеми, у якій припуск, що знімається, представлено пакетом циліндричних оболонок нескінченно малої товщини, що під різними кутами входять у робочу поверхню круга. Закономірності знімання матеріалу і формоутворення поверхонь описано лінією повного знімання матеріалу, що утворена сукупністю точок, за досягнення яких на циліндричних оболонках припуску відбувається повне знімання оброблюваного матеріалу. Лінія повного знімання матеріалу визначає границю завершення диспергування ріжучими зернами матеріалу, який підводиться у зону різання уздовж дуги контакту круга із деталлю. За аналогією із лезовою обробкою ця границя визначає положення умовної (імовірнісної) поверхні різання під час шліфування та дозволяє з єдиних позицій визначити основні параметри шліфування у всьому можливому діапазоні зміни глибини шліфування.

3. Встановлено, що у загальному вигляді положення умовної (імовірнісної) поверхні різання визначається відношенням двох параметрів – глибини шліфування t і максимальної (наведеної імовірнісної) товщини зрізу H_{\max} . Перший параметр є незалежним, а другий залежить від основних параметрів процесу шліфування та регламентує ступінь використання висоти ріжучого рельєфу круга. Такий підхід до аналітичного описання закономірностей процесу шліфування дозволяє багатопараметричну задачу оптимізації параметрів шліфування звести до двопараметричної та суттєво спростити її рішення. Доведено, що у випадку $t < H_{\max}$ (багатопрохідне шліфування) умовна (імовірнісна) поверхня різання приймає асиметричний вигляд відносно осьової площини шліфування, у випадку $t > H_{\max}$ (глибинне шліфування) – приблизно симетричний вигляд. Встановлено, що у випадку $t < H_{\max}$ відсоток працюючих зерен незначний і змінюється у межах 6 ... 12 %. У випадку $t > H_{\max}$ відсоток працюючих зерен більше і становить 44 %. Фізично це обумовлено тим, що у випадку $t < H_{\max}$ зерна проходять в основному "слід у слід" і знімають невеликі за площею поперечного перерізу зрізи. У випадку $t > H_{\max}$ зерна проходять в основному по "свіжому" оброблюваному матеріалу й утворюють зрізи, які за площею поперечного перерізу близькі до площі поперечного перерізу ріжучої частини зерна. Показано, що випадок $t < H_{\max}$ характеризується значними технологічними можливостями із точки зору підвищення продуктивності шліфування внаслідок зменшення площі поперечного перерізу зрізу та силової навантаженості зерен круга.

4. Аналітично на основі використання теоретико-імовірнісного підходу отримано оптимальні рішення щодо визначення умов знімання матеріалу та формування шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфуванні кругами із синтетичних надтвердих матеріалів. Отримано аналітичні залежності для визначення максимальної (імовірнісної) товщини зрізу і параметрів шорсткості оброблюваної поверхні. Виконано оптимізацію параметрів режиму шліфування за критерієм максимально можливої продуктивності обробки. Показано, що максимально можлива продуктивність обробки залежить від видів шліфування: поздовжнього, урізного і тангенціального та визначається характеристиками алмазного круга.

5. Для вибору оптимальних параметрів режиму шліфування і характеристик алмазного круга складено розрахункові номограми, що пов'язують продуктивність обробки, шорсткість і точність розміру обробленої поверхні, питому витрату алмазу, швидкості деталі і круга, поздовжню подачу, зернистість і концентрацію круга із глибиною шліфування та максимальною (наведеною імовірнісною) товщиною зрізу H_{\max} . Це дозволяє оптимізувати параметри процесу шліфування в необхідному напрямі. Виходячи із цього, проведено порівняння розрахункових і експериментальних значень шорсткості обробленої поверхні під час алмазного шліфування та встановлено їхню відмінність у межах 30 %, що пов'язано із прийнятою у розрахунках конусоподібною формою ріжучих зерен.

6. Теоретично та експериментально обґрунтовано ефективність застосування схеми круглого глибинного алмазного шліфування із невеликою швидкістю деталі (1 – 10 м/хв) і поздовжньою подачею, близькою до ширини круга. Ця схема шліфування відмінна від відомих схем круглого глибинного і багатопрхідного шліфування, забезпечує більш високі показники продуктивності обробки та одночасне зменшення питомої витрати алмазу і шорсткості оброблюваної поверхні, особливо під час круглого зовнішнього алмазного шліфування твердосплавних ріжучих багатолезових інструментів в умовах знімання значних припусків. Проведені експериментальні дослідження повністю підтвердили правильність результатів розрахунку. В умовах круглого зовнішнього шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів (фрез, розверток) досягається об'ємна продуктивність обробки (у перекладі на суцільну циліндричну поверхню) на рівні 20 – 40 тис. $\text{мм}^3/\text{хв}$, шорсткість обробленої поверхні – на рівні $R_a = 0,2$ мкм. При цьому на обробленій поверхні виключається утворення припикань, відколів та мікротріщин.

7. У роботі обґрунтовано найбільш ефективні напрями підвищення продуктивності механічної обробки матеріалів, включаючи процеси обробки матеріалів лезовими інструментами та шліфування. Наведено аналіз технологій обробки природних алмазів у діаманти. Показано, що основним недоліком застосування алмазних кругів на металевих зв'язках є обмеження можливості підвищення концентрації зерен до рівня 300 – 400 %, яка досягається застосуванням огранювальних дисків із гальванічним закріпленням дрібнодисперсних алмазних порошків.

Розділ 3

Застосування теоретико-імовірнісного підходу до визначення параметрів процесу шліфування із урахуванням зношування зерен алмазного круга

3.1. Аналітичне описання механізму зношування алмазного круга

Сучасна теорія шліфування відносить зносостійкість алмазного круга до найбільш складних і найменш вивчених питань. Це пояснюють, головним чином, різноманіттям виникаючих у процесі шліфування різних за своєю природою явищ (механічного, теплового, хімічного, адгезійного, дифузійного походження та ін.), які, впливаючи на робочу поверхню алмазного круга, залежно від умов обробки викликають той чи інший вид його зношування. Ще більш складним питанням є аналітичне описання механізму зношування алмазного круга, що дозволяє встановити шляхи зниження витрати коштовного алмазного інструмента під час шліфування важкооброблюваних матеріалів і створити інженерно-прийнятні методики розрахунку його зношування.

Численними дослідженнями [3, 4, 8, 18, 29, 36, 61, 63, 67, 69, 71, 90, 107] встановлено, що зношування алмазного круга під час шліфування твердого сплаву, в основному, залежить від властивостей міцності ріжучих зерен та їх утримання у зв'язці круга. Інтенсивність зношування алмазного круга при цьому визначається максимальною товщиною зрізу та сумарною довжиною шляху зерна у оброблюваному металі. Причому, останній чинник відіграє виключно важливу роль у зношуванні алмазних зерен круга. Якщо припустити, що перед початком експерименту алмазний круг на металевій зв'язці (після його правлення) характеризується певною максимальною висотою та імовірнісним законом виступання вершин зерен над зв'язкою круга, то у процесі шліфування інтенсивність його зношування у часі буде змінюватися нерівномірно. У початковий момент швидкість лінійного зношування алмазного круга буде максимальна, із часом вона зменшується і настане такий момент, коли вона стане практично постійною.

Із фізичної точки зору такий характер зношування алмазного круга є результатом специфіки руйнування ріжучих кромки алмазного круга, що мають форму клина (або наближаються до неї). Під дією навантаження, що виникає під час різання, відбувається відколювання деякої ділянки ріжучого клину, що прилягає до вершини. Переміщення того ж навантаження до вершини знову утвореного ріжучого клина викличе відколювання другої ділянки, яке за об'ємом буде менше першої ділянки. Це зумовлено більшою міцністю овальної форми клину порівняно з гострокутною. Всі наступні мікроруйнування за об'ємом будуть поступати попереднім, і швидкість лінійного зношування алмазного круга із часом обробки зменшиться. Падіння швидкості лінійного зношування алмазного круга буде спостерігатися доти, доки навантаження, що діє на зерно, не перевищить міцність утримання зерна у зв'язці круга або його власну міцність і не призведе до його руйнування.

Проведений аналіз зміни у часі швидкості лінійного зношування алмазного круга підтверджено експериментально. Зі збільшенням часу шліфування швидкість лінійного зношування алмазного круга безперервно зменшується. Після 40 хв шліфування вона практично стабілізується, хоча і надалі спостерігається тенденція до її зменшення.

Таким чином, під час дослідження закономірностей зношування алмазного круга слід прагнути до збереження постійної сумарної довжини шляху зерна в оброблюваному матеріалі і незалежно від умов зміни параметрів режиму шліфування. Це відкриває можливість отримати порівнянні результати та правильно підійти до оцінювання зносостійкості алмазного круга.

Розглянутий механізм зношування алмазного круга – руйнування та стирання алмазних зерен, в основному, від дії механічного чинника – дозволяє провести більш детальний теоретичний аналіз еквівалентної функції питомої витрати алмазу λ , що описується залежністю (2.122), та встановити її зв'язки із основними параметрами процесу шліфування.

У залежності (2.122) лінійне зношування алмазного круга представлено добутком максимальної товщини одиничного зрізу, що характеризує силову навантаженість зерна під час шліфування, і степеневі залежності $l^{1/p}$, яка визначає зміну швидкості лінійного зношування круга із часом обробки. Показник $1/p$ характеризує ступінь нерівномір-

ності зношування круга у часі. Так, для звичайних абразивних, алмазних та ельборових кругів на органічній та керамічній зв'язках, які працюють, в основному, в умовах самозагострювання із постійною у часі швидкістю лінійного зношування, параметр p прагне до одиниці. Для алмазних кругів на металевій зв'язці (без застосування безперервного електроерозійного або електрохімічного правлення) параметр p буде значно більше одиниці. Це пов'язано із тим, що самозагострювання алмазного круга практично відсутнє, зношуванню піддаються, головним чином, зерна, які розкриті попереднім механічним правленням алмазного круга. Тому швидкість лінійного зношування алмазного круга, відповідно до механізму мікроруйнування алмазних зерен, буде із часом обробки зменшуватися аж до повної втрати алмазним кругом ріжучої здатності.

За умови застосування електрофізикохімічних способів правлення алмазного круга, коли поряд зі зношенням зерен відбувається видалення зв'язки і в різання підключаються розташовані нижче зерна, швидкість лінійного зношування алмазного круга стабілізується, і параметр p приймає значення, близькі до одиниці.

Для аналізу залежності (2.122) розглянемо загальну розрахункову схему круглого поздовжнього шліфування (рис. 3.1). Згідно цієї схеми, за один оберт деталі, аналогічно процесу точіння, знімається шар оброблюваного матеріалу площею поперечного перерізу зрізу $B \cdot \Delta t$ із фактичною глибиною шліфування

$$\Delta t = B_1 \cdot \sin \alpha = B_1 \cdot \frac{t}{B} = 2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot \frac{S_{\text{позд}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \frac{t}{B}, \quad (3.1)$$

де B – ширина круга, м;

B_1 – поздовжня подача за оберт деталі, м/об.;

$V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с.

Для визначення максимальної товщини зрізу H_{max} скористаємося залежністю (2.116), попередньо замінивши у ній вираз $t \cdot \frac{B_1}{B}$ залежністю (3.1):

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{V_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t \cdot \frac{4\pi \cdot R_{\text{дет}}}{B}}, \quad (3.2)$$

де b – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, м;
 2γ – кут у вершини зерна;
 k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²;
 $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;
 $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;
 $R_{кр}$ – радіус круга, м.

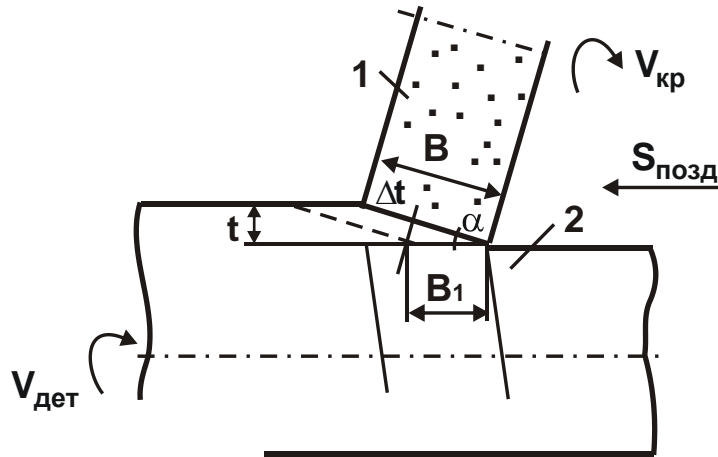


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема параметрів круглого поздовжнього шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Час шліфування τ із урахуванням сталості сумарної довжини шляху зерна в оброблюваному матеріалі визначається залежністю (2.123). Як витікає із залежності (2.123), для забезпечення сталості сумарної довжини шляху зерна в оброблюваному матеріалі і зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ і глибини шліфування t , необхідно зменшувати час шліфування τ .

Еквівалентна функція питомої витрати алмазу λ із урахуванням залежності (2.123) виразиться:

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \times \sqrt[6]{\frac{V_{дет} \cdot S_{позд} \cdot t \cdot \frac{4\pi \cdot R_{дет}}{B}}{4\pi^2 \cdot R_{дет} \cdot R_{кр} \cdot S_{позд} \cdot l^{\frac{1-p}{p}} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}\right)}}}. \quad (3.3)$$

Із залежності (3.3) витікає, що зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ безперервно збільшується еквівалентна функція питомої витрати алмазу λ . Це зумовлено, по-перше, збільшенням параметра H_{max} і лінійного зношування алмазного круга, а, по-друге, зменшенням об'єму зішліфованого оброблюваного матеріалу, що пов'язане зі зменшенням часу шліфування τ , необхідного для підтримання постійної сумарної довжини шляху зерна у оброблюваному матеріалі. Отже, ефективність обробки зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ зменшується. Тому під час вибору оптимальної схеми шліфування слід прагнути до зменшення $V_{дет}$ до технологічно можливого значення. Експериментально отримана залежність питомої витрати алмазу q від швидкості деталі $V_{дет}$ (рис. 3.2, а, крива 1) в умовах алмазного шліфування твердо-сплавної розвертки підтверджує достовірність залежності (3.3).

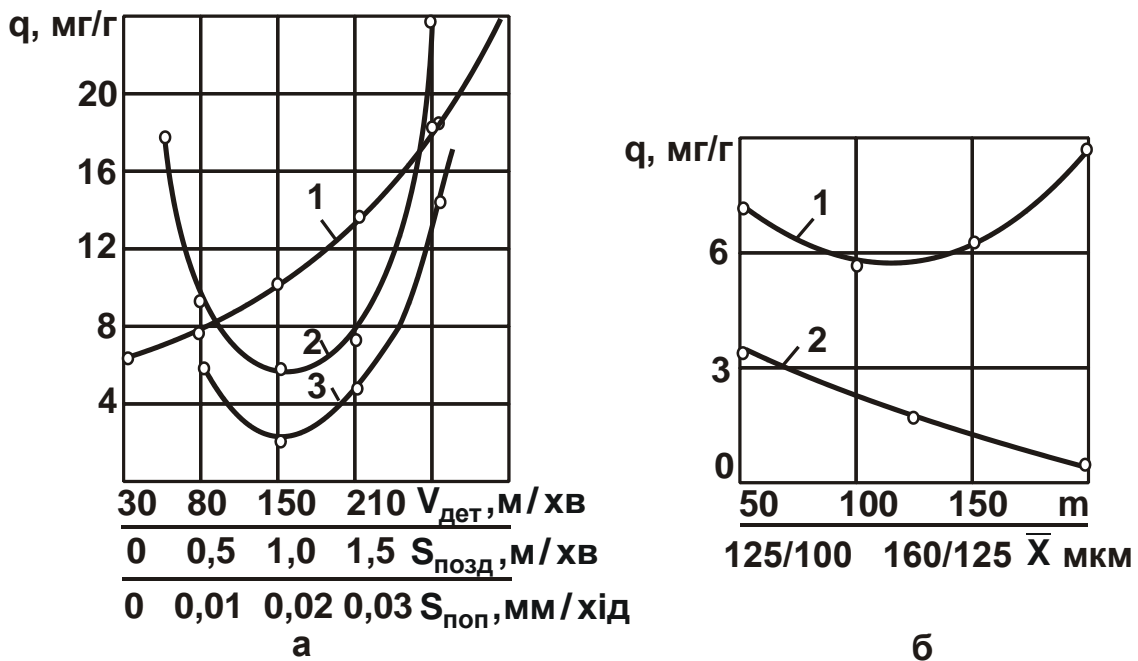


Рисунок 3.2 – Залежності питомої витрати алмазу q від параметрів режиму шліфування $V_{дет}$, $S_{позд}$, $S_{поп}$ (а) і характеристик круга m , \bar{X} (б): а – круг 1А1 250×16×75 АСВ 160/125 М1-01 4; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; $V_{кр} = 30$ м/с; 1 – $S_{позд} = 0,5$ м/хв; $S_{поп} = 0,02$ мм/хід; 2 – $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{позд} = 0,5$ м/хв; 3 – $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{поп} = 0,02$ мм/хід; б – $V_{кр} = 30$ м/с; $S_{позд} = 1$ м/хв; $S_{поп} = 0,02$ мм/хід; $V_{дет} = 30$ м/хв

Важливо провести аналіз зміни еквівалентної функції питомої витрати алмазу λ залежно від поздовжньої і поперечної подач, які, згідно залежності (3.3), однаковою мірою впливають на функцію λ . Зі збільшенням швидкості поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ функція λ зменшується. Це пов'язано із менш інтенсивним збільшенням максимальної товщини зрізу $H_{\text{мах}}$ порівняно зі збільшенням об'єму знятого оброблюваного матеріалу, який змінюється пропорційно $S_{\text{позд}}$. Однак, безмежне збільшення параметра $H_{\text{мах}}$ зі збільшенням $S_{\text{позд}}$ неможливе внаслідок обмеженої міцності зерна та його утримання у зв'язці алмазного круга. Обов'язково настане такий момент, коли збільшення $S_{\text{позд}}$ призведе до перевищення допустимої (за умов міцності) товщини зрізу $H_{\text{мах}}$. У результаті розколювання зерна на більш крупні частини або випадіння зерен із зв'язки відбудеться катастрофічне зношування алмазного круга. Отже, спадаюча залежність функції λ від швидкості поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ матиме місце за умови збільшення параметра $H_{\text{мах}}$ до допустимої (за умов міцності) товщини зрізу $H_{\text{мах}}$. Надалі інтенсивність збільшення зношування алмазного круга перевищить швидкість знімання оброблюваного матеріалу і функція λ (питома витрата алмазу q) буде збільшуватися. Таким чином, швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ неоднозначно впливає на функцію λ , у результаті чого вона буде змінюватися за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму.

Аналогічний характер зміни функції λ залежно від глибини шліфування t . Наведені на рис. 3.2,а експериментальні залежності питомої витрати алмазу q від $S_{\text{поп}}$ (крива 2) і $S_{\text{позд}}$ (крива 3) повністю відповідають теоретичним результатам. Під час встановлення оптимальної схеми шліфування важливо знати оптимальну дольову поздовжню подачу $S_{\text{д}} = B_1/B$, що забезпечує мінімум питомої витрати алмазу q . Для цього слід перетворити залежність (3.3), замінивши в ній швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ виразом $S_{\text{позд}} = B_1/2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot V_{\text{дет}}$:

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \frac{\sqrt[6]{2 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot t \cdot \frac{B_1}{B}}}{\pi \cdot R_{\text{кр}} \cdot B_1 \cdot l^{1-\frac{1}{p}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)}}}. \quad (3.4)$$

Як витікає із залежності (3.4), еквівалентну функцію питомої витрати алмазу λ можна зменшити шляхом застосування схеми шліфування із поздовжньою подачею V_1 , що дорівнює ширині круга, тобто за умови $S_d = 1$. Поряд із зменшенням еквівалентної функції λ , ця схема шліфування дозволяє досягти найбільшої продуктивності обробки.

Мінімальне значення функції λ_{\min} визначається залежністю (2.126). Аналіз залежності (2.126) показує, що найбільш ефективною схемою шліфування є глибинне шліфування із поздовжньою подачею, що дорівнює ширині круга, та мінімально технологічно можливою швидкістю деталі $V_{\text{дет}} = 1 \dots 10$ м/хв. Поперечну подачу можна прийняти рівною величині припуску, що знімається. Пропонована схема шліфування суттєво відрізняється від традиційно застосовуваних схем багатопрохідного і глибинного алмазного шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів [17], де дольова поздовжня подача S_d не перевищує 0,1 ширини круга, а швидкість деталі знаходиться у межах 20 – 30 м/хв.

Експериментальні дослідження показали, що застосування такої схеми шліфування дозволяє зменшити питому витрату алмазу до економічно прийняттого рівня $q \cong 1$ мг/г. Це відкриває можливості заміни абразивного шліфування алмазним на операціях круглого зовнішнього шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів.

Аналітичне описання залежності питомої витрати алмазів від параметрів режиму шліфування справедливе для кругів однієї характеристики. Щоб з'ясувати вплив зернистості та об'ємної концентрації круга на питому витрату алмазу, еквівалентну функцію λ , що визначається залежністю (2.122), необхідно подати у вигляді, яка містить крім параметрів H_{\max} , $l^{1/p}$ і $\vartheta_{\text{об'єм}}$, кількість працюючих зерен на одиниці площі круга k_1 і час шліфування τ :

$$\lambda = \frac{H_{\max} \cdot l^{1/p} \cdot k_1 \cdot \tau}{\vartheta_{\text{об'єм}}}.$$

Під час аналізу цієї залежності, як і залежності (2.122), слід виходити із умови, що об'ємне зношування алмазного круга пропорційне навантаженню $P \approx H_{\max}$, яке діє на окреме максимально виступаюче зі зв'язки круга алмазне зерно, та кількості працюючих зерен k_1 і часу шліфування

τ . Кількість працюючих зерен k_1 визначається із урахуванням залежності для визначення поверхневої концентрації зерен (1.44).

Рівномірний закон розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки алмазного круга виражається залежністю:

$$k_1 = k \cdot \frac{H_{\max}}{b} = \frac{3m \cdot (1-\varepsilon) \cdot H_{\max}}{200\pi \cdot \bar{X}^2 \cdot b}, \quad (3.5)$$

де $b = (1-\varepsilon) \cdot \bar{X}$ – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, м.

Між максимальною товщиною зрізу H_{\max} і параметрами k і b існує кінематичний зв'язок. Для зручності аналізу його можна виразити безрозмірним параметром μ ($H_{\max} = \mu \cdot b$), що характеризує ступінь використання у процесі шліфування висоти рельєфу круга і змінюється у межах 0 ... 1:

$$\mu = \sqrt[3]{\frac{600 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot (1-\varepsilon)^3 \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{V_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t \cdot \frac{4\pi \cdot R_{\text{дет}}}{B}}. \quad (3.6)$$

Перетворимо залежність (3.4) із урахуванням залежностей (2.123), (3.5) і (3.6):

$$\lambda = \frac{4,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt{V_{\text{дет}}}}{\text{tg}\gamma \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t \cdot B \cdot \mu \cdot (1-\varepsilon) \cdot \bar{X}}}. \quad (3.7)$$

Із залежностей (3.6) і (3.7) витікає, що зі зменшенням об'ємної концентрації зерен круга m і, відповідно, збільшенням коефіцієнта μ відбувається зменшення еквівалентної функції λ . Це зумовлено спадаючим характером швидкості зміни коефіцієнта μ залежно від об'ємної концентрації зерен круга m . Однак така закономірність справедлива зі збільшенням коефіцієнта μ до значення $\mu^{\text{доп}}$, що визначає допустиму (за умов міцності) товщину зрізу. Подальше збільшення коефіцієнта μ призведе до інтенсивного руйнування, виривання зерен із зв'язки і значного збільшення лінійного зношування алмазного круга. Таким чином, як і для параметрів режиму шліфування $S_{\text{позд}}$ і t , еквівалентна функція λ зі зміною об'ємної концентрації зерен круга m змінюється за екстремальною залежністю. Це пов'язано із існуванням допустимої (за умов

міцності) товщини зрізу, за досягненням якої еквівалентна функція питомої витрати алмазу λ приймає мінімальне значення.

Експериментальні дослідження показали екстремальний характер залежності $q - m$ (рис. 3.2,б), що відповідає теоретичним результатам.

Із аналізу залежності (3.7) витікає, що функція λ_{\min} , яка відповідає умові $\mu = \mu^{\text{доп}}$, не залежить від об'ємної концентрації зерен круга m , хоча гранична кінематична продуктивність обробки процесу шліфування із урахуванням залежності (1.26) прямо пропорційне пов'язана із об'ємною концентрацією зерен круга m :

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot V_{\text{кр}} \cdot B_1 \cdot \mu^3}{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sqrt{t}. \quad (3.8)$$

Як витікає із залежності (3.8), із кінематичного погляду доцільно збільшувати об'ємну концентрацію зерен круга m . Це дозволить без зменшення зносостійкості алмазного круга підвищити продуктивність обробки. Однак за надмірним збільшенням параметра m зменшиться міцність утримання зерна у зв'язці круга. У результаті допустима (за умов міцності) товщина зрізу, що визначається величиною $\mu^{\text{доп}}$, призведе до підвищеного зношування алмазного круга і, згідно залежності (3.8), – до зменшення граничної кінематичної продуктивності обробки Q .

Зі збільшенням зернистості круга \bar{X} , згідно залежності (3.7), зменшується функція λ_{\min} , тоді як гранична кінематична продуктивність обробки не залежить від зернистості круга \bar{X} . Така закономірність обумовлена тим, що збільшення зернистості круга \bar{X} за квадратичною залежністю викликає зменшення параметра k_1 і за лінійною залежністю – збільшення товщини одиничного зрізу $H_{\text{max}} = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$. Їх добуток у залежності (3.4) призводить до зменшення еквівалентної функції питомої витрати алмазу λ зі збільшенням зернистості круга \bar{X} . Отже, збільшення зернистості круга \bar{X} дозволяє зменшити питому витрату алмазу без зменшення продуктивності обробки. Таким чином, розглянутий механізм зношування алмазного круга отримав зручне аналітичне описання, прийнятне для вирішення інженерних завдань прикладного і методологічного характеру, зокрема, цілеспрямованого експериментального пошуку оптимальних умов шліфування.

3.2. Кінетика утворення ріжучого рельєфу алмазного круга у процесі шліфування

Численними дослідженнями [4, 8, 29, 30, 61, 67, 90, 101] зношування алмазного круга, що працює в режимі самозаточування, встановлено, що у процесі шліфування після певного часу приробітку на його поверхні утворюється стійкий ріжучий рельєф, який надалі незалежно від лінійного зношування алмазного круга залишається практично незмінним і визначає інтенсивність знімання матеріалу. Значно впливають на формування ріжучого рельєфу алмазного круга режим шліфування, характеристики круга та оброблюваний матеріал, які зумовлюють різне співвідношення між силовою навантаженістю зерен і їх міцністю, ступенем зношування зерен та їх виступанням над зв'язкою круга.

Як показує практика застосування алмазного шліфування, для кожної взаємодіючої пари "алмазний круг – оброблюваний матеріал" завжди існує оптимальний ріжучий рельєф круга, шліфування яким забезпечує найкраще поєднання технологічних показників обробки. Однак завдання його визначення вирішено далеко не повністю, що пов'язано, в основному, із відсутністю аналітичного рішення, що дозволяє встановити загальну закономірність роботи алмазного круга у режимі самозагострювання. Традиційно для обґрунтування механізму зношування алмазного круга та умов утворення стійкого ріжучого рельєфу на його робочій поверхні розглядають зношування одиничного зерна без урахування спільної (імовірнісної) роботи інших зерен і розподілу сил різання, що діють на них. Крім того, не враховується зношування зерна до його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки алмазного круга, хоча насправді ресурс зерна визначається саме періодом його стирання і поверхневого мікровідколювання. Вивчити ці питання із застосуванням методів теорії пружності, теорії пластичності, теорії руйнування тощо фактично неможливо через складність аналітичного описання контактних процесів, виникаючих під час шліфування. Набагато простіше отримати принципові кінетичні рішення, приймаючи у розрахунках встановлену належним чином залежність "об'єм зруйнованої частини зерна – сила різання".

Тому в роботі запропоновано математичну модель утворення сталого ріжучого рельєфу алмазного круга із урахуванням імовірнісної

роботи та зношування всіх зерен круга. Це дозволило розкрити ряд фізичних особливостей у механізмі зношування алмазного круга та науково обґрунтовано підійти до оцінювання його зносостійкості [46].

Через декілька дотиків алмазного круга із оброблюваною деталлю відбудеться руйнування наступного найбільш виступаючого зерна і підключення до різання нового, нижче розташованого, зерна. Отже, кількість зруйнованих зерен або зерен, які випали зі зв'язки алмазного круга, постійно буде компенсуватися новими зернами, а зношування алмазного круга підпорядковуватися рівномірному закону.

Для аналітичного описання процесу стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга слід встановити ступінь зношування максимально виступаючого зерна від його стирання і поверхневого мікровідколювання до моменту досягнення на ньому граничного навантаження та його об'ємного руйнування. Тому зношування алмазного круга у роботі досліджено на прикладі урізного шліфування оброблюваної деталі у вигляді пластини, що рухається із постійною швидкістю у радіальному напрямі до робочої поверхні круга. Для цього виділено шар зерен dy_s , що мають висоту виступання над зв'язкою круга $(y - y_s)$ (рис. 3.3), і розглянуто утворення відносної повноти профілю круга від їх накладання на плоску площину оброблюваної деталі, що збігається із діаметральною площиною круга.

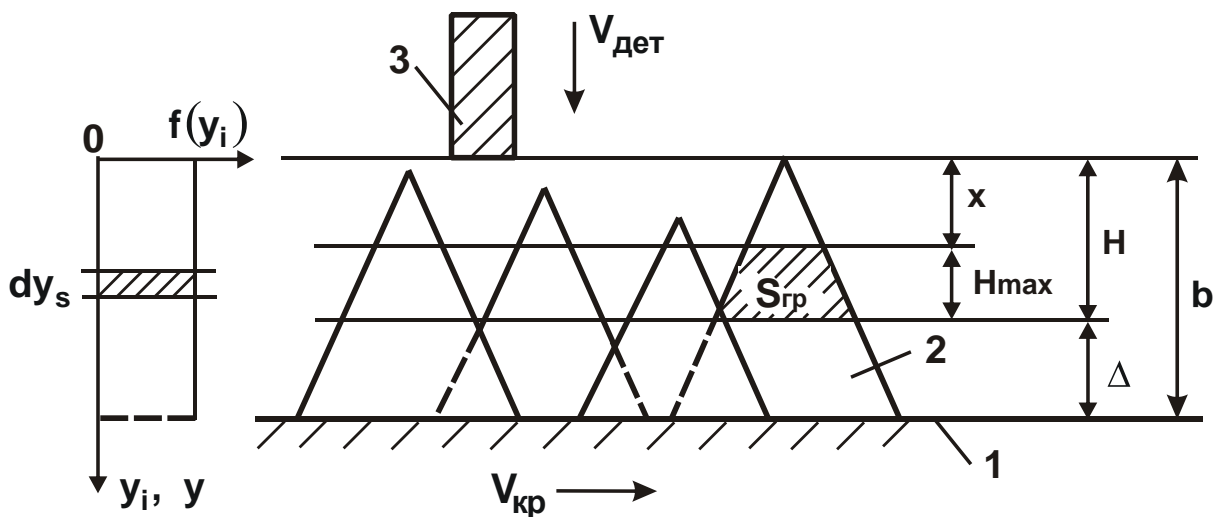


Рисунок 3.3 – Розрахункова схема відносної повноти профілю круга із урахуванням зношування алмазних зерен:

1 – зв'язка круга; 2 – алмазні зерна; 3 – оброблювана деталь

Під час взаємного горизонтального руху dn зерен і радіального руху оброблюваної деталі на її плоскій площині утворюються зрізи різної товщини, які підпорядковуються рівномірному закону розподілу. Відносна повнота профілю елементарного зрізу, за аналогією із залежністю (2.2), аналітично опишеться:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \quad (3.9)$$

де a_s – довжина верхньої основи трапеції (на поверхні зерна), м;

B – ширина круга, м;

$$dn = n \cdot \frac{1}{b} \cdot dy_i.$$

Сумарний профіль від таких зрізів отримаємо імовірнісним підсумовуванням, для чого здійснимо перехід від імовірнісної функції $\varepsilon_i(y)$ до протилежної імовірнісної функції $\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y)$ із використанням теореми множення незалежних випадкових величин:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} \Phi_i(y) = e^{-\frac{dn}{B} \cdot [(a_s \cdot (y - y_a) + tg\gamma \cdot (y - y_a)^2)]}. \quad (3.10)$$

Відносну повноту профілю від усіх зерен, що приймають участь у різанні, можна отримати множенням функції $\Phi(y)$ від усіх елементарних шарів зерен. Для цього величину a_s виразимо залежністю: $a_s = 2tg\gamma \cdot (y_a - y_s)$, у якій вираз $(y_a - y_s)$ замінено виразом $\eta \cdot (y - y_s)$, де $\eta = x/H$ – безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь затуплення зерна і змінюється у межах $0 \dots 1$ (для загостреного зерна $\eta = 0$, для затупленого зерна $\eta \rightarrow 1$); x – величина лінійного зношування зерна, м; H – максимальна умовна глибина впровадження зерна в оброблюваний матеріал, що відраховується від вершини вихідного незношеного максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна, м. За суттю, безрозмірний коефіцієнт η визначає ступінь затуплення (зношування) зерна до його об'ємного руйнування.

У розрахунковій схемі прийнято, що лінійне зношування зерна пропорційне товщині зрізу. Тоді після перетворень залежності (3.10) маємо:

$$\Phi_{\text{заг}} = e^{-\frac{n \cdot tg\gamma \cdot (1 - \eta^2) \cdot y^3}{b \cdot B \cdot 3}}. \quad (3.11)$$

Загальна кількість зерен n , що приймає участь у різанні під час руху оброблюваної деталі зі швидкістю $V_{дет}$ у шарі зерен висотою b , дорівнює:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{b}{V_{дет}}. \quad (3.12)$$

Із урахуванням залежності (3.12) залежність (3.11) прийме вигляд:

$$\Phi_{заг} = e^{-\left[\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot (1-\eta^2) \cdot V_{кр} \cdot y^3}{b \cdot V_{дет}} \right]}. \quad (3.13)$$

Відповідно, відносна повнота профілю круга $\varepsilon(y)$ із урахуванням зношування зерен круга аналітично виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\left[\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot (1-\eta^2) \cdot V_{кр} \cdot y^3}{b \cdot V_{дет}} \right]}. \quad (3.14)$$

Залежність (3.14) за умов $\eta = 0$ і $V'_{дет} = V_{дет}$ приймає вигляд залежності (2.16), що указує на достовірність виконаних розрахунків.

Максимальна глибина впровадження оброблюваної деталі у робочу поверхню круга, коли на її плоскій площині утворюється повний профіль, тобто відбувається повне знімання оброблюваного матеріалу, може бути визначена за умови $\varepsilon(y = H) = 0,95$:

$$H = 3 \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1-\eta^2)}}. \quad (3.15)$$

Максимальна товщина зрізу $H_{маx}$ визначається залежністю:

$$H_{маx} = H - x = H - \eta \cdot H = (1 - \eta) \cdot H. \quad (3.16)$$

Після підстановки залежності (3.15) у залежність (3.16) отримано:

$$H_{маx} = 3 \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot (1-\eta)^2}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1+\eta)}}. \quad (3.17)$$

Виражаючи параметри k і b залежностями (1.26) і (1.27) та розглядаючи замість швидкості деталі $V_{дет}$ залежність (2.22), визначено параметри H і $H_{маx}$ для схеми круглого шліфування:

$$H = 3 \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1-\eta^2)}}; \quad (3.18)$$

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 + \eta)}}. \quad (3.19)$$

Для визначення безрозмірного коефіцієнта η прийнято, що лінійне зношування круга відбувається, головним чином, у результаті об'ємного руйнування зерен від дії на них граничного (руйнівного) навантаження. Випадіння зерен зі зв'язки круга, через високу міцність їх утримання, у першому наближенні, у розрахунках не розглядається. Граничне навантаження прийняте пропорційним граничній площі поперечного перерізу зрізу $S_{\text{гр}}$, яка у залежності від максимальної товщини зрізу $H_{\max} = (1 - \eta^2) \cdot H$ і безрозмірного коефіцієнта η , може розташовуватися на різній відстані від вершини вихідного конусоподібного зерна (рис. 3.3):

$$S_{\text{гр}} = \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2). \quad (3.20)$$

Вирішуючи спільно залежності (3.19) і (3.20), отримано залежність для визначення безрозмірного коефіцієнта

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{гр}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}. \quad (3.21)$$

Як витікає із залежності (3.21), зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (що відповідає підвищенню продуктивності обробки) безрозмірний коефіцієнт η збільшується. Отже, стабілізація ріжучого рельєфу алмазного круга відбувається на більшому віддаленні від вершини вихідного максимально виступаючого зерна, тобто перш, ніж зерно об'ємно зруйнується, воно зазнає значного зношування від стирання і мікровідколювання кромки. Виступання таких зерен над зв'язкою круга зменшується, радіуси заокруглення у вершин збільшуються, і ріжучий рельєф круга є більш згладженим. Отриманий результат обумовлений тим, що зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ гранична площа поперечного перерізу зрізу $S_{\text{гр}}$, що відповідає руйнівному навантаженню, розташована на більшій відстані від вершини вихідного зерна:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{гр}}}. \quad (3.22)$$

Збільшення величини $S_{гр}$, тобто міцності зерна, за заданим режимом шліфування, як витікає із залежності (3.22), призводить до зменшення лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування. На робочій поверхні круга утворюється більш розвинутий ріжучий рельєф. При цьому лінійне зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування x і максимальна товщина зрізу H_{max} визначаються залежностями:

$$x = \eta \cdot H = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гр}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}} \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{гр}}; \quad (3.23)$$

$$H_{max} = (1 - \eta) \cdot H = \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гр}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}}\right) \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{гр}}. \quad (3.24)$$

Аналіз залежностей (3.21), (3.23) і (3.24) показує, що стабілізація ріжучого рельєфу алмазного круга відбудеться за умови

$V_{дет} > \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гр}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2}$. За іншої умови навантаження, що діє на зерно, не

досягне граничного значення і руйнування зерен не відбудеться. Зерна будуть піддаватися, головним чином, стиранню та мікровідколюванню із утворенням на них майданчиків зношування, що викличе підвищену теплову напруженість процесу і затуплення алмазного круга. Таку закономірність зношення спостерігають за умови неправильного вибору характеристики алмазного круга, особливо на технологічних операціях, коли міцності зерен і зв'язки круга можуть перевищувати виникаючі сили різання.

Отримане рішення повністю підтверджується практичними рекомендаціями, за якими під час шліфування на "м'яких" режимах різання ефективно застосовувати алмазні круги зі зниженою міцністю зерен та зв'язки (тобто алмазні круги, що працюють у режимі самозагострювання без утворення значних майданчиків зношування на вершинах ріжучих зерен).

Подальший аналіз залежності (3.21) показує, що із перевищенням швидкістю деталі певної величини ріжучий рельєф алмазного круга не забезпечуватиме повного знімання оброблюваного матеріалу, який підводиться до зони різання, що відповідає умові $\varepsilon(y) = 0,95$. Незнятий матеріал у вигляді гребінців мікронерівностей почне інтенсивне контакту-

вати зі зв'язкою круга, руйнуючи її, оголюючи зерна та зменшуючи міцність утримання їх у зв'язці круга. Об'ємне руйнування зерна у цих умовах не відбудеться, оскільки навантаження, що діє на зерно, завжди буде менше граничного навантаження внаслідок зменшення міцності утримання зерна у зв'язці круга. Основний вид зношування алмазного круга при цьому – випадіння зерен зі зв'язки круга, якому обов'язково передують стирання і поверхневе мікровідколювання кромки зерен.

Важливо застосувати отримані аналітичні рішення для виконання оптимізації процесу шліфування за відносною витратою алмазу. Під час сталого у часі процесу шліфування за кожен дотик алмазного зерна із оброблюваним матеріалом відбувається його лінійне зношування на величину $\eta \cdot H_{\max}$. Лінійне знімання оброблюваного матеріалу за один оберт алмазного круга дорівнює $h = V_{\text{дет}} \cdot \tau$, де τ – час одного оберту алмазного круга, с. Функцію відносної витрати алмазу q отримано відношенням величин $\eta \cdot H_{\max}$ і h :

$$q = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{гр}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}} \cdot \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{гр}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}\right) \cdot \frac{9 \cdot b}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{гр}} \cdot \tau} \quad (3.25)$$

Виконані розрахунки показали, що відносна витрата алмазу q зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ безперервно зменшується або, залежно від поєднання інших параметрів, може залишатися практично незмінною, тобто найбільш згладжений рельєф алмазного круга характеризується підвищеною зносостійкістю. Однак така закономірність є справедливою до граничного значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, перевищення якого призведе до випадіння зерен зі зв'язки алмазного круга без їх об'ємного руйнування та підвищення відносної витрати алмазу q . Отже, для будь-якої взаємодіючої пари "алмазний круг – оброблюваний матеріал" завжди існує оптимальний ріжучий рельєф алмазного круга, що забезпечує мінімум відносної витрати алмазу q .

На рис. 3.4 графічно показано закономірність, що характеризує зміну механізму зношування алмазного круга та відповідні йому значення відносної витрати алмазу q залежно від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

Розглянемо більш детально цю закономірність. Під час вирішення завдань аналітичної оптимізації параметрів шліфування традиційно застосовують кінематико-геометричний підхід для описання процесу

масового знімання оброблюваного матеріалу ріжучими зернами. Фізична сутність шліфування, що полягає у зношуванні алмазного круга та безперервній зміні параметрів його ріжучого рельєфу, у розрахунках не враховується. У результаті оптимізація параметрів шліфування виконується фактично для конкретного рельєфу алмазного круга, який незалежно від зміни умов шліфування залишається постійним.

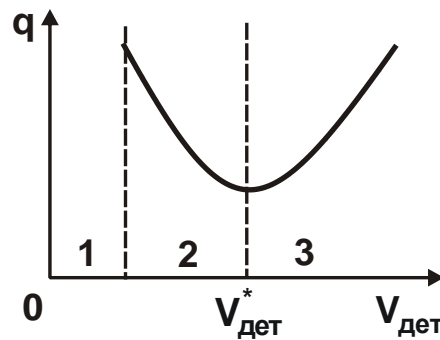


Рисунок 3.4 – Залежність відносної витрати алмазу q від швидкості деталі $V_{дет}$: 1 – стирання та поверхневе руйнування зерен (затуплення алмазного круга); 2 – об'ємне руйнування зерен (самозагострювання алмазного круга); 3 – випадіння зерен зі зв'язки алмазного круга

Разом із тим, виходячи із встановлених аналітичних залежностей, витікає, що для кожного поєднання параметрів режиму шліфування, характеристик алмазного круга та оброблюваного матеріалу на робочій поверхні алмазного круга, який працює у режимі самозагострювання, утворюється конкретний ріжучий рельєф. Шліфування алмазним кругом із таким рельєфом завжди характеризується мінімумом відносної витрати алмазу, який обумовлено переходом одного механізму зношування круга в інший – домінуючого об'ємного руйнування зерен у їх передчасне випадіння зі зв'язки від дії статичних перевантажень (рис. 3.4).

Зменшення відносної витрати алмазу q зі зміною швидкості деталі у діапазоні $V_{дет} < V_{дет}^*$ пов'язане зі збільшенням лінійного зношування зерен до їх об'ємного руйнування, оскільки на робочій поверхні алмазного круга утворюється більш згладжений рельєф. У точці мінімуму відносної витрати алмазу q сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, одночасно дорівнює силі, що руйнує зерно, і силі, що утримує його у зв'язці алмазного круга. У діапазоні $V_{дет} < V_{дет}^*$ сила

утримання зерна у зв'язці більше руйнівної сили, а у діапазоні $V_{\text{дет}} > V_{\text{дет}}^*$ – навпаки. Критична глибина залягання зерен у зв'язці у точках мінімуму відносної витрати алмазу q незалежно від поєднання параметрів режиму шліфування залишається приблизно однаковою, тоді як величина лінійного зношування зерен до їх об'ємного руйнування, максимальна товщина зрізу і об'єм міжзереного простору для розміщення стружки змінюються. Така умова справедлива для різних характеристик алмазних кругів, режимів шліфування і тому її можна прийняти за умову оптимізації шліфування, оскільки вона відображає геометричну, кінематичну і фізичну сторони функціонування процесу шліфування.

Таким чином, використовуючи принцип енергетичної рівноваги системи "алмазний круг – оброблюваний матеріал", який виражається у рівності внутрішніх і зовнішніх сил, що діють на алмазне зерно, та мінімізуючи відносну витрату алмазу, можна порівняти різні за фізичною сутністю варіанти шліфування і вибрати із них оптимальний.

Основне рівняння оптимізації має такий вигляд: сума лінійного зношування зерен до їх об'ємного руйнування, максимальної товщини зрізу і висоти міжзереного простору круга, необхідного для розміщення стружки – є постійна величина, що дорівнює висоті виступання незношеного зерна над зв'язкою круга. Залежність для визначення максимальної товщини зрізу отримано на основі імовірнісних розрахунків для оптимального ріжучого рельєфу алмазного круга і враховує лінійне зношування зерен до їх об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки величинами майданчиків зношування, що утворюються на зернах алмазного круга.

Умовою стабілізації ріжучого рельєфу і самозагострювання алмазного круга прийнято рівність сили різання максимально виступаючим зерном і сили, що руйнує зерно. Розрахунки, виконані для зовнішнього круглого поздовжнього шліфування твердосплавних і швидкоріжучих інструментів, показали, що найбільш переважним варіантом високопродуктивного алмазного шліфування є глибинне шліфування із незначною швидкістю деталі та поздовжньою подачею, близькою до ширини круга. При цьому встановлено, що чим більше глибина шліфування, тим меншою має бути швидкість деталі. Зі зменшенням швидкості деталі та, відповідно, збільшенням глибини шліфування лінійне зношування зерен до їх об'ємного руйнування максимальне, тобто макси-

мально використовуються ріжучі властивості алмазів, а максимальна товщина зрізу мінімальна. Незважаючи на те, що на ріжучих зернах утворюються найбільші майданчики зношування, рельєф алмазного круга найменш розвинений, а умовне напруження різання максимальне, відносна витрата алмазу набуває найменших значень. Робота зерен переходить у режим їхнього об'ємного руйнування, що економічно ефективніше порівняно із роботою алмазного круга у режимі інтенсивного випадіння малозношених зерен зі зв'язки. Експериментальні дослідження підтвердили достовірність проведеної аналітичної оптимізації параметрів шліфування. У точках мінімуму величина відносної витрати алмазу зі збільшенням глибини шліфування зменшується, продуктивність обробки залишається практично незмінною, а параметр R_a зменшується.

Важливо розглянути вплив міцності алмазного зерна, зв'язки круга та оброблюваного матеріалу на умови формування мінімуму відносної витрати алмазу q . Для цього слід скористатися залежністю (3.22), із якої витікає, що зі збільшенням величини $S_{гр}$ зношування зерна h залишиться постійним за умови пропорційного збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ і, відповідно, продуктивності обробки. Отже, однакове лінійне зношування зерна h більшої міцності досягається за більшої продуктивності обробки. Аналогічно впливає на величину h підвищення міцності зв'язки алмазного круга, оскільки більш міцна зв'язка дозволяє збільшити ступінь зношування зерна до його об'ємного руйнування і, отже, інтенсифікувати режим шліфування.

Як витікає із залежності (3.22), зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу величина $S_{гр}$ зменшується, і мінімум відносної витрати алмазу q переміщується у область менших значень швидкості деталі $V_{дет}$. Отримані аналітичні рішення щодо зношування алмазного круга та утворення стійкого ріжучого рельєфу на його робочій поверхні підтверджуються результатами експериментальних досліджень [4, 29, 61, 90]. Таким чином, завдяки теоретико-імовірнісному підходу до визначення параметрів процесу шліфування з'явилася можливість розроблення методики розрахунку зношування алмазного круга і параметрів його ріжучого рельєфу в часі, де вихідними даними є характеристики міцності зерен і зв'язки алмазного круга, оброблюваного матеріалу і параметри режиму шліфування.

3.3. Теоретичний аналіз закономірностей самозагострювання алмазного круга

Незважаючи на інтенсивний розвиток комбінованих процесів алмазного шліфування, заснованих на введенні у зону різання додаткової енергії у формі електричних розрядів чи електрохімічних процесів, основний обсяг алмазного шліфування виконується в умовах, що характеризуються роботою алмазного круга у режимі самозагострювання. Таке шліфування має низку переваг і завдяки появі нових алмазних кругів на металевих зв'язках, що працюють у режимі самозагострювання, успішно конкурує із процесами алмазного шліфування, заснованими на введенні у зону різання додаткових видів електричної енергії.

Під час роботи алмазного круга у режимі самозагострювання його робоча поверхня не вимагає правлення і формується безпосередньо у процесі взаємодії з оброблюваним матеріалом. Це дозволяє тривалий час підтримувати високу ріжучу здатність алмазного круга. Процес самоформлення ріжучого рельєфу алмазного круга – складне явище, єдина думка відносно нього досі відсутня. Тому в роботі наведено результати дослідження механізму самоформлення ріжучого рельєфу алмазного круга та його зношування із позицій енергетичної рівноваги елементів системи "алмазний круг – оброблюваний матеріал".

Виходячи із принципу енергетичної рівноваги, режим самозагострювання алмазного круга можливий за умови рівності енергії різання і енергії, що споживається на відновлення ріжучих властивостей алмазного круга. Для постійного оновлення ріжучого рельєфу алмазного круга необхідно, щоб енергії різання було достатньо для руйнування зношених зерен та видалення їх зі зв'язки круга. Сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, повинна дорівнювати силі руйнування зерна або перевищувати її. У іншому випадку алмазний круг працюватиме у режимі затуплення і його необхідно часто піддавати правленню.

Для встановлення умов стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга, за яких у системі "алмазний круг – оброблюваний матеріал" настає енергетична рівновага, слід скористатися аналітичними рішеннями, наведеними у п. 3.2 для умов урізного шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із постійною швидкістю $V_{дет}$.

У розрахунковій схемі величина майданчика зношування на зерні залежить від товщини шару металу, що зрізає це зерно. Вихідний закон рівновисотності вершин зерен, прийнятий рівномірним, у процесі шліфування трансформується у нормальний закон відповідно до розподілу майданчиків зношування. Максимальна глибина впровадження металу в робочу поверхню круга H , що відраховується від вершини вихідного максимально виступаючого зерна (рис. 3.5), і визначає умови утворення на оброблюваній поверхні повного профілю, тобто повне знімання металу, аналітично описується залежністю (3.22). Граничну площу поперечного перерізу зрізу можна подати у вигляді: $S_{гр} = P / \sigma$, де P – сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, H ; σ – умовне напруження різання, H/m^2 . Тоді величина H опишеться залежністю:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sigma}{k \cdot V_{кр} \cdot P}, \quad (3.26)$$

де b – максимальна висота виступання незношених зерен над рівнем зв'язки круга, м;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./ m^2 ;

$V_{кр}$, $V_{дет}$ – відповідно, швидкості круга і деталі, м/с.

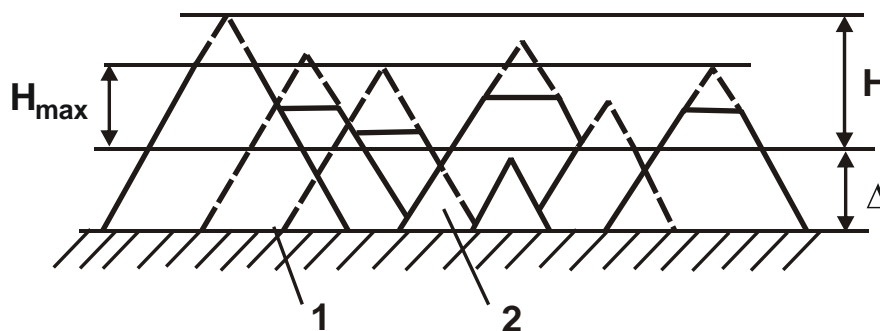


Рисунок 3.5 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування:
1 – зв'язка круга; 2 – алмазні зерна

Аналіз залежності (3.26) показує, що за заданою продуктивністю обробки, що визначається швидкістю деталі $V_{дет}$, сила різання P , що діє на максимально виступаюче зерно, може приймати різні значення залежно від ступеня згладжування ріжучого рельєфу алмазного круга. Так, у початковий момент шліфування, коли круг має розвинений рельєф, параметр H невеликий, а сила різання, яка діє на максимально виступаюче зерно, приймає найбільше значення, що і визначає підвищене

зношування алмазного круга. Із часом обробки через збільшення лінійного зношування зерен та утворення більш згладженого ріжучого рельєфу алмазного круга максимальна товщина зрізу H_{\max} , що визначається залежністю (3.24), зменшується і призводить до зменшення сил різання, що діють на ріжучі зерна. Це, своєю чергою, зменшує зношування алмазного круга. Така закономірність утворення ріжучого рельєфу алмазного круга буде справедлива до тих пір, доки сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, не досягне сили руйнування зерна і об'ємно його не зруйнує. Після цього максимально виступаючим зерном стане інше зерно, розташоване на нижчому рівні. За умови встановлення енергетичної рівноваги, у системі "алмазний круг – оброблюваний матеріал" ріжучий рельєф алмазного круга набуде стійкого стабільного стану і зношування круга у часі залишатиметься практично незмінним. При цьому питома витрата алмазів зі збільшенням $V_{\text{дет}}$ зменшиться, а умовне напруження різання збільшиться.

Описаний механізм зношування алмазного круга та самозаточування його ріжучого рельєфу буде мати місце за умови зміни швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ до певного значення, після чого у зв'язку зі зменшенням міцності утримання зерен у зв'язці алмазного круга сила руйнування зерна перевищить силу утримання його у зв'язці. Переважним видом зношування у цих умовах стане випадіння незруйнованих зерен зі зв'язки алмазного круга, хоча одночасно частина зерен все ж таки буде об'ємно руйнуватися. Умовою енергетичної рівноваги за таким механізмом зношування алмазного круга буде рівність сили різання, що діє на максимально виступаюче зерно, і сили, що утримує це зерно у зв'язці алмазного круга.

Для встановлення закономірностей зміни параметра H розглянемо схему круглого поздовжнього шліфування та припустимо, що сила утримання зерна у зв'язці алмазного круга змінюється за залежністю:

$$P = P_0 - \alpha[(H + \Delta) - b], \quad (3.27)$$

де P_0 – сила руйнування зерна, H ;

$\Delta = V_{\text{дет}} \cdot t / V_{\text{кр}}$ – товщина шару стружок, які заповнюють міжзеренний простір алмазного круга, м;

t – глибина шліфування, м;

α – розмірний коефіцієнт.

Радіальна швидкість впровадження металу у робочу поверхню круга під час круглого поздовжнього шліфування описується залежністю (2.44).

Після підстановки залежностей (3.27) і (2.44) у залежність (3.26) та розв'язання квадратного рівняння, отримано:

$$H = \frac{1}{2 \cdot \alpha} (P_0 - \alpha \cdot \Delta + \alpha \cdot b) \pm \sqrt{\frac{1}{4 \cdot \alpha^2} (P_0 - \alpha \cdot \Delta + \alpha \cdot b)^2 - \frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot t} \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\alpha \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (3.28)$$

Під час вибору знака у залежності (3.28) необхідно виходити із того, що зі збільшенням параметрів режиму шліфування $V_{\text{дет}}$ або t другий доданок у підкореному вираженні має призводити до зменшення значення H , а перший доданок – до збільшення. Очевидно, що це виконується зі знаком "-". Для спрощення залежності (3.28) помножимо та розділимо її на величину, спряжену величині H :

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot t} \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\alpha \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \left[\frac{1}{2\alpha} (P_0 - \alpha\Delta + \alpha b) + \sqrt{\frac{1}{4\alpha^2} (P_0 - \alpha\Delta + \alpha b)^2 - \frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot t} \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\alpha \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \right]}. \quad (3.29)$$

Оскільки зі зміною параметрів режиму шліфування $V_{\text{дет}}$ і t другий доданок підкореного виразу, що визначає висоту виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга, порівняно із першим доданком змінюється менш інтенсивно, то їм можна знехтувати. Тоді залежність (3.29) спроститься:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot t} \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (P_0 - \alpha \cdot \Delta + \alpha \cdot b)}. \quad (3.30)$$

Аналіз залежності (3.30) показує зменшення величини H зі збільшенням глибини шліфування t . Це призводить до зменшення лінійного зношування зерен до моменту їх випадіння зі зв'язки алмазного круга і, згідно залежності (3.27), до збільшення одиничних сил різання. Отри-

маний результат обумовлено тим, що зі збільшенням продуктивності обробки зменшення глибини закладення зерна у зв'язці круга відбувається менш інтенсивне порівняно зі збільшенням об'єму міжзеренного простору круга, необхідного для вільного розміщення шару стружки Δ . Різучі зерна працюють у режимі перевантажень, оскільки сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, завжди більше руйнівної сили, що і визначає підвищену витрату алмазу.

Необхідно зазначити, що отриманий результат є заниженим, оскільки у розрахунках об'єм стружки замінюється об'ємом рідини. У реальному процесі шліфування зі збільшенням продуктивності обробки параметр H повинен зменшуватися інтенсивніше і викликати інтенсивніше збільшення зношування алмазного круга. Цьому сприяє також те що, що сила утримання зерна у зв'язці алмазного круга менш чутлива до зміни параметра H , ніж у залежності (3.27).

Таким чином, незалежно від зміни параметрів режиму шліфування, сила утримання максимально виступаючого зерна у зв'язці алмазного круга приблизно дорівнює руйнівній силі, а глибина закладення зерна залишається приблизно постійною. Висота виступання зерен над зв'язкою алмазного круга зі збільшенням параметрів режиму шліфування $V_{дет}$, t збільшується, а максимальна товщина зрізу, відповідно до залежності (3.24), набуває вигляду:

$$H_{max} = \frac{P}{\sigma \cdot H} \cdot \frac{1}{\left[1 + \sqrt{1 - \frac{P}{\sigma \cdot H^2}} \right]} \quad (3.31)$$

Аналіз характеру зміни параметра H від параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t показав, що швидкість деталі $V_{дет}$ менше впливає на параметр H . Тому слід очікувати менш інтенсивного збільшення зношування алмазного круга зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$.

На рис. 3.6 наведено експериментально встановлені графіки зміни питомої витрати алмазу q від параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t під час багатопрохідного шліфування сталі ШХ15 (HRC 58 ... 60) алмазним кругом 1A1 200×10×3 АСК 125/100 М1-01 4, які підтверджують теоретичні результати. У всьому діапазоні зміни параметрів режиму шліфування спостерігається безперервне збільшення питомої витрати алмазу q . Отримані дані узгоджуються із даними роботи [71], у якій за

аналізом шламу, зібраного після шліфування, встановлено, що зі збільшенням продуктивності обробки збільшується кількість зруйнованих зерен. Отже, під дією збільшених сил різання зерна випадають зі зв'язки алмазного круга, в основному, без руйнування і утворення значних мікротріщин.

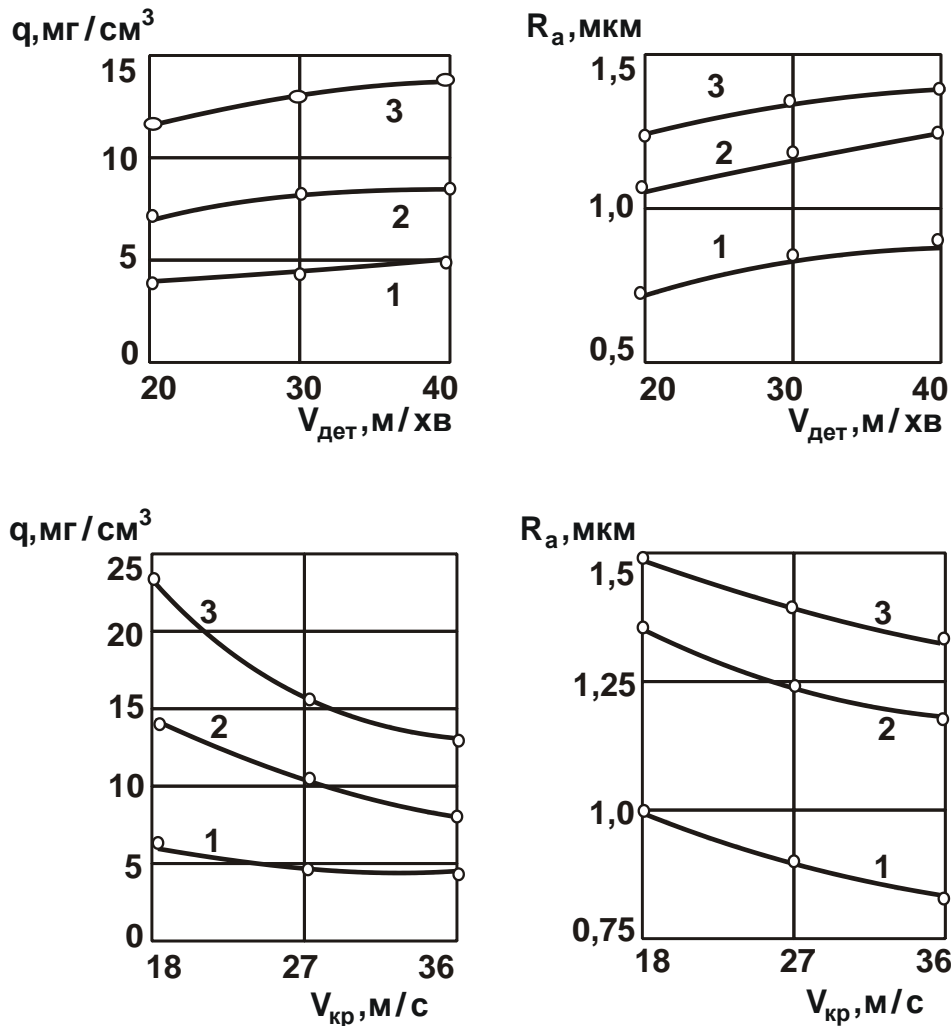


Рисунок 3.6 – Залежності питомої витрати алмазу q і параметра шорсткості обробленої поверхні R_a під час шліфування загартованої сталі ШХ15 від швидкості деталі $V_{дет}$ і швидкості круга $V_{кр}$

для заданих значень глибини шліфування t :

1 – 0,005 мм/подв.хід; 2 – 0,015 мм/подв.хід; 3 – 0,025 мм/подв.хід

Експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні також підтверджують теоретичні результати. Параметр шорсткості обробленої поверхні R_a збільшується зі збільшенням параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t .

Зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ параметр H , згідно залежності (3.30), збільшується, що пов'язано зі зменшенням товщини шару стружки Δ . Збільшення параметра H призводить до зменшення сили різання, що діє на максимально виступаюче зерно, і зменшення інтенсивності зношування алмазного круга. Відповідно, параметр шорсткості обробленої поверхні R_a зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ зменшується, оскільки зменшується максимальна товщина зрізу H_{max} . Аналогічно впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні R_a концентрація зерен круга.

Встановимо характер зміни параметра H , інтенсивності зношування алмазного круга і шорсткості обробленої поверхні залежно від міцності алмазних зерен і зв'язки круга. Як витікає із залежності (3.30), зі збільшенням міцності зерна P_0 параметр H зменшується і призводить до збільшення сили різання, що діє на зерно. Однак інтенсивність збільшення сили різання менше інтенсивності збільшення, власне, міцності зерен, оскільки у залежності (3.30) сила P_0 не викликає пропорційної зміни параметра H . Тому зношування алмазного круга зі збільшенням сили P_0 зменшиться, а критична глибина закладення зерна у зв'язці алмазного круга, максимальна товщина зрізу H_{max} і шорсткість обробленої поверхні збільшаться.

У табл. 3.1 наведено експериментальні дані, отримані під час шліфування алмазними кругами із зернами марок AC6 і AC15. Як видно, для більш міцних зерен AC15 питома витрата алмазів менше, а параметр шорсткості обробленої поверхні R_a більше.

Механізм впливу характеристики зв'язки алмазного круга на інтенсивність його зношування такий. Зі збільшенням міцності зв'язки алмазного круга зменшується критична глибина залягання зерна у зв'язці, і зерно може зазнати більшого лінійного зношування до моменту випадіння зі зв'язки алмазного круга. Це призводить до збільшення параметра H , що визначається залежністю (3.18). Сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, при цьому зменшується і призводить до зменшення зношування алмазного круга. У результаті на робочій поверхні алмазного круга утворюється згладжений ріжучий рельєф, шліфування яким призводить до зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a .

Таблиця 3.1 – Залежності питомої витрати алмазів і шорсткості обробленої поверхні загартованої сталі ШХ15 від марки алмазів і зв'язки круга (зернистість 125/100, концентрація 100 %)

t, мм/подв.хід	Марка алмазів	Зв'язка	q, мг/см ³	R _a , мкм
0,005	АС15	М1-04	5,6	0,95
	АС15	М1-01	4,2	0,83
	АС6	М1-01	5,4	0,76
0,015	АС15	М1-04	12,3	1,25
	АС15	М1-01	8,0	1,18
	АС6	М1-01	14,2	1,02
0,025	АС15	М1-04	23,8	1,48
	АС15	М1-01	13,1	1,33
	АС6	М1-01	32,0	1,28

Таким чином встановлено, що застосування енергетичного принципу для аналізу закономірностей процесу шліфування дозволяє розкрити механіку формування ріжучого рельєфу алмазного круга в умовах самозагострювання і його зношування.

3.4. Наукові передумови розроблення фізичної моделі алмазного шліфування

За останні роки у науково-технічній літературі з'явилися публікації, присвячені питанням математичного моделювання параметрів процесу шліфування із метою встановлення загальних закономірностей обробки та на їх основі прогнозування перспективних шляхів підвищення ефективності обробки.

Використовуючи сучасні математичні методи механіки суцільних середовищ і теорії імовірностей, рядом авторів [28, 55, 92] аналітично описано складний характер масового знімання металу ріжучими зернами круга та вирішено завдання формоутворення поверхонь під час шліфування із урахуванням теплового і силового чинників. Це дозволило встановити достатньо точні розрахункові залежності основних фізичних і технологічних параметрів шліфування, провести їх аналітичну оптимізацію та розробити конкретні практичні рекомендації. Однак,

незважаючи на важливість отриманих теоретичних результатів, процес шліфування за фізичною сутністю подій, що відбуваються у ньому, набагато складніше і різноманітніше існуючих математичних моделей і не може бути повною мірою описаний тією системою математичних рівнянь, які витікають із прийнятих моделей. Це значною мірою обумовлено тим, що система рівнянь, які описують процеси шліфування, має незамкнений вигляд і не містить рівнянь енергетичної рівноваги елементів системи "алмазний круг – оброблюваний матеріал", який, за даними робіт [4, 11], зазвичай, встановлюється у процесі шліфування і сприяє роботі алмазного круга у режимі самозагострювання як за умов його безперервного правлення, так і без правлення. Сутність енергетичної рівноваги полягає в такому.

Як показано у п.3.3, енергія різання під час шліфування витрачається на відділення безлічі найтонших за розмірами мікростружок і зношування робочої поверхні алмазного круга. У початковий період обробки підвищується витрата алмазу, яка у подальшому зменшується і після певного часу опрацювання алмазного круга стабілізується, залишаючись надалі практично незмінною аж до повного зношування алмазного круга.

Ця закономірність викликана тим, що у початковий період шліфування енергія різання перевищує енергію, необхідну для руйнування зерен, або, залежно від механізму зношування алмазного круга, енергію утримання їх у зв'язці круга. Ріжучі зерна, що найбільш виступають, зазнають багаторазових навантажень і передчасно припиняють свою роботу. Підвищеному зношуванню алмазного круга у початковий період також сприяє інтенсивне видалення із його робочої поверхні зерен, що недостатньо утримуються у зв'язці алмазного круга.

У момент стабілізації зношування алмазного круга у системі "алмазний круг – оброблюваний матеріал" досягається рівновага енергії різання та енергії, що споживається на руйнування зерен і зв'язки алмазного круга. Сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, прагне прийняти значення, що дорівнює граничній (руйнівній або утримуючій) силі, щоб через певну кількість торкань зерна із металом зруйнувати його або видалити зі зв'язки алмазного круга і підключити у роботу розташовані нижче зерна, безперервно здійснюючи, таким чином, цикл відновлення ріжучих властивостей алмазного круга. Це приводить до стабілізації у часі ріжучого рельєфу алмазного круга.

Алмазний круг набуває стійкого, найбільш сприятливого із погляду зносостійкості та вільного розміщення стружок ріжучого рельєфу. Причому, для кожного режиму шліфування, оброблюваного матеріалу, характеристики круга встановлюється свій ріжучий рельєф алмазного круга, який визначається рівнем енергетичної рівноваги, та який, головним чином, і формує основні параметри процесу шліфування.

Отже, найбільш достовірною фізичною моделлю процесу шліфування, справедливою у всьому діапазоні зміни параметрів режиму шліфування, може бути модель, яка розроблена, виходячи із принципу енергетичної рівноваги системи "алмазний круг – оброблюваний матеріал", оскільки саме він обумовлює утворення сталого ріжучого рельєфу алмазного круга і його ріжучу здатність.

Існуючі моделі шліфування, як правило, не розглядають механізм утворення сталого ріжучого рельєфу круга, приймаючи у розрахунках його вихідним і незмінним. Тому представляє особливий інтерес розв'язання завдання щодо утворення сталого рельєфу круга і відповідного йому механізму зношування круга залежно від режиму шліфування і оброблюваного матеріалу на основі принципу енергетичної рівноваги. Для цього із усього різноманіття кінематичних рухів круга і оброблюваної деталі виділимо головний кінематичний рух – рух плоскої оброблюваної деталі за нормаллю до робочої поверхні круга – і скористаємося результатами аналітичного описання відносної повноти профілю, що утворюється на його поверхні під час взаємних переміщень круга і оброблюваної деталі, які наведено у п. 3.2.

Ріжучі зерна розглянемо у вигляді зношених конусів, інтенсивність зношування яких залежить від відповідних товщин зрізів. Чим більше товщина зрізу, тим більше лінійне зношування зерна від стирання і поверхневого мікровідколювання і тим більшим утворюється майданчик зношування на зерні.

Умовою стабілізації рельєфу круга є досягнення на максимально виступаючому зерні сили, що дорівнює граничній (руйнівній) силі P , яка визначається добутком граничної площі поперечного перерізу зрізу $S_{гр}$ і умовного напруження різання σ .

Виходячи із таких припущень, у п.3.2 на основі теореми множення імовірностей отримано залежності (3.14), (3.22), (3.24) і (3.25) для визначення відносної повноти профілю сталого ріжучого рельєфу круга

$\varepsilon(y)$, максимальної глибини впровадження металу в робочу поверхню круга H (відраховуючи її від вершини незношеного найбільш виступаючого над зв'язкою зерна), максимальної товщини зрізу H_{\max} та відносної витрати алмазу q .

Аналіз наведених залежностей показує, що зі зміною параметра H алмазний круг зазнає 3 стадії зношування (рис. 3.4). Так, зі зміною параметра H у діапазоні від нуля до певного значення H_1 , що визна-

чається рівністю $\frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{гр}}^3}{81 \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2} = 1$, навантаження, що діє на ріжуче зерно,

не досягає граничної (руйнівної) величини. Відповідно, стабілізація ріжучого рельєфу алмазного круга не відбувається. Домінуючим видом зношування круга є стирання зерен та поверхнєве мікровідколювання кромek із подальшим утворенням значних майданчиків зношування на зернах, які призводять до підвищеної силової та теплової напруженості процесу шліфування, затуплення круга та припинення процесу різання. У діапазоні зміни параметра H від значення H_1 до значення H_2 алмазний круг працює у режимі самозагострювання. Сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, досягає граничної величини, і зношування алмазного круга відбувається, в основному, від об'ємного руйнування зношених зерен, хоча при цьому має місце випадіння зерен зі зв'язки алмазного круга без їх руйнування. Відносна витрата алмазу зі збільшенням величини H , а, відповідно, і збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, зменшується.

Лінійне зношування зерен алмазного круга до їх об'ємного руйнування збільшується і викликає збільшення радіусів округлення їх вершин. Ріжучий рельєф алмазного круга стає більш згладженим, і умовне напруження різання збільшується.

Після перевищення параметром H значення H_2 механізм зношування алмазного круга змінюється. Основним видом зношування стає передчасне випадіння зерен зі зв'язки алмазного круга без їх об'ємного руйнування, оскільки міцність утримання зерен слабшає, і вони випадають зі зв'язки від дії сил, які перевищують руйнівне значення. Виступання зерен над зв'язкою за таким механізмом зношування алмазного круга зі збільшенням параметра H збільшується, радіуси округлення зменшуються. Максимальна товщина зрізу H_{\max} і відносна витрата

алмазу q збільшуються, приймаючи у точці $H = H_2$ максимальні значення, а з подальшим збільшенням параметра H – зменшуються.

Таким чином, механізм зношування алмазного круга та відносної витрати алмазу q визначаються відношенням сили, що діє на зерно, і сили, що утримує зерно у зв'язці алмазного круга. Очевидно, у діапазоні $H_1 < H < H_2$ сила утримання зерна у зв'язці алмазного круга більше за руйнівну силу, і зерно може об'ємно руйнуватися, а у діапазоні $H > H_2$ – навпаки. Точка q_{\min} відповідає граничному значенню H , за яким зерно може руйнуватися, після чого у зношуванні алмазного круга почне переважати передчасне випадіння зерен зі зв'язки. Отже, умовою оптимального самозагострювання алмазного круга є рівність сили утримання зерна та руйнівної сили, яка зумовлює існування мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} та визначає енергетичну рівновагу системи "алмазний круг – оброблюваний матеріал".

Для дослідження закономірностей зміни мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} залежно від умов шліфування проведено експериментальні дослідження процесу шліфування твердосплавних дискових фрез $\varnothing 160$ мм на круглошліфувальному верстаті моделі ЗБ12 із модернізованим приводом обертання оброблюваної деталі (дискової фрези), що дозволяє варіювати її швидкість у межах $V_{\text{дет}} = 1 \dots 10$ м/хв [77].

Як витікає із рис. 3.7 і рис. 3.8, під час глибинного шліфування із невеликою швидкістю оброблюваної деталі та поздовжньою подачею, близькою до ширини круга, залежність відносної витрати алмазу завжди має екстремальний характер незалежно від поєднання параметрів режиму шліфування. Збільшення $V_{\text{дет}}$ викликає збільшення значень мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} і зміщує їх у область менших глибин шліфування t . Максимум умовного напруження різання σ і мінімум відносної витрати алмазу q_{\min} відповідають одному режиму шліфування. Причому, більшому значенню параметра q_{\min} відповідає менше значення параметра σ_{\max} , що підтверджує аналітичні дослідження. Під час шліфування із швидкістю деталі $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв ріжучі можливості алмазного круга використовують максимально. У цьому випадку лінійне зношування зерна до його об'ємного руйнування, а, отже, і параметр H збільшуються, а параметр q_{\min} приймає найменше значення.

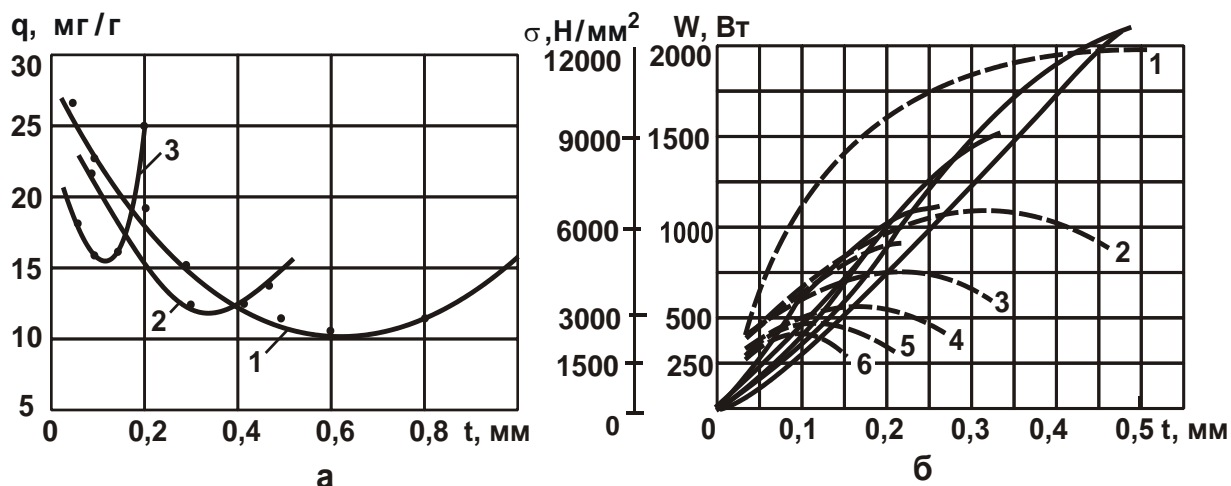


Рисунок 3.7 – Залежність відносної витрати алмазу q (а), умовного напруження різання σ (---) і потужності шліфування W (—) (б) від глибини шліфування t : оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК15; алмазний круг 1А1 300×25×5 АС6 250/200 М1-01 4; $V_{кр} = 35$ м/с;

$V_1 = 22,5$ мм/об.; СОТС – 3 %-й розчин $NaNO_3$;

а) 1 – $V_{дет} = 1$ м/хв; 2 – $V_{дет} = 2$ м/хв; 3 – $V_{дет} = 6$ м/хв;

б) 1 – $V_{дет} = 1$ м/хв; 2 – $V_{дет} = 2$ м/хв; 3 – $V_{дет} = 3$ м/хв;

4 – $V_{дет} = 4$ м/хв; 5 – $V_{дет} = 5$ м/хв; 6 – $V_{дет} = 6$ м/хв

Для перевірки правильності отриманого результату проведено порівняння параметра H , що визначається залежністю (3.26), для різних значень q_{min} , згідно залежності (3.25), попередньо замінивши в ній швидкість деталі $V_{дет}$ залежністю $V_{дет} \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}$:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}} \cdot \sigma}{k \cdot V_{кр} \cdot P} \quad (3.32)$$

Граничне значення площі поперечного перерізу зрізу виражено залежністю:

$$S_{гр} = P \cdot \sigma_{max} \quad (3.33)$$

де P – сила, що руйнує зерно, H .

Умовне напруження різання σ_{max} , згідно рис. 3.7, прямо пропорційне глибині шліфування t . Тому його можна апроксимувати залежністю $\sigma_{max} = A \cdot t$ (де A – коефіцієнт, що визначається із графіка).

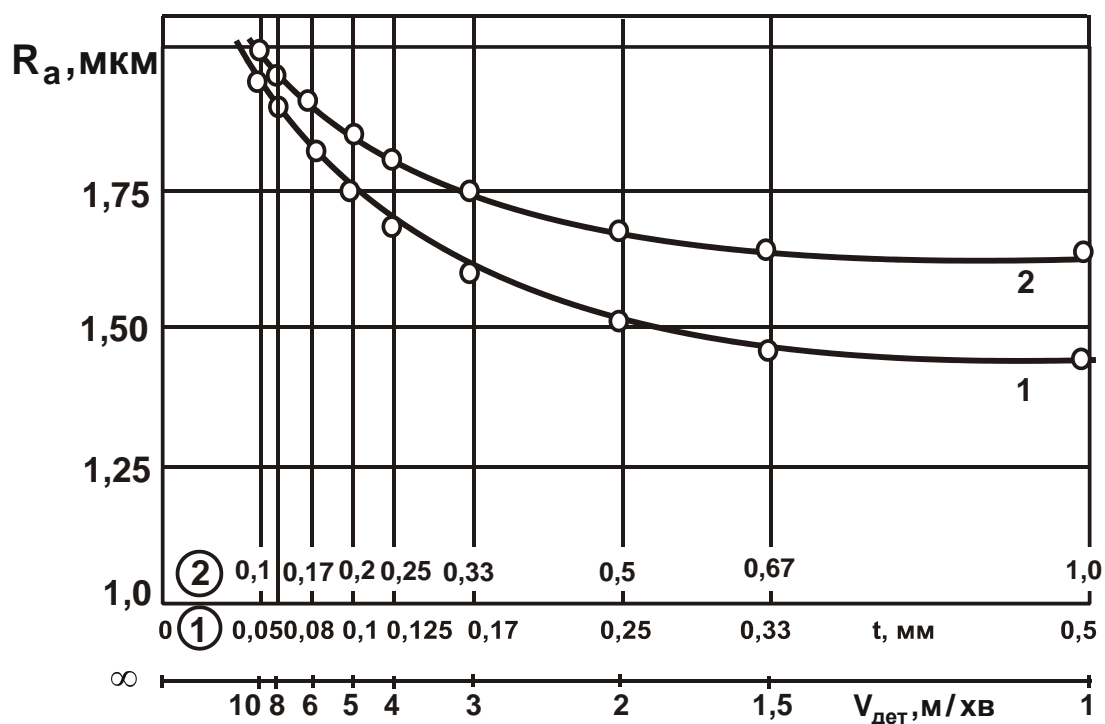


Рисунок 3.8 – Залежність параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від глибини шліфування t і швидкості деталі $V_{дет}$ за фіксованою продуктивністю обробки Q : 1 – $Q = 6750 \text{ мм}^3/\text{хв}$; 2 – $Q = 13500 \text{ мм}^3/\text{хв}$; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; алмазний круг 1А1 300×25×5 АС6 200/160 М2-09 4; $V_{кр} = 35 \text{ м/с}$; $S_d = 0,9$

Після підстановки залежності (3.33) у залежність (3.32) маємо:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot A \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{k \cdot V_{кр} \cdot P} \quad (3.34)$$

Згідно графіка (рис. 3.7), добуток параметрів режиму шліфування $V_{дет} \cdot t$, що відповідає продуктивності обробки Q , у точках q_{min} незначно зменшується зі збільшенням глибини шліфування t . Тому у залежності (3.34) його можна прийняти незмінним. Із урахуванням цієї умови параметр H збільшиться зі збільшенням глибини шліфування t .

Зміна параметра H залежно від режиму шліфування пов'язана із різною висотою міжзеренного простору алмазного круга Δ , необхідного для вільного розміщення стружки, оскільки шар стружки, що утворюється за всією довжиною дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, перешкоджає подальшому зношуванню зерен до їх об'ємного руйнування і, таким чином, зменшує їх активну (ріжучу) частину.

Для підтвердження цього положення аналітично встановлено характер зміни параметра H залежно від висоти міжзеренного простору алмазного круга Δ , а також характер зміни максимальної товщини зрізу H_{\max} . Для спрощення розрахунків об'єм стружки ϑ представлено об'ємом однорідної рідини, що заповнює весь міжзеренний простір круга.

Товщину шару стружки Δ визначено таким чином. Припустимо, що за час $\Delta\tau$ оброблювана деталь перемістилася на величину $V_{\text{дет}} \cdot \Delta\tau$, а зерна круга пройшли шлях $V_{\text{кр}} \cdot \Delta\tau$. Знятий метал рівномірно заповнив міжзеренний простір робочої поверхні алмазного круга із товщиною шару Δ :

$$\Delta = \frac{\vartheta}{B_1 \cdot (V_{\text{кр}} \cdot \Delta\tau)} = \frac{Q \cdot \Delta\tau}{B_1 \cdot (V_{\text{кр}} \cdot \Delta\tau)} = \frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}}. \quad (3.35)$$

За умови оптимального самогострювання алмазного круга, що визначається рівністю сили утримання зерна у зв'язці та руйнівної сили, можна зробити висновок, що глибина критичного залягання зерна у зв'язці для всіх значень q_{\min} залишається постійною. Отже, сума параметрів H і Δ в усіх точках q_{\min} також має залишатися однакою.

Виражаючи параметри H і Δ із урахуванням залежностей (3.34) і (3.35), отримано:

$$\frac{9 \cdot b \cdot A \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot P} + \frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}} = C, \quad (3.36)$$

де C – постійна величина.

Виразимо залежність (3.36) відносно швидкості деталі $V_{\text{дет}}$:

$$V_{\text{дет}} = \frac{C \cdot V_{\text{кр}} \cdot k \cdot P}{t \cdot \left(9 \cdot b \cdot A \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}} + k \cdot P \right)}. \quad (3.37)$$

Підставимо залежність (3.37) у залежності (3.34) і (3.35), а також у вираз для визначення продуктивності обробки $Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot A \cdot C \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{9 \cdot b \cdot A \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}} + k \cdot P}; \quad (3.38)$$

$$\Delta = \frac{C \cdot k \cdot P}{9 \cdot b \cdot A \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} + k \cdot P}}; \quad (3.39)$$

$$Q = \frac{B_1 \cdot C \cdot V_{\text{кр}} \cdot k \cdot P}{9 \cdot b \cdot A \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} + k \cdot P}}. \quad (3.40)$$

Як витікає із отриманих залежностей (3.38) – (3.40), зі збільшенням глибини шліфування t параметр H збільшується, а параметри Δ і Q зменшуються. Це підтверджує висунуте положення відносно впливу у точках мінімуму відносної витрати алмазу $q_{\text{мін}}$ висоти міжзеренного простору круга на величину лінійного зношування зерна до його об'ємного руйнування.

Встановимо характер зміни максимальної товщини зрізу $H_{\text{мах}}$ залежно від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ у точках $q_{\text{мін}}$. Для цього скористаємося аналітичною залежністю (3.22), попередньо помноживши та розділивши її на вираз $1 + \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{гр}}^3}{81 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}$:

$$H_{\text{мах}} = \frac{1}{1 + \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{гр}}^3}{81 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}} \cdot \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{гр}}^2}{9 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}. \quad (3.41)$$

Аналогічно залежності для визначення параметра H перетворимо параметри $S_{\text{гр}}$ і $V_{\text{дет}}$:

$$H_{\text{мах}} = \frac{1}{1 + \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot P^3}{162 \cdot A^3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot b^2 \cdot t^4 \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \cdot V_{\text{дет}}}}}} \times \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2}{9 \cdot A^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot b \cdot t^2 \cdot \sqrt{2t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \cdot V_{\text{дет}}}}. \quad (3.42)$$

Як витікає із залежності (3.42), зі збільшенням глибини шліфування t у точках мінімуму відносної витрати алмазу $q_{\text{мін}}$ максимальна

товщина зрізу H_{\max} зменшується і викликає зменшення q_{\min} . Це узгоджується із основними положеннями фізичної моделі шліфування. На відміну від існуючих залежностей для визначення параметра H_{\max} отримана залежність (3.42) містить крім геометричних і кінематичних параметрів шліфування ряд фізичних характеристик. Це указує на більш складний характер утворення ріжучого рельєфу алмазного круга у процесі шліфування та його зношування, який, зазвичай, приймають у розрахунках. Експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні у точках мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} показують зменшення параметра R_a зі збільшенням глибини шліфування t . Це також пов'язано із більшим ступенем згладженості ріжучого рельєфу алмазного круга (рис. 3.7, рис. 3.8).

Скористаємося отриманими аналітичними залежностями для оцінювання впливу міцності оброблюваного матеріалу на умову оптимального самозагострювання алмазного круга. Порівняємо два різних за міцністю оброблюваних матеріалів. Припустимо, що умовне напруження різання для обох матеріалів можна апроксимувати залежностями $\sigma_1 = A_1 \cdot t_1$; $\sigma_2 = A_2 \cdot t_2$ за умови $A_1 > A_2$.

Аналізуючи із урахуванням такого припущення залежності (3.38), (3.40) і (3.42), видно, що за умови $t = \text{const}$ збільшення коефіцієнта A у точках мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} викликає збільшення параметра H і зменшення параметрів Q і H_{\max} . Отже, шліфування важкооброблюваного матеріалу дозволяє збільшити лінійне зношування зерен до їх об'ємного руйнування і зменшити значення мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} . Однак значення q_{\min} досягається за меншою продуктивністю обробці Q , оскільки зі збільшенням параметра A за умови $t = \text{const}$, згідно залежності (3.37), швидкість деталі зменшується. Такий результат, здавалося б, парадоксальний, підтверджується експериментально. У таблиці 3.2 наведено значення продуктивності обробки Q , відносної витрати алмазу q , потужності шліфування $N_{\text{еф}}$ та умовного напруження різання σ , які отримано під час круглого поздовжнього шліфування твердого сплаву BK15 і сталі 45.

Для всіх режимів шліфування потужність шліфування та умовне напруження різання більше за умов обробки сталі 45, а відносна витрата алмазу більше за умов обробки твердого сплаву BK15.

Таблиця 3.2 – Значення продуктивності обробки Q , відносної витрати алмазу q , потужності шліфування $N_{\text{еф}}$ та умовного напруження різання σ

t	Q , мм ² /хв	q , мг/мм ³	$N_{\text{еф}}$, Вт	σ , Н/мм ²
Твердий сплав BK15				
0,1	<u>4500*</u>	<u>0,4</u>	<u>180</u>	<u>2400</u>
	9000	0,3	320	2100
0,2	<u>9000</u>	<u>0,26</u>	<u>400</u>	<u>2640</u>
	18000	0,35	500	1680
Сталь				
0,1	<u>4500</u>	<u>0,13</u>	<u>450</u>	<u>6000</u>
	9000	0,12	800	5400
0,2	<u>9000</u>	<u>0,12</u>	<u>200</u>	<u>5400</u>
	18000	0,145	1500	4980

* У чисельнику для $V_{\text{дет}} = 2$ м/хв, у знаменнику для $V_{\text{дет}} = 4$ м/хв.

Поздовжня подача $B_1 = 22,5$ хв/об., швидкість круга $V_{\text{кр}} = 35$ м/с.

Розроблена за принципом енергетичної рівноваги фізична модель шліфування дозволяє вирішувати й інші інженерні завдання шліфування, зокрема, щодо розкриття сутності впливу характеристик алмазного круга на його працездатність, проектування розрахунковим шляхом високопродуктивних процесів шліфування тощо.

3.5. Ріжучий рельєф алмазного круга та його значення у формуванні технологічних показників процесу шліфування

Ефективність алмазного шліфування залежить від стану робочої поверхні алмазного круга. Розвинений рельєф дозволяє тривалий час підтримувати високу ріжучу здатність алмазного круга без його частих правлень, зменшує схильність круга до засалювання та появи теплових дефектів на обробленій поверхні. Однак досягти на практиці високої працездатності алмазного круга протягом тривалого часу вдається не завжди, особливо під час шліфування алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках, які швидко втрачають ріжучу здатність і по-

требують правлення. Суттєвим резервом підвищення працездатності таких кругів є шліфування із одночасною безперервною електроерозійною або електрохімічною дією на його робочу поверхню. У результаті за умови правильного вибору режиму роботи джерела електричного струму алмазний круг може здійснювати високопродуктивне знімання металу до повного зношення. Такий ефект досягається, головним чином, шляхом своєчасного видалення із робочої поверхні алмазного круга продуктів диспергування та підтримання у процесі шліфування примірної рівності швидкостей лінійного зношування зерен і зв'язки, які забезпечують стабільне виступання зерен над зв'язкою круга на необхідну висоту.

Способи забезпечення оптимальної висоти виступання зерен під час загострювання ріжучих інструментів за пружною схемою шліфування обґрунтовано у роботах [11, 64]. Щодо круглого зовнішнього шліфування за жорсткою схемою практичні рекомендації із умов оптимізації та стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга теоретично не обґрунтовано. Відсутні взаємозв'язки основних технологічних показників шліфування із параметрами рельєфу алмазного круга, якими необхідно керувати у процесі шліфування. Оптимізація, зазвичай, виконується методами багатofакторного планування експерименту із одночасним урахуванням механічних та електричних параметрів процесу шліфування. Встановити оптимальний механічний режим роботи алмазного круга у широкому діапазоні змінних параметрів шліфування, а потім для нього вибрати електричний режим правлення, що забезпечує стабілізацію рельєфу алмазного круга у процесі шліфування, достатньо складно. Тому у роботі запропоновано метод аналітичної оптимізації параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга, який засновано на окремому урахуванні параметрів механічного та електричного режимів шліфування.

Під час виконання розрахунків умовно приймається рівність швидкостей зношування зерен та зв'язки алмазного круга, що дозволяє визначити оптимальну швидкість зношування зерен та електричний режим правлення алмазного круга, який забезпечує видалення зв'язки зі швидкістю, що дорівнює розрахунковій швидкості зношування зерен.

Для вирішення задачі оптимізації скористаємося результатами досліджень, наведених у п. 3.2. Встановлено, що для будь-якого режиму шліфування, характеристики алмазного круга і оброблюваного ма-

теріалу існує свій сталий (за умов міцності) ріжучий рельєф алмазного круга, який відповідає енергетичній рівновазі системи "алмазний круг – оброблюваний матеріал". Утворення сталого (рівноважного) рельєфу алмазного круга відбувається після певного часу його роботи. У момент стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга сила різання, що діє на максимально виступаюче зерно, залежно від характеру зношування алмазного круга приймає значення, що дорівнює силі, що руйнує зерно, або видаляє його зі зв'язки круга. У разі рівності цих трьох сил відносна витрата алмазів q набуває мінімального значення і завдання оптимізації зводиться до вибору параметрів шліфування, що забезпечують найкраще поєднання технологічних показників обробки у точках мінімуму відносної витрати алмазу q_{\min} .

Розглянемо детально стан рівноваги системи "зерно – зв'язка". Для зручності аналізу подамо максимально виступаюче зерно у вигляді закріпленого стержня, на який діє постійна сила різання P , що дорівнює граничній (руйнівній) силі (рис. 3.9).

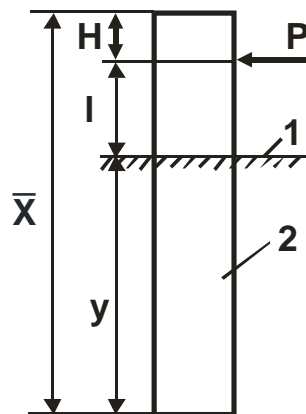


Рисунок 3.9 – Розрахункова схема стійкості системи "зерно – зв'язка":
1 – рівень зв'язки круга; 2 – ріжуче зерно

Умовою рівноваги такого стержня буде рівність моментів від сили P та реакції залягання $\bar{m} = f(y)$. Оскільки моменти $M = P \cdot l$ і \bar{m} є змінними величинами, що залежать від величин l і y , то може здатися, що існує безліч їх поєднань, за якими стержень зберігає стійку рівновагу. Насправді, як показано у п. 3.4, параметри H і l для даного режиму шліфування цілком однозначні, тому стержень має єдиний стійкий рівноважний стан.

Для оцінювання впливу параметрів режиму шліфування та інших параметрів на параметри H , l і технологічні показники шліфування скористаємося залежністю (3.31) для визначення максимальної товщини зрізу H_{\max} . У цій залежності невідоме умовне напруження різання σ пропонується встановлювати із експериментального графіка $\sigma - t$, де t – глибина шліфування, м. Однак таке значення σ характеризує більше сумарне різання всіма зернами і не відображає особливостей роботи максимально виступаючого зерна, за яким виконуються всі розрахунки. Тому подамо у першому наближенні умовне напруження різання σ у вигляді $\sigma = A/H_{\max}$, де A – параметр, що враховує міцність оброблюваного матеріалу. Вплив радіуса округлення ріжучого зерна на умовне напруження різання σ не розглядається.

Після підстановки параметрів σ і $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$; $k = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200\pi \cdot \bar{X}^2}$ [1] у залежність для визначення максимальної товщини зрізу H_{\max} , маємо:

$$H_{\max} = \left(1 + \sqrt{1 - \frac{m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot P^3 \cdot H_{\max}^3}{72 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)}} \right)^{-1} \times \frac{600\pi \cdot A^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2}, \quad (3.43)$$

де m – об'ємна концентрація зерен круга;

$V_{\text{кр}}$, $V_{\text{дет}}$ – швидкості круга і деталі, м/с;

\bar{X} – зернистість круга, м;

R_1 , R_2 – радіуси деталі і круга, м;

$(1 - \varepsilon)$ – коефіцієнт, що враховує міцність утримання зерна у зв'язці;

b – максимальна висота виступання зерна над зв'язкою круга, м;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м².

Доданок у дужках залежності (3.43) змінюється у межах 1 – 2 і тому несуттєво впливає на максимальну товщину зрізу H_{\max} . Отже, його у принципових рішеннях можна не розглядати. Тоді умовне напруження різання набуде вигляду:

$$\sigma = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot P^2}{600\pi \cdot A \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}}. \quad (3.44)$$

Параметр H , що визначає максимальну глибину впровадження металу вглиб робочої поверхні алмазного круга відносно незношеного максимально виступаючого зерна, виходячи із залежності (3.26), аналітично опишеться:

$$H = \frac{600\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot P} \cdot \sigma = \frac{P}{A}. \quad (3.45)$$

Як витікає із залежності (3.45), параметр H залежить тільки від параметрів що характеризують міцності ріжучого зерна і оброблюваного матеріалу. Параметри режиму шліфування, геометричні розміри алмазного круга та деталі, об'ємна концентрація зерен круга, марка зв'язки круга на параметр H не впливають. Зернистість круга впливає на параметр H , проте не через форму та геометричні розміри зерен, а через зміну власне їх міцності, що визначається параметром P .

Виходячи із отриманих результатів, можна зробити висновок, що у точках q_{min} параметр $I = \xi \cdot \Delta = \xi \cdot \frac{V_{дет} \cdot t}{V_{кр}} = \xi \cdot \frac{Q}{B_1 \cdot V_{кр}}$, а, отже, і продуктивність обробки $Q = B_1 \cdot V_{дет} \cdot t$ залишаються постійними величинами незалежно від поєднання параметрів режиму шліфування (де ξ – коефіцієнт, що враховує ступінь заповнення міжзеренного простору алмазного круга стружкою, $\xi = const$; Δ – товщина шару стружки, рівномірно розташованої на робочій поверхні алмазного круга, м; B_1 – поздовжня подача, м/об.). Такий результат узгоджується із експериментальними даними, наведеними у роботі [93].

Не впливає на продуктивність обробки Q у точках мінімуму відносної витрати алмазів q_{min} зміна об'ємної концентрації зерен круга m , оскільки параметри H і I у цих точках залишаються постійними. Незважаючи на незмінність продуктивності обробки Q , відносна витрата алмазів у точках q_{min} неоднакова для різних параметрів режиму шліфування та об'ємної концентрації зерен круга m :

$$q = \frac{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot B \cdot \bar{X}^3 \cdot A^2 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)} \cdot \eta}{B_1 \cdot \sqrt{t} \cdot P^2}, \quad (3.46)$$

де B – ширина круга, м;

η – підкорінний вираз у залежності (3.43).

Так, зі збільшенням глибини шліфування t за умови $Q = \text{const}$ відносна витрата алмазів зменшується і найкращим варіантом шліфування є глибинне шліфування із невеликою швидкістю деталі. Зі збільшенням об'ємної концентрації зерен круга m відносна витрата алмазів q зберігає приблизно постійне значення, хоча максимальна товщина зрізу H_{max} при цьому зменшується. Сталість відносної витрати алмазів q залежно від об'ємної концентрації зерен круга m обумовлено тим, що разом зі зменшенням параметра H_{max} пропорційне збільшується кількість алмазів у одиниці об'єму алмазовмісного шару круга. Тому збільшення об'ємної концентрації зерен круга m не дозволяє підвищити його працездатність, як це має місце у кінематичних моделях.

Швидкість круга $V_{\text{кр}}$ впливає на показники шліфування більш складно, ніж параметри режиму шліфування $V_{\text{дет}}$, t або об'ємна концентрація зерен круга m . За умов $H = \text{const}$ і $l = \text{const}$ збільшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$ призводить до зменшення товщини шару стружки Δ і з'являється можливість підвищення продуктивності обробки Q шляхом збільшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ або глибини шліфування t . Більш ефективним шляхом є збільшення глибини шліфування t , оскільки при цьому відносна витрата алмазів q зменшується інтенсивніше.

Із підвищенням міцності зв'язки алмазного круга збільшуються висота його міжзеренного простору l і продуктивність обробки Q . Збільшення продуктивності обробки дозволяє зменшити параметр H_{max} і, отже, відносну витрату алмазів q .

Механізм впливу міцності зерен P на технологічні показники шліфування у точках мінімуму відносної витрати алмазів q_{min} полягає у тому, що зі збільшенням міцності зерен P збільшується параметр H і зерна до об'ємного руйнування зазнають більшого лінійного зношування. Висота міжзеренного простору алмазного круга l зменшується і призводить до зменшення продуктивності обробки Q за лінійним зако-

ном. Максимальна товщина зрізу H_{\max} зменшується інтенсивніше, ніж продуктивність обробки Q . Також зменшується відносна витрата алмазів. Така закономірність зміни параметрів q і Q у точках мінімуму відносної витрати алмазів q_{\min} спостерігається до певного значення P , після чого глибина критичного залягання зерна у зв'язці алмазного круга стає недостатньою для його утримання і зерна починають випадати зі зв'язки без об'ємного руйнування.

Таким чином, зі збільшення міцності зерен P необхідно вибирати більш міцнішу зв'язку алмазного круга, оскільки лише у цьому випадку потенційні можливості алмазних зерен можна використати максимально. Наприклад, складно домогтися мінімального значення відносної витрати алмазів q_{\min} для алмазних кругів на органічній та керамічній зв'язках, де глибина критичного залягання зерна у зв'язці значна і умова енергетичної рівноваги системи "зерно – зв'язка" може бути нездійсненна. Аналогічно впливають на закономірності формування значення мінімуму відносної витрати алмазів q_{\min} умови обробки пластичних матеріалів (сталей, титанових сплавів та ін.), коли утворюється довга зливна стружка, яка вимагає для розміщення значного об'єму міжзеренного простору алмазного круга.

Оцінюючи стійкість зерна у зв'язці круга із урахуванням отриманих рішень для визначення параметрів H_{\max} і H , можна визначити оптимальні співвідношення міцності зерен і зв'язки алмазного круга, які забезпечують найкращі поєднання технологічних показників шліфування.

Зі збільшенням зернистості алмазного круга критична глибина залягання зерна у зв'язці змінюється несуттєво, а міцність зерен, висота міжзеренного простору алмазного круга l і продуктивність обробки збільшуються.

Максимальна товщина зрізу H_{\max} із урахуванням зміни параметрів P , t , \bar{X} залишається практично постійною, а відносна витрата алмазів зменшується.

Зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу A зменшується параметр H і збільшується l , а отже, і продуктивність обробки Q . Максимальна товщина зрізу H_{\max} збільшується із інтенсивністю, що перевищує закон квадратичної параболи, а це викликає збільшення відносної витрати алмазів q .

Для чисельних розрахунків продуктивності обробки, максимальної товщини зрізу, відносної витрати алмазів залежно від параметрів шліфування важливо отримати залежність для визначення величини l із урахуванням міцності утримання зерна у зв'язці алмазного круга. Тому припустимо, що момент \bar{m} змінюється за законом $\bar{m} = a \cdot y$, де a – постійна, яка залежить від міцності зв'язки алмазного круга. Тоді за умови рівноваги моментів $M = P \cdot l$ та \bar{m} , маємо:

$$P \cdot l = a \cdot y. \quad (3.47)$$

Поточну координату y виразимо залежністю:

$$y = \bar{X} - H - l. \quad (3.48)$$

Після підстановки залежності (3.48) у (3.47) отримано залежність для визначення величини l :

$$l = a \cdot \frac{(\bar{X} - H)}{(P + a)}. \quad (3.49)$$

Із урахуванням залежності (3.49) величина l набуде остаточного вигляду:

$$l = a \cdot \frac{\left(\bar{X} - \frac{P}{A}\right)}{(P + a)}. \quad (3.50)$$

Скористаємося виразом $t = \frac{l \cdot V_{кр}}{\xi \cdot V_{дет}}$ і підставимо його у залежність (3.43):

$$N_{max} = \frac{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot A^2 \cdot \sqrt{V_{дет} \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}\right)}}{m \cdot \sqrt{V_{кр}} \cdot P^2} \cdot \sqrt{\frac{a}{\xi} \cdot \frac{(\bar{X} - \frac{P}{A})}{(P + a)}}. \quad (3.51)$$

Залежність (3.51) містить 3 невідомі параметри A , a і ξ (вважаємо, що P – відома величина, яка дорівнює міцності зерна на роздавлювання). Параметр a можна визначити експериментально на основі досліджень міцності утримання у зв'язці алмазного круга одиничного зерна. Для оцінювання параметрів A і ξ необхідно у залежність (3.46) і

вираз $t = \frac{l \cdot V_{кр}}{\xi \cdot V_{дет}}$ підставити експериментальні значення параметрів q і

t , які відповідають значенню мінімуму відносної витрати алмазів q_{min} .

Таким чином, можна визначити базові значення параметрів A , a і ξ . Якщо виникає необхідність розрахунку параметрів Q , q , R_{\max} і оптимального режиму шліфування для інших значень A і a , то необхідно базові значення A і a збільшити або зменшити у відповідну кількість разів.

Слід зазначити, що запропонований метод оптимізації параметрів процесу шліфування є наближеним, оскільки величина \bar{m} апроксимується лінійною функцією, яка не залежить від розміру зерен алмазного круга. Крім того, складно прогнозувати значення ξ для різних оброблюваних матеріалів.

На основі встановлених значень параметрів A , a і ξ можна визначити основні параметри сталого ріжучого рельєфу алмазного круга та інші фізичні параметри шліфування, наприклад, лінійне зношування зерна до його руйнування, кількість дотиків зерна із металом до його руйнування, закон різновисотності вершин зерен, розподіл майданчиків зношування, кількість працюючих зерен, швидкість зношування зерен та ін. На основі цієї методики розрахунку можна вирішити і обернені завдання щодо визначення сили P , що руйнує зерно безпосередньо у процесі шліфування, міцності зв'язки a , оброблюваного матеріалу A , характер стружкоутворення ξ , які, зазвичай, на практиці встановлюють для статичних умов і одиничних зерен.

3.6. Умови зменшення енергоємності обробки і шорсткості поверхні під час шліфування

Метод шліфування є найпродуктивнішим методом фінішної абразивної обробки деталей машин. Тому із точки зору зменшення силової та теплової напруженостей процесу шліфування і підвищення продуктивності обробки із урахуванням вимог щодо якості оброблюваних поверхонь важливо знати фізичні та технологічні закономірності формування основних параметрів обробки, особливо, енергоємності та шорсткості обробки. Тому важливо провести теоретичний аналіз умов зменшення енергоємності та шорсткості обробки під час шліфування із застосуванням отриманих експериментальних даних. Для вирішення поставленого завдання слід скористатися аналітичною залежністю (3.19) для визначення максимальної імовірнісної (наведеної) товщини зрізу H_{\max} .

Якщо розглядати ріжуче зерно у вигляді сфери радіусом R (рис. 3.10), то необхідно у залежності (3.19) безрозмірний коефіцієнт η виразити через радіус R . Для цього за умови:

$$\frac{R}{R+x} = \sin \gamma \quad (3.52)$$

слід визначити величину $x = (R/\sin \gamma) - R$, яка у даному випадку дорівнює відстані від вершини квадрата до вписаного кола радіусом R . За умови $\gamma = 45^\circ$ маємо: $x = 0,414 \cdot R$. За умов $H = x/\eta$ і $H = x + H_{\max}$ отримано:

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{\max}}{R}\right)} \quad (3.53)$$

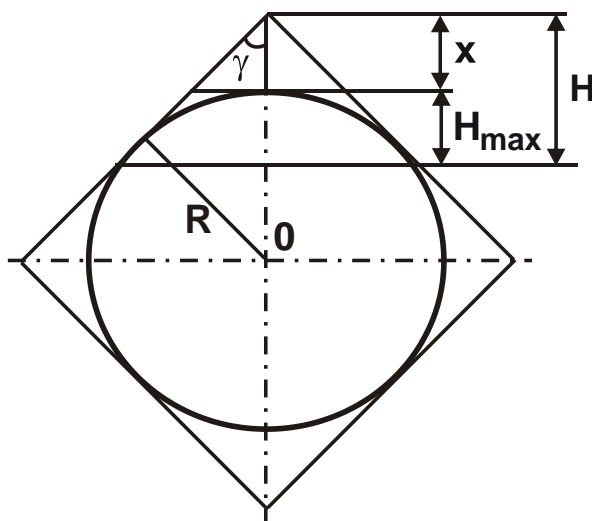


Рисунок 3.10 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування

У табл. 3.3 наведено розраховані за залежністю (3.53) значення безрозмірного коефіцієнта η .

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення безрозмірного коефіцієнта η

H_{\max} / R	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,6
η	1	0,8	0,674	0,58	0,45	0,41

Як видно, зі збільшенням відношення H_{\max} / R безрозмірний коефіцієнт η зменшується, набуваючи значення менше одиниці. За відомими експериментальними даними професорів Крагельського І. В. і

Богомолова Н. І., за умови $H_{\max}/R < 0,2$ (відповідно, за умови $0,7 < \eta < 1$) має місце процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки, а за умови $H_{\max}/R > 0,2$ (відповідно, за умови $\eta < 0,7$) – процес стружкоутворення під час різання.

Із урахуванням залежності (3.53) відношення $(1-\eta)^2/(1+\eta)$, що входить у залежність (3.52), набуває вигляду:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \frac{5,83 \cdot \left(\frac{H_{\max}}{R}\right)^2}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{\max}}{R}\right) \cdot \left(2 + 2,415 \cdot \frac{H_{\max}}{R}\right)}. \quad (3.54)$$

Оскільки відношення $H_{\max}/R < 1$, то залежність (3.54) можна спростити:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = 2,915 \cdot \left(\frac{H_{\max}}{R}\right)^2. \quad (3.55)$$

Після підстановки залежності (3.55) у залежність (3.52), маємо:

$$H_{\max} = \frac{1836,45 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^2}. \quad (3.56)$$

У результаті отримано аналітичну залежність для визначення максимальної імовірнісної (наведеної) товщини зрізу H_{\max} , яка за структурою відрізняється від аналогічної залежності (3.52), отриманої для умов шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, що мають конусоподібну форму. Параметри, що входять у залежність (3.56), більшою мірою впливають на параметр H_{\max} , ніж у залежності (3.52). Отже, моделюючи ріжучі зерна у формі сфери, можна в ширших межах змінювати параметр H_{\max} шляхом зміни параметрів, що входять у залежність (3.56). При цьому залежність (3.56) набуває спрощеного вигляду, оскільки не містить невизначеного безрозмірного коефіцієнта η .

Виходячи із залежності (3.56), для вихідних даних: $V_{\text{кр}}/V_{\text{дет}} = 60$; $m = 100$; $t = 20 \cdot 10^{-6}$ м; $\bar{X}/R = 2$; $R_{\text{кр}} = 0,4$ м; $R_{\text{дет}} = 0,05$ м відношення $H_{\max}/R = 0,175$. У цьому випадку, згідно відомим експериментальним даним професорів Крагельського І. В. та Богомолова Н. І., має місце процес стружкоутворення в умовах різання. За меншими значеннями відношення H_{\max}/R процес стружкоутворення перетворюється на про-

цес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки і, відповідно, без здійснення знімання матеріалу. Тому для підвищення ефективності процесу різання під час шліфування відношення H_{\max} / R необхідно збільшувати. Це досягається, насамперед, шляхом виконання умови $\bar{X} < 2 \cdot R$ у разі здійснення правлення алмазного круга та забезпечення його високої ріжучої здатності.

Виходячи із залежності (3.56), збільшити відношення H_{\max} / R можна збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ і глибини шліфування t , наприклад, зі збільшенням $V_{\text{дет}}$ і t у 2 рази відношення $H_{\max} / R = 0,5$, що відповідає стійкому процесу стружкоутворення в умовах різання.

У роботі [51] наведено аналітичну залежність для визначення умовного напруження різання σ під час мікрорізання одиничним зерном із радіусом R :

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\left(\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \text{tg} \frac{\psi}{2}} \right)}, \quad (3.57)$$

де $\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

a – товщина зрізу, м;

ψ – умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом.

Залежність (3.57) для визначення умовного напруження різання (енергоємності обробки) σ під час шліфування із урахуванням залежності (3.56) та умови $a = H_{\max}$ набуває вигляду:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\left(\sqrt{\frac{918,25 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^3} - \text{tg} \frac{\psi}{2}} \right)}. \quad (3.58)$$

Зменшити умовне напруження різання σ можна збільшенням параметрів $V_{\text{дет}}$, t і зменшенням m і $V_{\text{кр}}$, оскільки під час шліфування кругом із незношеними ріжучими зернами виконується умова $\bar{X} < 2 \cdot R$.

Безсумнівно, у зв'язку зі зношенням зерен і збільшенням радіуса їх округлення суттєве впливає на характер зміни відношення H_{\max} / R величина R .

За умову $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \text{const}$ залежність (3.58) набуває вигляду:

$$\sigma = \frac{\sigma_{ст}}{\left(\sqrt{\frac{918,25 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot R^3 \cdot B}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)}. \quad (3.59)$$

У цьому випадку глибина шліфування t незначно впливає на умовне напруження різання σ , а збільшення продуктивності обробки Q призводить до його зменшення. Однак зі збільшенням продуктивності обробки Q , очевидно, збільшується і величина R , що призводить до незначного зменшення умовного напруження різання σ . Як витікає із залежності (3.59), найбільше впливає на умовне напруження різання σ радіус округлення ріжучої кромки зерна R : чим він менший, тим менше умовне напруження різання. Це узгоджується із практичними даними.

Із урахуванням залежності (3.19) для визначення параметра H_{\max} отримано аналітичну залежність для визначення параметра шорсткості поверхні R_a під час шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, що мають конусоподібну форму (рис. 3.10):

$$R_a = 0,2 \cdot H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{4 \cdot t}} = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{дет}^2 \cdot \rho}{(1+\eta)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}. \quad (3.60)$$

Після підстановки залежності (3.56) у (3.60), визначено параметр шорсткості поверхні R_a під час шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, що мають форму сфери (рис. 3.10):

$$R_a = 1248,8 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^2} \right)^{1,2} \cdot \rho^{0,6} \cdot t^{0,4}. \quad (3.61)$$

У табл. 3.4 – табл. 3.6 наведено розраховані за залежностями (3.52), (3.56) і (3.60), (3.61) значення параметрів H_{\max} і R_a для конусоподібної (за умови $\eta=0$) і сферичної форм зерен, що визначають, за суттю, їхні максимальні та мінімальні значення. Вихідні дані: $V_{дет} = 1; 3; 10$ м/хв; $t = (0,1 \dots 0,5) \cdot 10^{-3}$ м; $V_{кр} = 30$ м/хв; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $m = 100$; $R = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{дет} = 0,08$ м. Параметри режиму різання відповідають умовам зовнішнього круглого глибинного шліфування.

Як видно, має місце значна відмінність значень наведених параметрів для конусоподібної (за умови $\eta=0$) та сферичної форм зерен. Отже, у межах цих значень можуть змінюватися параметри H_{\max} і R_a зі

зміною умов шліфування. Наприклад, із часом шліфування у зв'язку зі зношенням зерен круга параметри H_{\max} і R_a можуть зменшуватися від максимального до мінімального значення. Така ж закономірність має місце зі збільшенням параметрів m , $V_{\text{кр}}$ і зменшенням \bar{X} , $V_{\text{дет}}$, t .

Таблиця 3.4 – Значення параметрів шліфування
за умови $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв

t , мкм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
H_{\max} , мкм (сфера)	1,11	1,57	1,92	2,22	2,48
H_{\max} , мкм (конус із $\eta = 0$)	13,92	15,6	16,75	17,59	18,22
R_a , мкм (сфера)	0,083	0,11	0,132	0,146	0,158
R_a , мкм (конус із $\eta = 0$)	1,43				
$R_{a.\text{експ}}$, мкм (експеримент)	0,95	1,18	1,3	1,42	1,44
$H_{\max 1}$, мкм	10,0	13,4	15,5	17,46	18,0
R_1 , мкм	33	34	35	36	36,5
R_1/R	0,33	0,34	0,35	0,36	0,365
$H_{\max 1}/R_1$	0,3	0,394	0,44	0,485	0,493

У табл. 3.4 – табл. 3.6 для порівняння наведено експериментальні значення параметра шорсткості поверхні $R_{a.\text{експ}}$, які встановлено під час круглого зовнішнього глибинного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1A1 300×25 AC6 200/160 4 M1-01 циліндричної твердосплавної фрези діаметром 160 мм (із твердого сплаву BK8) із режимом шліфування; $V_{\text{дет}} = 1; 3; 10$ м/хв; $t = (0,1 \dots 0,5) \cdot 10^{-3}$ м; $V_{\text{кр}} = 30$ м/хв [77]. Із урахуванням значень $R_{a.\text{експ}}$ ($R_a = 0,2 \cdot t_{T_0}$) на основі перетвореної залежності (2.101) розраховане значення

$$H_{\max 1} = \sqrt[6]{(5 \cdot R_{a.\text{експ}})^5 \cdot 4 \cdot t}. \quad (3.62)$$

Також у табл. 3.4 – табл. 3.6 наведено значення радіуса округлення ріжучої кромки зерна $R_1 < R$, які розраховано за залежністю:

$$R_1 = R \cdot \sqrt{\frac{H_{\max}}{H_{\max 1}}}, \quad (3.63)$$

та відношень R_1/R і $H_{\max 1}/R_1$.

Таблиця 3.5 – Значення параметрів шліфування для $V_{дет} = 3$ м/хв

t, мкм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
H_{max} , мкм (сфера)	3,33	4,71	5,76	6,66	7,44
H_{max} , мкм (конус із $\eta = 0$)	20,18	22,61	24,28	25,5	26,41
R_a , мкм (сфера)	0,256	0,338	0,41	0,45	0,486
$R_{a.експ}$, мкм (конус із $\eta = 0$)	2,21				
R_a , мкм (експеримент)	1,5	1,6	1,7	1,75	1,8
$H_{max 1}$, мкм	14,6	17,3	19,4	20,8	22,1
R_1 , мкм	48	52	54	56	58
R_1/R	0,48	0,52	0,54	0,56	0,58
$H_{max 1}/R_1$	0,3	0,33	0,36	0,37	0,38

У залежності (3.63) значення параметра H_{max} приймаються для зерен у вигляді сфери. Відсутність у табл. 3.6 експериментальних значень $R_{a.експ}$ для $V_{дет} = 10$ м/хв і $t > 0,1 \cdot 10^{-3}$ м пов'язано із тим, що у цих умовах процес протікав нестійко, мало місце засалювання алмазного круга на металевій зв'язці та його підвищене зношування.

Таблиця 3.6 – Значення параметрів шліфування для $V_{дет} = 10$ м/хв

t, мкм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
H_{max} , мкм (сфера)	11,1	15,7	19,2	22,2	24,8
H_{max} , мкм (конус із $\eta = 0$)	33	37	39,7	41,7	43,2
R_a , мкм (сфера)	1,11	1,465	1,76	1,94	2,11
R_a , мкм (конус із $\eta = 0$)	4,0				
$R_{a.експ}$, мкм (експеримент)	2,0	–	–	–	–
$H_{max 1}$, мкм	18,4	–	–	–	–
R_1 , мкм	77,7	–	–	–	–
R_1/R	0,777	–	–	–	–
$H_{max 1}/R_1$	0,24	–	–	–	–

Як витікає із табл. 3.4, зі збільшенням глибини шліфування t параметр шорсткості поверхні R_a збільшується, що призводить до збільшення параметра $H_{\max 1}$ фактично за одним значенням $R_1 < R$. Для швидкості деталі $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв (табл. 3.4) відношення R_1/R менше, ніж для швидкості $V_{\text{дет}} = 10$ м/хв (табл. 3.6). Це пов'язано із меншою величиною лінійного зношування зерен круга. Так, наприклад, для $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв за умови моделювання зерен у формі конуса (для $\eta = 0$) параметр $H_{\max 1}$ приблизно дорівнює параметру H_{\max} , тоді як для $V_{\text{дет}} = 10$ м/хв за умови моделювання зерен у формі сфери параметр $H_{\max 1}$ наближається до значення параметра H_{\max} (за умови $R_1 = R$). Це указує на незначну відмінність значень R_1 і R для $V_{\text{дет}} = 10$ м/хв. Отже, зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ внаслідок збільшення радіусів округлення ріжучих кромок зерен $R_1 < R$ шліфування здійснюється зернами, що за формою наближаються до форми сфери. Цим пояснюється не значне збільшення параметра шорсткості поверхні R_a зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, як це витікає із залежності (3.60), отриманої для конусоподібної форми зерен для $\eta = 0$.

Таким чином показано, що зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ відбувається більше згладжування ріжучого рельєфу алмазного круга, радіуси округлення ріжучих кромок зерен R_1 збільшуються. Це сприяє не значному збільшенню параметра шорсткості поверхні R_a . У результаті експериментально встановлені значення $R_{a,\text{експ}}$ для $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв та $V_{\text{дет}} = 10$ м/хв відрізняються незначно, хоча при цьому має місце багаторазове збільшення продуктивності обробки (у 10 разів).

Як видно, у всіх випадках параметр шорсткості поверхні $R_{a,\text{експ}}$ набуває значення в межах зміни розрахункових значень параметра R_a , отриманих під час моделювання ріжучих зерен у формі конуса (для $\eta = 0$) та сфери. Це указує на достовірність наведених у роботі аналітичних залежностей для визначення параметра R_a , які дозволяють розрахунковим шляхом встановити справжні межі зміни параметра R_a залежно від умов обробки. Із фізичної точки зору граничні значення параметра R_a для заданого режиму шліфування визначають зміну (зменшення) параметра R_a

у зв'язку зі зношуванням зерен круга (збільшення безрозмірного коефіцієнта η та радіусів округлення ріжучих кромки зерен R_1 у формі сфери). Так, із часом обробки параметр шорсткості поверхні $R_{a.експ}$, очевидно, буде зменшуватися до наведених у табл. 3.4 – табл. 3.6 значень параметра R_a (для зерен у вигляді сфери). В умовах шліфування зі швидкістю деталі $V_{дет} = 10$ м/хв час досягнення параметром $R_{a.експ}$ значення R_a буде менше, ніж в умовах шліфування зі швидкістю деталі $V_{дет} = 1$ м/хв у зв'язку із більш інтенсивним зношуванням зерен від дії на них підвищених навантажень.

Згідно табл. 3.4, під час шліфування зі швидкістю деталі $V_{дет} = 1$ м/хв значення $R_{a.експ}$ перевищують значення R_a (для зерен у формі сфери) більш ніж у 10 разів. Це указує на існування значних можливостей зменшення параметра шорсткості поверхні R_a для даних умов обробки. Під час шліфування зі швидкістю деталі $V_{дет} = 3$ м/хв розбіжність значень $R_{a.експ}$ і R_a (для зерен у формі сфери) зменшується до 5,8 ... 3,7 разів, а під час шліфування із швидкістю деталі $V_{дет} = 10$ м/хв – до 2 разів. Отже, і в цих умовах можна досягти значного зменшення шорсткості поверхні шляхом забезпечення згладжування ріжучого рельєфу алмазного круга.

Висновки

1. Аналіз отриманих розрахункових залежностей для визначення площі поперечного перерізу зрізу, максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу та інших параметрів процесу шліфування із урахуванням зношування зерен круга показує, що структурно вони нічим не відрізняються від аналогічних залежностей, отриманих на основі розробленої математичної моделі кінематики процесу шліфування кругом із незношеними зернами. Відмінністю є лише те, що вони містять новий безрозмірний коефіцієнт, рівний відношенню величини лінійного зношування зерна до максимальної умовної глибини впровадження зерна в оброблюваний матеріал, яка відраховується від вершини вихідного незношеного максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна. За суттю, цей безрозмірний коефіцієнт визначає ступінь затуплення (зно-

шування) зерна до його об'ємного руйнування та входить у отримані залежності для визначення основних параметрів процесу шліфування із найбільшим показником ступеня. Це приводить до зміни параметрів процесу шліфування в достатньо широких межах по відношенню до встановлених аналогічних аналітичних залежностей без урахування зношування зерен круга. Це також указує на існування значних резервів шліфування, пов'язаних із управлінням величиною лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування, яка для кожного режиму шліфування, кожної характеристики круга та оброблюваного матеріалу приймає цілком конкретне значення. Отримані на основі теоретико-імовірнісного підходу теоретичні рішення слід розглядати його подальшим розвитком, спрямованим на більш глибоке дослідження фізичних і технологічних закономірностей процесу шліфування і виявлення та реалізацію на цій основі перспективних напрямів підвищення його ефективності.

2. Показано, що параметри шорсткості обробки визначаються величиною лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування, яка входить у розрахункові залежності з найбільшим ступенем. Це дозволило уточнити наведені в науково-технічній літературі аналогічні залежності, отримані для вихідного (незношеного) ріжучого рельєфу круга, наблизити розрахункові значення шорсткості оброблюваної поверхні до експериментальних значень і привести у відповідність теорію та практику шліфування.

3. Проведено аналітично обґрунтований вибір раціональних параметрів режиму шліфування та характеристик алмазного круга із застосуванням принципу енергетичної рівноваги системи "зерно – зв'язка". Встановлено, що ріжуче зерно знаходиться у стійкому рівноважному стані, а питома витрата алмазу набуває мінімального значення за умови одночасної рівності сили різання, що діє на максимально виступаюче зерно, руйнуючої сили та сили утримання зерна у зв'язці круга. При цьому рівень питомої витрати алмазу визначається величиною лінійного зношування зерна до його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга. Отримані на цій основі залежності для визначення продуктивності обробки, зношування алмазного круга, параметрів шорсткості поверхні, товщини зрізу та ін. містять, поряд із кінематико-геометричними параметрами, ряд фізичних параметрів, що характери-

зують значення міцності алмазних зерен, зв'язки круга та оброблюваного матеріалу, а також умовне напруження різання, коефіцієнт заповнення стружкою міжзеренного простору круга та ін. Розрахунками встановлено, що для кожної характеристики алмазного круга існує продуктивність обробки, що відповідає мінімуму питомої витрати алмазу. Приймаючи швидкість зношування зв'язки круга функцією тиску стружок, що утворюються, в міжзеренному просторі алмазного круга, і прирівнюючи її до швидкості зношування зерен, встановлено умову стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга і сформульовано вимоги до характеристик алмазних кругів, що працюють в умовах самозагострювання і в умовах алмазного електроерозійного шліфування.

4. Розроблений метод розрахунку параметрів процесу шліфування дозволяє за експериментальними даними базового алмазного круга перерахунком встановити оптимальний режим шліфування, характеристики алмазних кругів для різних оброблюваних матеріалів, а також визначити основні технологічні та фізичні параметри шліфування, включаючи параметри ріжучого рельєфу алмазного круга, величину зношування зерна до його руйнування, умовне напруження різання тощо.

5. Наведено аналітичні залежності для розрахунку шорсткості поверхні під час шліфування на основі моделювання ріжучих зерен у формі конуса та сфери, що визначають, за суттю, їх максимально та мінімально можливі значення. Отримані результати експериментальних досліджень підтвердили достовірність теоретичних рішень, оскільки параметр шорсткості поверхні R_a набуває значення, що змінюються в межах розрахункових максимально і мінімально можливих значень. Показано, що в умовах круглого алмазного глибинного шліфування зі збільшенням швидкості деталі, у зв'язку із інтенсифікацією зношування алмазного круга і утворенням на ньому більш згладженого ріжучого рельєфу, експериментальні значення параметра шорсткості поверхні наближаються до розрахункових значень, встановлених для сферичної форми зерен. Тому найбільш достовірним математичним описанням форми ріжучих зерен є їхнє подання у формі сфери. На цій основі можна розрахунковим шляхом прогнозувати межі зміни шорсткості поверхні (максимально і мінімально можливі значення) для даного режиму шліфування та науково обґрунтовано підходити до практичної реалізації мінімально можливого значення параметра шорсткості поверхні R_a .

Розділ 4

Умови управління силовою напруженістю процесу шліфування

4.1. Математична модель стружкоутворення в умовах мікрорізання одиничним зерном

Під час вивчення процесів різання матеріалів значну увагу приділяють питанням механіки стружкоутворення, розробленню методів розрахунку параметрів напружено-деформованого стану зони різання та технологічних показників обробки. Більш повно ці питання вирішено відносно обробки лезовим інструментом. Встановлено аналітичні залежності, що дозволяють здійснити наближений розрахунок основних параметрів процесу різання.

Поширити отримані рішення на процес шліфування достатньо складно, що пов'язано із особливостями відділення мікростружок ріжучими зернами, які мають негативний змінний за товщиною передній кут. У розрахунках вплив змінності такого кута на процес стружкоутворення не враховують. Передній кут лезового інструменту приймають прямолінійним та незмінним, що значно спрощує розрахунки. Однак, під час шліфування, коли товщини зрізів можна порівняти із радіусами округлення ріжучих кромки, таке спрощення не завжди обґрунтовано. Тому важливо аналітично встановити вплив радіуса округлення ріжучої кромки зерна на процес стружкоутворення і отримати розрахункові залежності умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, тангенціальної і радіальної складових сили різання одиничним зерном P_z , P_y та їхнього відношення P_z / P_y , умовного напруження різання.

Припустимо, що утворення стружки в умовах мікрорізання одиничним зерном відбувається шляхом періодичного відділення елементарних об'ємів матеріалу вздовж умовної площини зсуву. Моменту відділення передують деформація елементарного об'єму матеріалу, яка збільшується до тих пір, доки дотичні напруження, що виникають в умовній площині зсуву, не досягнуть граничного значення. У момент відокремлення елементарного об'єму матеріалу тангенціальна складова сили різання одиничним зерном P_z дорівнює горизонтальній проек-

ції граничної (руйнівної) сили, що діє в умовній площині зсуву. Виходячи із такого подання процесу стружкоутворення, визначимо умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , вважаючи, що радіальне навантаження P , яке діє на зерно, рівномірно розподілене вздовж дуги контакту зерна із оброблюваним матеріалом (рис. 4.1). За фізичною суттю навантаження P відповідає твердості оброблюваного матеріалу.

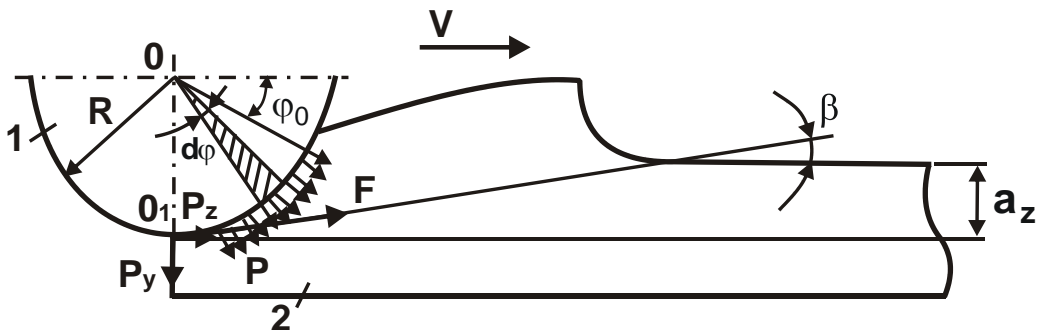


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема параметрів стружкоутворення в умовах мікрорізання одиничним зерном:
1 – ріжуче зерно; 2 – оброблюваний матеріал

Спроекуємо навантаження P на умовну площину зсуву оброблюваного матеріалу і отримаємо вираз для сили, що викликає його руйнування:

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} P \cdot R \cdot \cos(\varphi + \beta) \cdot d\varphi = P \cdot R \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (4.1)$$

де R – радіус округлення ріжучої кромки у вершини ріжучого зерна, м;
 φ_0 – значення кута контакту ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом, град;

Дотичне напруження, що виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу під час мікрорізання зерном одиничної ширини, визначається:

$$\tau = \frac{F}{a_z} \cdot \sin\beta = \frac{P \cdot R}{a_z} \cdot \sin\beta [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (4.2)$$

де a_z – товщина зрізу, м.

Положення умовної площини зсуву визначає такий кут β , за яким дотичне напруження τ стає максимальним. Тому, диференціюючи дотичне напруження τ за кутом β , складемо рівняння для знаходження

умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу. За необхідної умови екстремуму $d\tau_\beta = 0$ маємо:

$$\cos\beta[\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)] + \sin\beta[\cos(90^\circ + \beta) - \cos(\varphi_0 + \beta)] = 0. \quad (4.3)$$

Після тригонометричних перетворень рівняння (4.3) отримано залежність для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β :

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (4.4)$$

Аналіз отриманої залежності (4.4) показує, що умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , залежно від кута φ_0 , може змінюватися у межах $0 \dots 22,5^\circ$. Такі значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β відповідають даним експериментів, наведених у роботи [101]. Кут φ_0 , у свою чергу, залежить від параметрів процесу мікрорізання і визначається за умови рівноваги тангенціальної складової сили різання одиничним зерном P_z і горизонтальної проекції руйнівної сили F . Сила P_z , виходячи із рис. 4.1, аналітично описується залежністю:

$$P_z = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} P \cdot R \cdot \cos\varphi \cdot d\varphi = P \cdot R \cdot (1 - \sin\varphi_0). \quad (4.5)$$

Аналогічно описується радіальна складова сили різання одиничним зерном P_y :

$$P_y = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} P \cdot R \cdot \sin\varphi \cdot d\varphi = P \cdot R \cdot \cos\varphi_0. \quad (4.6)$$

Горизонтальна проекція сили F :

$$F_{\text{гор}} = \tau_{\text{зсув}} \cdot a_z \cdot \text{ctg}\beta, \quad (4.7)$$

де $\tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м².

Порівнюючи параметри P_z і $F_{\text{гор}}$ із урахуванням залежності (4.4), отримано рівняння для визначення кута φ_0 :

$$(1 - \sin\varphi_0) \cdot \text{tg}\left(22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4}\right) = \frac{\tau_{\text{зсув}} \cdot a_z}{P \cdot R}. \quad (4.8)$$

Після перетворень рівняння (4.8) із урахуванням залежності (4.4) набуває вигляду:

$$8 \cdot \sin^3\beta \cdot \cos\beta = \frac{\tau_{\text{зсув}} \cdot a_z}{P \cdot R}. \quad (4.9)$$

Враховуючи малий розмір кута β у процесі мікрорізання та приймаючи $\sin\beta \approx \beta$ і $\cos\beta \approx 1$, маємо:

$$\beta \approx \sin\beta = \sqrt[3]{\frac{\tau_{зсув} \cdot a_z}{P \cdot R}}. \quad (4.10)$$

Кут φ_0 визначимо:

$$\varphi_0 = 90^\circ - 4\beta. \quad (4.11)$$

Використовуючи залежності (4.5), (4.6) і (4.10), а також вважаючи умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β рівним правій частині залежності (4.10), отримано аналітичні залежності для визначення складових сили різання P_z і P_y , коефіцієнта різання-дряпання $K_{різ}$ і умовного напруження різання σ :

$$P_z = 2 \cdot \sqrt[3]{\tau_{зсув}^2 \cdot a_z^2 \cdot P \cdot R}; \quad (4.12)$$

$$P_y = 2 \cdot \sqrt[3]{\tau_{зсув} \cdot a_z \cdot P^2 \cdot R^2}; \quad (4.13)$$

$$K_{різ} = \frac{P_z}{P_y} = 2\beta = \sqrt[3]{\frac{\tau_{зсув} \cdot a_z}{P \cdot R}}; \quad (4.14)$$

$$\sigma = \frac{8 \cdot P \cdot R \cdot \beta^2}{a_z^2}. \quad (4.15)$$

Аналіз залежностей (4.10) – (4.15) показує, що зі збільшенням товщини зрізу a_z і відношення a_z/R ефективність використання ріжучих властивостей алмазного зерна та процесу різання-дряпання підвищується, оскільки збільшується кут зсуву оброблюваного матеріалу β , коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$, а умовне напруження різання σ зменшується. Збільшенню умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β відповідає збільшення складових сили різання P_z і P_y , які залежать від товщини зрізу і радіуса округлення ріжучої кромки алмазного зерна. При цьому на тангенціальну складову сили різання P_z більшою мірою впливає товщина зрізу a_z , а на радіальну складову сили різання P_y – радіус округлення вершини зерна R . Якщо радіус округлення вершини зерна R збільшується, що може мати місце внаслідок зношування зерна, то процес різання одиничним зерном здійснюється більш напружено і менш ефективно, оскільки збіль-

шуються складові сили різання P_z і P_y , умовне напруження різання σ і зменшується коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$.

Як витікає із отриманих залежностей, процес мікрорізання здійснюється тим ефективніше, чим менше значення R , яке взаємопов'язане із розмірами алмазного зерна. Відомо, що зі зменшенням зернистості синтетичних алмазних зерен зменшується значення R . Отже, можна очікувати, що ефективність використання ріжучих властивостей алмазних кругів і ефективність процесу шліфування дрібнозернистими алмазними кругами будуть вищими, ніж крупнозернистими алмазними кругами. Це положення підтверджується експериментальними результатами, отриманими під час дослідження алмазного шліфування безвольфрамових твердих сплавів [90].

На основі отриманих залежностей (4.10), (4.14) і (4.15) побудовано графіки функцій $\beta = f(a_z)$, $K_{різ} = f(a_z)$, $\sigma = f(a_z)$ для твердих сплавів Т15К6 і ТН20. Це дозволило теоретично оцінити їхню оброблюваність шліфуванням. Розрахунок виконано для алмазного зерна із радіусом округлення ріжучої кромки $R = 5 \cdot 10^{-3}$ мм, оскільки приблизно таке значення R мали алмазні зерна, які застосовували під час експериментальних досліджень процесу мікрорізання. Для виконання розрахунків за залежностями (4.10), (4.14) і (4.15) необхідно знати значення P і $\tau_{зсув}$, які не наводяться у літературних джерелах. Тому їх визначено експериментально-теоретичним шляхом. Із використанням залежностей (4.12) і (4.13) отримано:

$$P = \frac{P_y^2}{2 \cdot P_z \cdot R}; \quad (4.16)$$

$$\tau_{зсув} = \frac{P_z}{2 \cdot a_z} \cdot \sqrt{\frac{P_z}{2 \cdot P \cdot R}}. \quad (4.17)$$

Значення складових сили різання P_z і P_y визначено експериментально для товщини зрізу $a_z = 6$ мкм. Вони склали для сплаву Т15К6: $P_z = 7$ Н, $P_y = 14,7$ Н, а для сплаву ТН-20: $P_z = 7,42$ Н, $P_y = 18,1$ Н. У результаті розрахунків отримано значення P і $\tau_{зсув}$: сплав Т15К6 – $P = 3090$ Н/мм², $\tau_{зсув} = 278$ Н/мм²; сплав ТН-20 – $P = 4415$ Н/мм², $\tau_{зсув} = 253$ Н/мм².

Ці значення P і $\tau_{зсув}$ у подальших розрахунках прийнято постійними для застосовуваних оброблюваних матеріалів. Отримані значення P і $\tau_{зсув}$ узгоджуються із фізико-механічними властивостями твердих сплавів. Безвольфрамований твердий сплав ТН-20, за даними роботи [90], має більшу мікротвердість і крихкість, ніж твердий сплав Т15К6, і йому відповідає більше значення параметра P (який, за суттю, визначає мікротвердість), та менше значення параметра $\tau_{зсув}$ (який визначає межу міцності на зсув оброблюваного матеріалу). Отже, за значеннями P і $\tau_{зсув}$, отриманими експериментально і теоретично, можна оцінити і фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу.

На рис. 4.2 графічно показано отримані теоретичні залежності для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , коефіцієнта різання-дряпання $K_{різ}$ та умовного напруження різання σ залежно від товщини зрізу a_z .

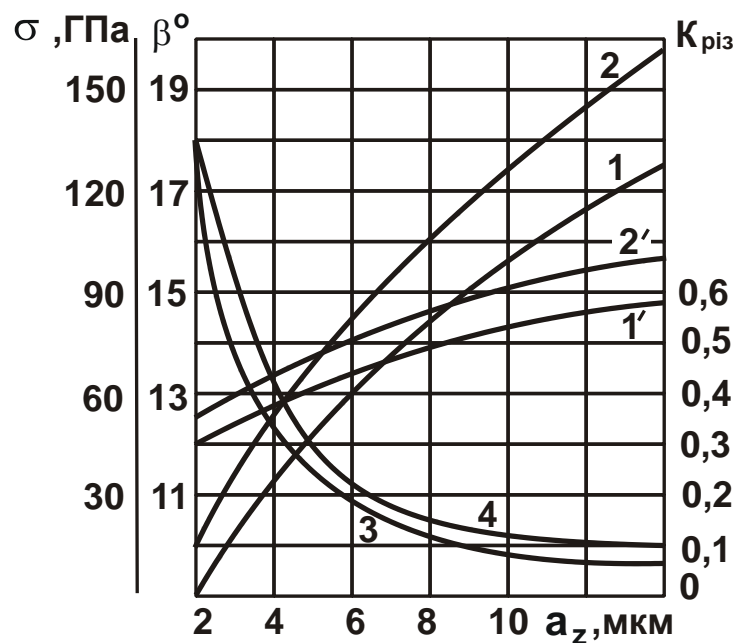


Рисунок 4.2 – Вплив товщини зрізу a_z на умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , умовне напруження різання σ , коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$: оброблюваний матеріал:

1, 3 – твердий сплав Т15К6; 2, 4 – твердий сплав ТН-20;

1, 2 – $\beta = f(a_z)$; 3, 4 – $\sigma = f(a_z)$;

1' – ріжуче зерно; 2' – оброблюваний матеріал

Як видно, для твердого сплаву ТН-20 значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β і коефіцієнта різання-дряпання $K_{різ}$ менше, а умовне напруження різання σ більше, ніж для твердого сплаву Т15К6. На підставі цих даних можна вважати, що мікрорізання безвольфрамового твердого сплаву буде здійснюватися в більш тяжких умовах, які можуть сприяти підвищеному зношуванню алмазного круга, у результаті чого його ріжучі властивості будуть використовуватися менш ефективно.

Таким чином, можна зробити висновок, що безвольфрамовий твердий сплав порівняно із вольфрамовмісним твердим сплавом має гіршу оброблюваність під час мікрорізання і шліфування.

Важливим є порівняння отриманих за пропонованою математичною моделлю аналітичних значень умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу із величинами, визначеними експериментально, та за відомими у теорії різання матеріалів залежностями.

У науково-технічній літературі пропонуються такі залежності для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\eta}{2} \text{ – Брикс, Мерчен;} \quad (4.18)$$

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\eta}{2} - \frac{\eta_1}{2} \text{ – Зворикін, Брикс, Айзеншток;} \quad (4.19)$$

$$\beta = 45^\circ + \gamma - \eta \text{ – Лі, Шафер;} \quad (4.20)$$

$$\beta = 50^\circ - 0,8 \cdot (\gamma - \eta) \text{ – Таллер, Окслі,} \quad (4.21)$$

де η – умовний кут тертя ріжучого інструменту і оброблюваного матеріалу;

η_1 – умовний кут внутрішнього тертя оброблюваного матеріалу;

γ – передній кут ріжучого інструменту.

Для алмазного зерна у наведених залежностях значення переднього кута γ слід приймати негативними. Наприклад, для $\eta = 18 \dots 25^\circ$, $\eta_1 = 36 \dots 44^\circ$ [101] отримано наведені у табл. 4.1 значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β для різних значень переднього кута алмазного зерна γ .

Як витікає із табл. 4.1 і рис. 4.2, значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β за абсолютною величиною знаходяться у

межах $0 \dots 22,5^\circ$. У роботі [101] наведено експериментальні значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, які отримано під час різання-дряпання сталі абразивними зернами та які знаходяться у межах $11^\circ \dots 19^\circ$.

Таблиця 4.1 – Експериментальні значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β (в град.)

Кут різання δ° (град.)	Значення кута β за залежностями			
	(4.18)	(4.19)	(4.20)	(4.21)
120	19	-1	-6	8,4
130	14	-6	-11	0,4
140	9	-11	-16	-7,6
150	4	-16	-21	-15

Отже, розроблена математична модель процесу стружкоутворення під час мікрорізання одиничним зерном дозволяє отримати значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , які близькі до реальних умов, що виникають у процесі різання-дряпання. Разом із тим, розроблена математична модель дозволяє не тільки визначити умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , а й показати його взаємозв'язок із такими важливими характеристиками процесу мікрорізання, як сила різання, коефіцієнт різання-дряпання, умовне напруження різання, за якими можна оцінювати оброблюваність досліджуваних матеріалів, а також визначати умови найбільш ефективної реалізації ріжучих властивостей алмазних зерен у процесі шліфування.

4.2. Визначення параметрів силової напруженості процесу алмазного шліфування

Алмазні круги широко застосовують під час шліфування важкооброблюваних матеріалів, особливо, твердих сплавів. При цьому надзвичайно актуальними є питання визначення умов зменшення енергоємності та підвищення продуктивності обробки [17, 18, 67]. У значній мірі це відноситься до шліфування твердих сплавів алмазними кругами на металевих зв'язках, які у більшості випадків використовують лише на

операціях остаточного шліфування в умовах знімання невеликих припусків. Разом із тим, як показує практика, дані алмазні круги характеризуються значними технологічними можливостям із точки зору підвищення їх зносостійкості та продуктивності обробки, а, отже, їх можна ефективно використовувати на операціях попереднього шліфування під час знімання значних припусків. Для цього необхідно обґрунтувати оптимальні умови шліфування, насамперед, на основі розроблення математичних моделей алмазного шліфування, що дозволить теоретично визначити умови зменшення енергоємності та підвищення продуктивності обробки твердих сплавів алмазними кругами на металевих зв'язках.

Слід зазначити що дослідженню алмазного шліфування постійно приділяють велику увагу [63, 69, 71, 90, 96, 106]. Проте, наявні результати найчастіше носять частковий характер, оскільки їх отримано експериментальним шляхом. Тому важливим питанням є аналітичне описання процесу мікрорізання одиничним алмазним зерном та встановлення його фізичних закономірностей.

Для розроблення більш загальної математичної моделі процесу мікрорізання необхідно розглянути ріжуче зерно у вигляді сфери, яка представлена пакетом круглих дисків нескінченно малої товщини різних діаметрів (рис. 4.3). Товщина зрізу a_{zi} кожним диском залежить від його діаметра і заданої товщини зрізу $a_{zi} = a_z - (R - R_i)$, де R – радіус зерна (радіус центрального диска), м; R_i – радіус поточного диска, м.

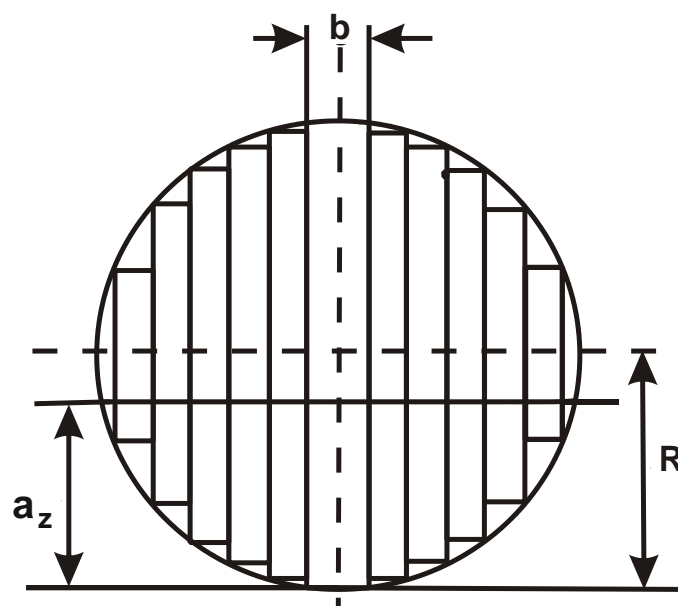


Рисунок 4.3 – Розрахункова схема ріжучої частини зерна

Розглянемо закономірності процесу різання центральним диском. Припустимо, на диск діє сила P_{y1} , що забезпечує різання із товщиною зрізу a_z . Під час переміщення диску у горизонтальному напрямі із швидкістю V_0 відбувається стиснення передніх шарів оброблюваного матеріалу (рис. 4.4). В умовних площинах зсуву, розташованих під різними кутами до напрямку руху диску, виникає напруження зсуву. Оброблюваний матеріал буде деформуватися до тих пір, доки у певній площині зсуву дотичне напруження досягне граничного значення і відбудеться зсув. Надалі процес зсуву елементів матеріалу періодично повторюватиметься.

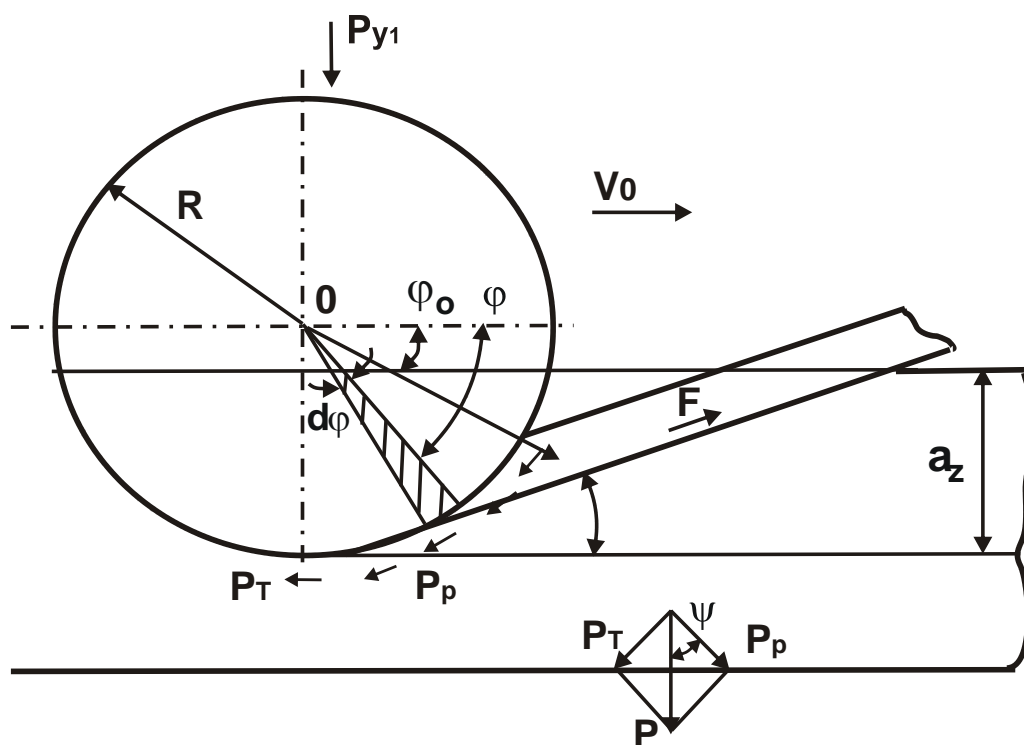


Рисунок 4.4 – Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання одиничним зерном

Встановимо положення умовної площини зсуву, що визначається кутом зсуву β . Для цього визначимо силу F , що діє у площині зсуву, шляхом підсумовування елементарних сил, що виникають на елементарних майданчиках контакту диска із оброблюваним матеріалом за методикою, наведеною у п. 4.1. У першому наближенні тиск P_T приймемо рівним твердості оброблюваного матеріалу HV . Із урахуванням виразу $P_T = f \cdot P_p$, маємо:

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot R \cdot B \cdot [\cos(\varphi + \beta) - f \cdot \sin(\varphi + \beta)] \cdot d\varphi, \quad (4.22)$$

де B – ширина диска, м;

φ – поточне значення кута контакту диска із оброблюваним матеріалом, град;

f – коефіцієнт тертя диска із оброблюваним матеріалом.

Із урахуванням відомого виразу $f = \operatorname{tg}\psi$ (де ψ – умовний кут тертя диска із оброблюваним матеріалом, рис. 4.4), залежність (4.22) набуде вигляду:

$$F = \frac{2 \cdot HV \cdot R \cdot B}{\cos\psi} \cdot \cos\left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi + \beta\right) \cdot \sin\left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2}\right), \quad (4.23)$$

Дотичне напруження τ у площині зсуву дорівнює $\tau = F/(B \cdot l)$, де $l = a_z / \sin\beta$ – довжина площини зсуву оброблюваного матеріалу, м. Із урахуванням залежності (4.23), маємо:

$$\tau = \frac{2 \cdot HV \cdot R}{a_z \cdot \cos\psi} \cdot \sin\beta \cdot \cos\left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi + \beta\right) \cdot \sin\left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2}\right). \quad (4.24)$$

Дотичне напруження τ неоднозначно залежить від кута β . Зі збільшенням кута β із урахуванням множника $\sin\beta$ дотичне напруження τ збільшується, а із урахуванням множника $\cos\left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi + \beta\right)$ – зменшується (рис. 4.5). Отже, дотичне напруження τ змінюється за екстремальною залежністю від кута β . Значення кута β , що відповідає максимуму дотичного напруження τ , визначає положення площини зсуву. У цьому випадку кут β слід розглядати умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу.

Виходячи із необхідної умови екстремуму $\tau'_\beta = 0$, отримано залежність для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу:

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4} - \frac{\psi}{2}. \quad (4.25)$$

Як видно, кут β тим більше, чим менше кути φ_0 і ψ . Максимальне значення кута β дорівнює $22,5^\circ$. Виражаючи залежність (4.25) відносно кута φ_0 і підставляючи отриманий вираз у залежність (4.24), за умови $\tau = \tau_{\text{зсув}}$, маємо:

$$\sin^2 \beta \cdot \sin(\psi + 2 \cdot \beta) = \frac{a_z \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{2 \cdot HV \cdot R}, \quad (4.26)$$

де $\tau_{зсув}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м².

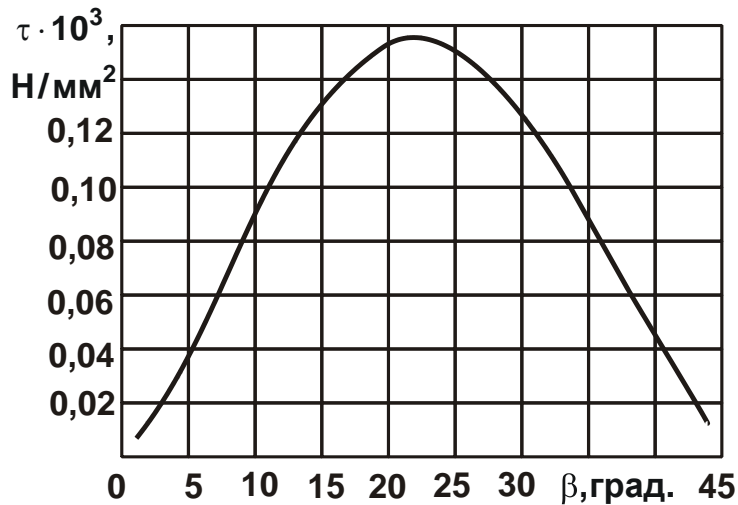


Рисунок 4.5 – Залежність дотичного напруження τ від кута β

Залежність (4.26) пов'язує умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β із основними параметрами процесу мікрорізання одиничним зерном. Зі збільшенням відношень a_z / R і $\tau_{зсув} / HV$ кут β збільшується, а зі збільшенням кута тертя ψ – зменшується. Враховуючи невеликі значення кута β ($\beta < 22,5^\circ$), у першому наближенні можна прийняти $\sin \beta \approx \beta$; $\sin(\psi + 2\beta) \approx 2 \cdot \beta$.

Тоді залежність (4.26) спроститься:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{a_z \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV \cdot R}}. \quad (4.27)$$

Ця залежність визначає кут умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β під час різання центральним диском. Для інших дисків залежність (4.27) набуде вигляду:

$$\beta_i = \sqrt[3]{[a_z - (R - R_i)] \cdot \frac{\tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV \cdot R_i}}. \quad (4.28)$$

Чим менше радіус R_i , тим менше кут β_i . Найбільший кут β досягається під час різання центральним диском.

На рис. 4.6 графічно показано характер зміни кута β_i для різних дисків.

На рис. 4.7 показано границю перетину елементарних площин зсуву із оброблюваною поверхнею. Границя має складну симетричну форму, що узгоджується із експериментальними даними [33, 71].

Для визначення тангенціальної складової сили різання P_{z1} розглянемо нескінченно малий майданчик контакту диска із оброблюваним матеріалом $B \cdot R \cdot d\varphi$ і спроектуємо на вісь OX сили, що діють на ньому: $HV \cdot B \cdot R \cdot d\varphi$ і $f \cdot HV \cdot B \cdot R \cdot d\varphi$ (рис. 4.8). Тоді

$$P_{z1} = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot B \cdot R \cdot d\varphi \cdot [\cos \varphi - f \cdot \cos(90^\circ - \varphi)]. \quad (4.29)$$

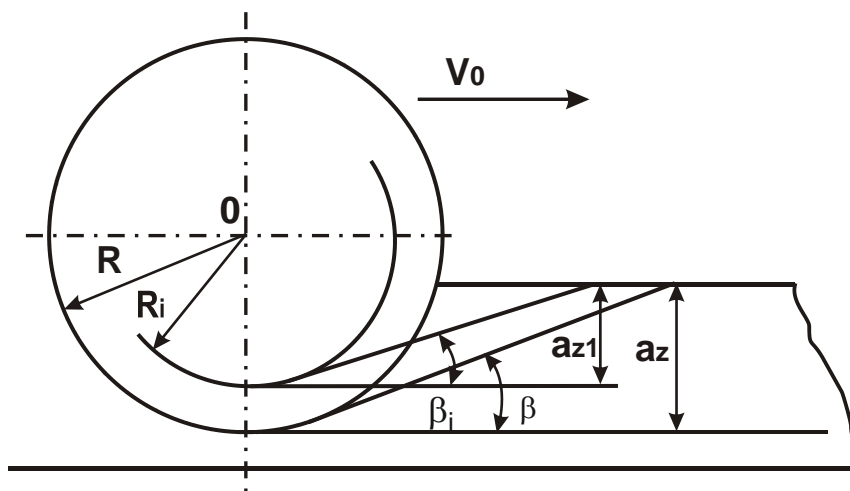


Рисунок 4.6 – Схема, що ілюструє зміну умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β залежно від радіусу диска

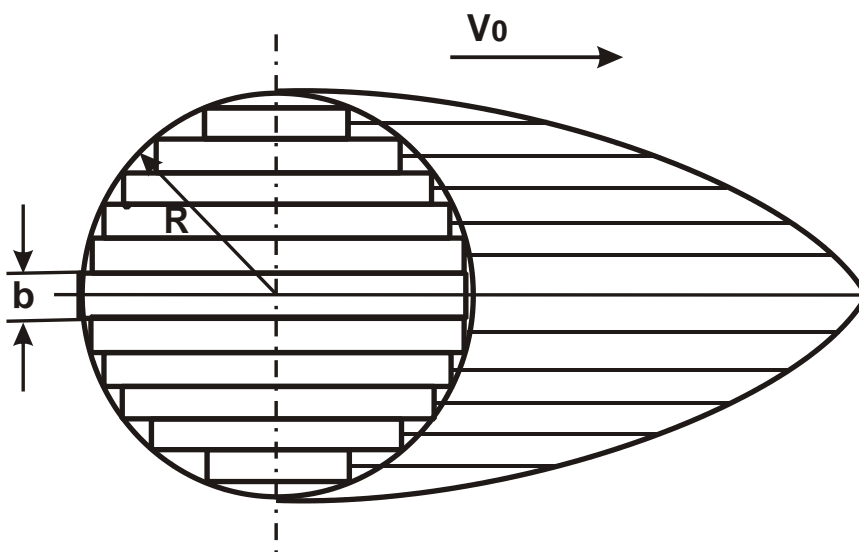


Рисунок 4.7 – Схема, що ілюструє границю контакту поверхні зсуву із оброблюваною поверхнею

Підставимо замість кута φ_0 перетворену відносно кута φ_0 залежність (4.25) із урахуванням виразу $f = \operatorname{tg}\psi$:

$$P_{z1} = \frac{2 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \sin 2\beta \cdot \sin(2\beta + \psi). \quad (4.30)$$

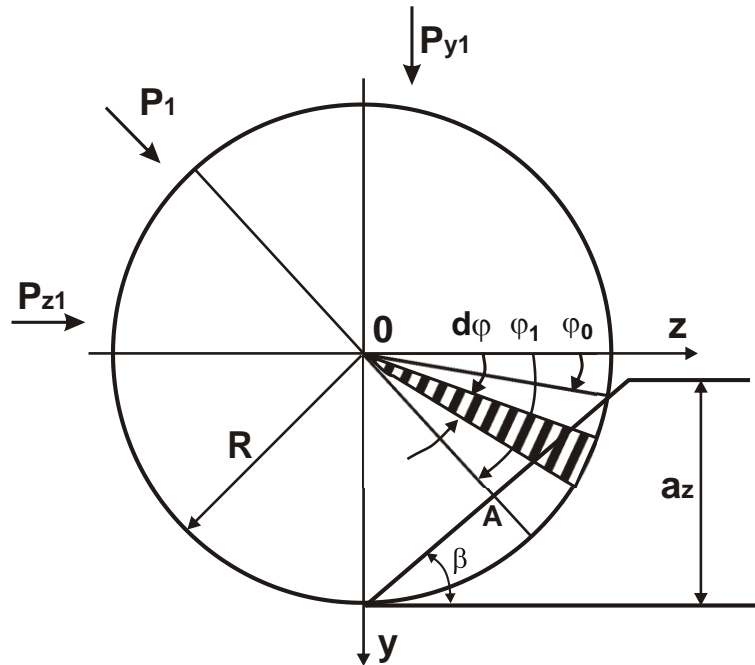


Рисунок 4.8 – Розрахункова схема сил різання, що діють на зерно

Прийmemo спрощені вирази $\sin 2\beta \approx 2\beta$; $\sin(2\beta + \psi) \approx 2\beta$ і підставимо залежність (4.27) у залежність (4.30):

$$P_{z1} = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{HV \cdot R}{\cos \psi}\right) \cdot (a_z \cdot \tau_{зсув})^2} = \frac{8 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \beta^2. \quad (4.31)$$

Сила P_{z1} збільшується зі збільшенням усіх параметрів, що входять у залежність (4.31). Зменшити силу P_{z1} за умови $a_z = \text{const}$ можна зменшенням параметрів R і ψ , тобто шляхом різання "гострим" зерном із застосуванням технологічних середовищ, що зменшують коефіцієнт тертя зерна із оброблюваним матеріалом.

Для визначення сили P_{y1} спроектуємо елементарні сили, що діють на майданчику $B \cdot R \cdot d\varphi$, на вісь OY і проінтегруємо отриманий вираз у межах зміни кута φ – від φ_0 до 90° (рис. 4.8):

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \sin\left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi\right) \cdot \sin\left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2}\right). \quad (4.32)$$

Підставимо замість кута φ_0 залежність (4.25), виражену відносно кута φ_0 із урахуванням виразу $f = \operatorname{tg}\psi$:

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \cos 2\beta \cdot \sin(2\beta + \psi). \quad (4.33)$$

Із урахуванням того, що кути β і ψ невеликі, можливі спрощення: $\cos 2\beta \approx 1$; $\sin(2\beta + \psi) \approx 2\beta$. Тоді

$$P_{y1} = \frac{4 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \beta. \quad (4.34)$$

Із урахуванням залежності (4.27) сила P_{y1} виразиться:

$$P_{y1} = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{HV \cdot R}{\cos \psi}\right)^2 \cdot (a_z \cdot \tau_{зсув})}. \quad (4.35)$$

Сила P_{y1} тим більше, чим більше параметри HV , R , a_z , $\tau_{зсув}$, ψ . На відміну від залежності (4.31), у залежності (4.35) перший множник підкореневого виразу входить із більшим степенем, а другий множник – із меншим степенем. Отже, силу P_{z1} визначають параметри a_z і $\tau_{зсув}$, а силу P_{y1} – параметри HV і R . Коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ} = P_{z1}/P_{y1}$ описується залежністю:

$$K_{різ} = 2 \cdot \beta = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot a_z \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{HV \cdot R}}. \quad (4.36)$$

Коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$ тим більше, чим більше відношення a_z/R і $\tau_{зсув}/HV$ та менше кут ψ .

Умовне напруження різання σ визначається залежністю:

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV \cdot R}{a_z \cdot \cos \psi} \cdot \tau_{зсув}^2} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\beta}. \quad (4.37)$$

Як витікає із залежності (4.37), умовне напруження різання σ тим більше, чим твердіше і міцніше оброблюваний матеріал. Зменшити умовне напруження різання σ можна шляхом збільшення відношення a_z/R і кута ψ . Як і коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$, умовне напруження різання σ цілком однозначно визначається умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу β . Із його збільшенням умовне напруження різання σ зменшується, а коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$ – збільшується.

Із залежностей (4.36) і (4.37) витікає, що добуток параметрів $K_{різ} \cdot \sigma$ є постійною величиною, що дорівнює $4 \cdot \tau_{зсув}$. Це дозволяє за добутком параметрів $K_{різ} \cdot \sigma$ оцінювати характер протікання процесу мікрорізання, зокрема, врахувати частки процесів різання і тертя в енергетичному балансі процесу різання. Цей висновок узгоджується із результатами досліджень різання одиничним зерном у вигляді конуса, наведеними у роботі [71].

Під час різання зерно зношується, радіус округлення його ріжучої кромки R збільшується. Згідно залежностей (4.31) і (4.35) – (4.37), це призводить до збільшення параметрів P_{z1} , P_{y1} , σ і зменшення коефіцієнта різання-дряпання $K_{різ}$.

Виразимо радіус округлення його ріжучої кромки R через величину лінійного зношування зерна x , представляючи зерно у вигляді усіченого конуса із кутом у вершини 2γ (рис. 4.9).

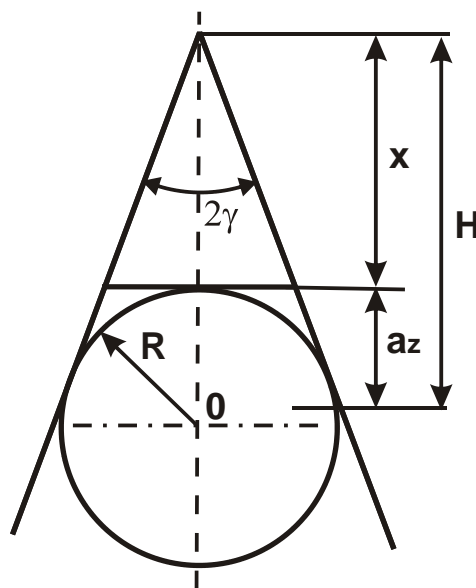


Рисунок 4.9 – Розрахункова схема параметрів шліфування

Для порівняння закономірностей процесу різання одиничним зерном у вигляді сфери і конуса важливо отримати аналітичні залежності, які пов'язують геометричні параметри сфери і конуса.

Виходячи із рис. 4.9, виконується геометричне відношення:

$$\frac{R}{R+x} = \sin \gamma, \quad (4.38)$$

звідки

$$R = x \cdot \frac{\sin \gamma}{(1 - \sin \gamma)}. \quad (4.39)$$

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β із урахуванням залежності (4.39) виразиться:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{a_z \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV \cdot x} \cdot \frac{(1 - \sin \gamma)}{\sin \gamma}}. \quad (4.40)$$

Як видно, чим більше значення x і γ , тим менше кут β . Це узгоджується із експериментальними даними професора Сагарди А. О. [71], наприклад, із отриманою ним емпіричною залежністю:

$$K_{різ} = 1,8 \cdot k \cdot \left(1 - \frac{2\gamma}{\pi}\right), \quad (4.41)$$

де k – коефіцієнт, що дорівнює для крихких сталей 0,5; для в'язких сталей – 1,1.

Із урахуванням величини x параметри P_{z1} , P_{y1} , σ виражаються:

$$P_{z1} = 3 \cdot b \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot x \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}\right] \cdot (a_z \cdot \tau_{зсув})^2}; \quad (4.42)$$

$$P_{y1} = 3 \cdot b \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot x \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}\right] \cdot (a_z \cdot \tau_{зсув})^2}; \quad (4.43)$$

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot x \cdot \sin \gamma}{a_z \cdot \cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}\right] \cdot \tau_{зсув}^2}. \quad (4.44)$$

Збільшення величини лінійного зношування зерна x призводить до збільшення параметрів P_{z1} , P_{y1} , σ , причому, сили P_{y1} – більшою мірою, що пов'язано із погіршенням умов вдавлювання зерна в оброблюваний матеріал. Порівняємо отримані залежності із відомими залежностями професора Сагарди А. О. [71]:

$$P_{y1} = 3,86 \cdot HV \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (\operatorname{tg} \gamma + 0,3) \cdot h_B^2; \quad (4.45)$$

$$\sigma = 6,94 \cdot HV \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma}{\pi}\right) \cdot (\operatorname{tg} \gamma + 0,3) \cdot \frac{k}{k_1}, \quad (4.46)$$

де h_B – глибина впровадження зерна у вигляді "гострого" конуса в оброблюваний матеріал, м;

HV – твердість оброблюваного матеріала за Віккерсом, Н/м².

На відміну від залежностей (4.45) і (4.46), залежності (4.42) – (4.44) містять величину лінійного зношування зерна x та y у явному вигляді параметр $\tau_{зсув}$. Це дозволяє більш повно врахувати закономірності процесу мікрорізання окремим зерном.

Геометрично параметри a_z і x взаємопов'язані за допомогою параметра H (рис. 4.9): $H = a_z + x$. Використовуючи безрозмірний коефіцієнт $\eta = x/H$, що визначає ступінь затуплення зерна, товщина зрізу a_z виразиться:

$$a_z = x \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta}. \quad (4.47)$$

Після підстановки залежності (4.47) у залежність (4.40), маємо:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{\tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV} \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta} \cdot \frac{(1-\sin \gamma)}{\sin \gamma}}. \quad (4.48)$$

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β цілком однозначно визначається безрозмірним коефіцієнтом η , що змінюється у межах $0 \dots 1$. Значення $\eta \rightarrow 0$ відповідають роботі "гострим" зерном, а значення $\eta \rightarrow 1$ – роботі затупленим зерном. У реальних умовах $\eta = \eta_0 \dots 1$, де $\eta_0 > 0$.

Складові сили різання P_{z1} , P_{y1} і параметри σ , $K_{різ}$ із урахуванням залежності (4.47) визначаються за умови $B = x$ залежностями:

$$P_{z1} = 3 \cdot x^2 \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1-\sin \gamma)} \right] \cdot \left[\frac{(1-\eta) \cdot \tau_{зсув}}{\eta} \right]^2}; \quad (4.49)$$

$$P_{y1} = 3 \cdot x^2 \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1-\sin \gamma)} \right]^2 \cdot \frac{(1-\eta) \cdot \tau_{зсув}}{\eta}}; \quad (4.50)$$

$$K_{різ} = 2 \cdot \sqrt[3]{\frac{\tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV} \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta} \cdot \frac{(1-\sin \gamma)}{\sin \gamma}}; \quad (4.51)$$

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1-\sin \gamma)} \cdot \frac{\eta}{(1-\eta)} \cdot \tau_{зсув}^2}. \quad (4.52)$$

Збільшити коефіцієнт різання-дряпання $K_{різ}$ та зменшити умовне напруження різання σ можна зменшенням безрозмірного коефіцієнта η . Із залежностей (4.39) і (4.47) витікає відношення:

$$\frac{a_z}{R} = \frac{(1-\eta)}{\eta} \cdot \frac{(1-\sin\gamma)}{\sin\gamma}. \quad (4.53)$$

Чим більше безрозмірний коефіцієнт η , тим менше відношення a_z/R . За умови $\eta \rightarrow 1$ виконується умова $(a_z/R) \rightarrow 0$.

За даними професора Богомолова М. І., стружкоутворення починається за умови $a_z/R = 0,4 \dots 0,8$, а за даними професора Крагельського І. В. – за умови $a_z/R = 0,14 \dots 0,17$. Найбільш інтенсивний процес стружкоутворення настає за умови $a_z/R = 0,25 \dots 0,35$.

Виходячи із табл. 4.2, процес стружкоутворення відбувається: для $\gamma = 45^\circ$ за умови $\eta < 0,9$; для $\gamma = 60^\circ$ за умови $\eta < 0,7$. Кут $\gamma = 45^\circ \dots 60^\circ$ прийнято на основі наведених у роботах професора Семко М. Ф. і професора Сагарди А. О. даних обміру алмазних зерен.

Таблиця 4.2 – Розрахункові значення відношення a_z/R

η	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$a_z/R (\gamma = 45^\circ)$	3,87	1,72	1,0	0,65	0,43	0,29	0,18	0,10	0,048	0
$a_z/R (\gamma = 60^\circ)$	1,35	0,6	0,35	0,22	0,15	0,10	0,06	0,035	0,016	0

Знаючи експериментальні значення безрозмірного коефіцієнта η для реальних умов шліфування, за залежністю (4.53) можна встановити відношення a_z/R . Це відкриває нові можливості дослідження процесу шліфування та його ефективного застосування.

Згідно експериментальних даних, наведених у роботі [71], зі збільшенням сили P_{y1} (під час мікрорізання алмазним конусом: $2\gamma = 120^\circ$ і $R = 20$ мкм) коефіцієнт різання-дряпання K_{piz} збільшується до певного значення, потім стає майже постійним (рис. 4.10). При цьому товщина зрізу a_z збільшується зі збільшенням сили P_{y1} (рис. 4.11) [71].

Це узгоджується із розрахунковою залежністю (4.36), оскільки зі збільшенням товщини зрізу a_z (за постійними значеннями HV , R , $\tau_{зсув}$, ψ) коефіцієнт різання-дряпання K_{piz} збільшується. Зменшення коефіцієнта різання-дряпання K_{piz} зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV (рис. 4.10) пов'язане із зменшенням у залежності (4.36) відношення $\tau_{зсув}/HV$. Наприклад, для твердого сплаву ВК8 це відношення менше, ніж для сталі та міді.

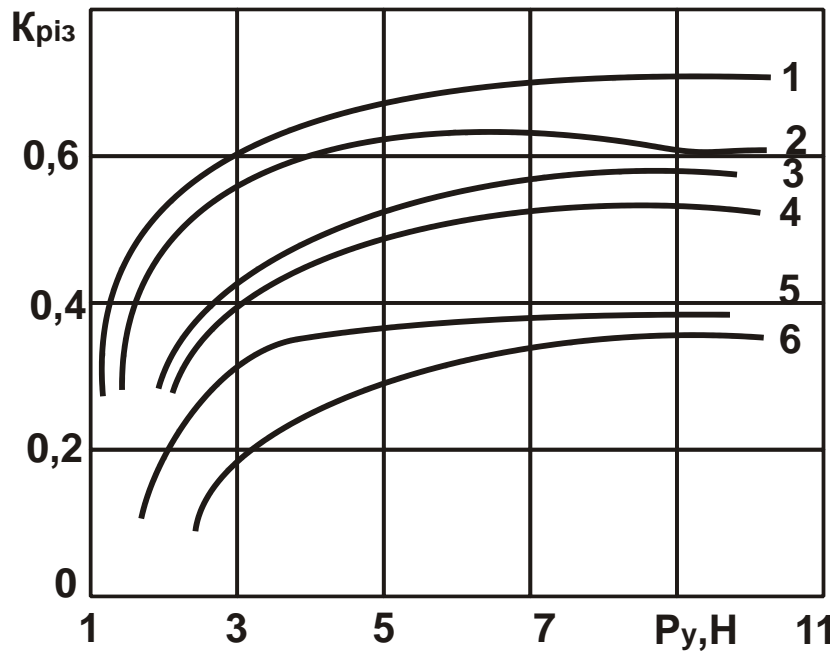


Рисунок 4.10 – Залежність коефіцієнта різання-дряпання $K_{різ}$ від сили P_{y1} : 1 – мідь (60 HV); 2 – нікель (110 HV); 3 – армко-залізо (118 HV); 4 – сталь 45 (180 HV); 5 – загартована сталь 45 (520 HV); 6 – твердий сплав BK6 (1500 HV)

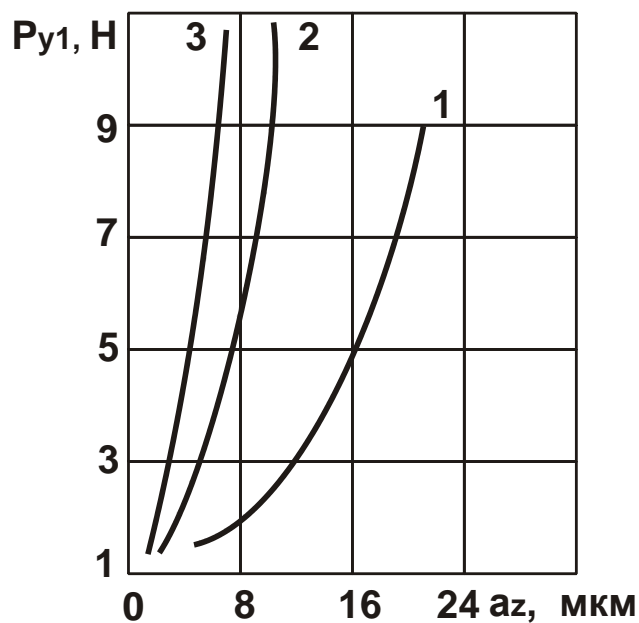


Рисунок 4.11 – Залежність сили P_{y1} від товщини зрізу a_z ($2\gamma = 120^\circ$; $R = 30 \text{ мкм}$): 1 – мідь (60 HV); 2 – сира сталь У8 (190 HV); 3 – загартована сталь У8 (590 HV)

У табл. 4.3 наведено розрахункові значення коефіцієнта різання-дряпання $K_{\text{різ/розрах}}$ під час мікрорізання загартованої сталі, які отримано за залежністю (4.36) із використанням експериментальних значень товщин зрізів a_z (рис. 4.11). Для порівняння у табл. 4.3 наведено експериментальні значення $K_{\text{різексп}}$, взяті з рис. 4.10.

Таблиця 4.3 – Значення коефіцієнта різання-дряпання $K_{\text{різексп}}$
($R = 20$ мкм; $HV = 5200$ МПа; $\tau_{\text{зсув}} = 700$ МПа; $\psi = 30^\circ$)

P_{y1}	2,0	3,0	5,0	7,0	9,0
$K_{\text{різ/розрах}}$	0,26	0,29	0,33	0,36	0,37
$K_{\text{різексп}}$	0,2	0,3	0,35	0,35	0,35

За умови $P_{y1} \geq 3,0$ Н розбіжність розрахункових та експериментальних значень коефіцієнта різання-дряпання не перевищує 10 %. Це указує на достовірність отриманих теоретичних рішень.

У табл. 4.4 наведено розраховані за залежністю (4.53) значення безрозмірного коефіцієнта η із урахуванням експериментальних значень відношення a_z/R для $\gamma = 60^\circ$ (рис. 4.11).

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення безрозмірного коефіцієнта η

$P_{y1}, \text{ Н}$	2,0	3,0	5,0	7,0	9,0
a_z/R	0,075	0,1	0,15	0,2	0,22
η	0,674	0,607	0,508	0,436	0,413

Розрахункова залежність для визначення безрозмірного коефіцієнта η має вигляд:

$$\eta = \frac{1}{\left[1 + \frac{a_z}{R} \cdot \frac{\sin \gamma}{(1 - \sin \gamma)} \right]}. \quad (4.54)$$

Для кута $\gamma = 60^\circ$:

$$\eta = \frac{1}{1 + 6,46 \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (4.55)$$

Із табл. 4.4 витікає, що зі збільшенням сили P_{y1} значення a_z/R збільшуються, а безрозмірний коефіцієнт η – зменшуються у межах $\eta < 1$. Згідно залежності (4.51), зменшення безрозмірного коефіцієнта η призводить до збільшення коефіцієнта різання-дряпання $K_{різ}$, що відповідає експериментальним даним.

Розглянемо умови зменшення енергоємності та підвищення продуктивності обробки під час алмазного шліфування твердих сплавів. Для цього перетворимо залежність (4.50) із урахуванням залежності для визначення максимальної товщини зрізу (3.19) і залежності (4.53):

$$\frac{\eta^5}{(1-\eta)} = \frac{P_{y1}^3}{27 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left[\frac{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}{HV \cdot \sin \gamma} \right]^2 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right)^2. \quad (4.56)$$

Враховуючи визначальну роль чисельника у відношенні $\eta^5/(1-\eta)$, зменшити безрозмірний коефіцієнт η (із метою зменшення умовного напруження різання σ) можна зменшенням параметрів m , $V_{кр}$, P_{y1} і збільшенням \bar{X} , $V_{дет}$, t . Приймаючи параметр P_{y1} рівним міцності зерна на роздавлювання, із урахуванням відомої залежності $P_{y1} = \alpha \cdot \bar{X}$ (де α – безрозмірний коефіцієнт, що характеризує міцність зерна), залежність (4.56) виразиться:

$$\frac{\eta^5}{(1-\eta)} = \frac{\alpha^3}{27 \cdot \tau_{сдв} \cdot \bar{X}^3} \cdot \left[\frac{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}{HV \cdot \sin \gamma} \right]^2 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right)^2. \quad (4.57)$$

Безрозмірний коефіцієнт η тим менше, чим менше параметри α , m , $V_{кр}$ і більше \bar{X} , $V_{дет}$, t . Для заданої продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ залежність (4.57) набуде вигляду:

$$\frac{\eta^5}{(1-\eta)} = \frac{\alpha^3}{27 \cdot \tau_{сдв} \cdot \bar{X}^3} \cdot \left[\frac{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}{HV \cdot \sin \gamma} \right]^2 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{B}}{630 \cdot \pi \cdot \sqrt{V_{дет} \cdot Q \cdot \rho}} \right)^2. \quad (4.58)$$

Зменшити безрозмірний коефіцієнт η за умови $Q = \text{const}$ можна зменшенням параметрів α , m , $V_{кр}$ і збільшенням \bar{X} , $V_{дет}$ зі зміною глибини шліфування t за залежністю $t = Q/B \cdot V_{дет}$. Найбільше впливає на безрозмірний коефіцієнт η коефіцієнт α . Це визначає необхідність правильного вибору типу зв'язки та міцності алмазних зерен.

В умовах глибинного шліфування (за невеликих значень швидкості деталі $V_{дет}$) коефіцієнт α необхідно зменшити, застосовуючи круги із менш міцними алмазними зернами і зв'язками, або збільшити зернистість \bar{X} і зменшити концентрацію круга m . Цим пояснюється широке застосування в умовах глибинного шліфування крупнозернистих абразивних високопористих кругів. В умовах багатопрхідного шліфування (за відносно великих значень швидкості деталі $V_{дет}$), навпаки, коефіцієнт α необхідно збільшити, застосовуючи міцніші зв'язки та алмазні зерна, або зменшити зернистість \bar{X} і збільшити концентрацію круга m .

Для забезпечення однакової енергоємності обробки під час багатопрхідного і глибинного шліфування (за умови $\eta = const$) необхідно виконати умову $V_{дет} \cdot Q = const$. Зі зменшенням швидкості деталі $V_{дет}$ від 10 м/хв (під час багатопрхідного шліфування) до 0,1 м/хв (під час глибинного шліфування) продуктивність обробки Q може збільшитися до 100 разів.

Отже, глибинне шліфування за заданого значення безрозмірного коефіцієнта η допускає суттєве збільшення продуктивності обробки Q .

Після перетворень залежності (3.19) маємо:

$$H_{max} = 3 \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{дет} \cdot Q \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{B}}}. \quad (4.59)$$

Як видно, за умови $H_{max} = const$ (за заданою дольовою поздовжньою подачею $S_d = 1$), виконується умова $V_{дет} \cdot Q = const$.

Розглянемо умови підвищення продуктивності обробки із урахуванням обмеження за енергоємністю обробки. Для цього залежність (4.58) виразимо відносно продуктивності обробки Q :

$$Q = \left[\frac{m \cdot V_{кр} \cdot \cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}{630 \cdot \pi \cdot HV \cdot \sin \gamma} \right]^2 \cdot \left[\frac{\alpha^3}{27 \cdot \tau_{зсув} \cdot \bar{X}^3} \cdot \frac{(1 - \eta)}{\eta^5} \cdot \frac{B}{V_{дет} \cdot \rho} \right]. \quad (4.60)$$

Збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів α , m , $V_{кр}$, B і зменшенням \bar{X} , $V_{дет}$, η , ψ . Збільшення міцності та твердості оброблюваного матеріалу призводить до зменшення продуктивності обробки Q . Найбільше на продуктивність обробки Q впливає безрозмірний коефіцієнт η . Регулювати безрозмірним коефіцієнтом η можна, змінюючи глибину шліфування $t = Q/B \cdot V_{дет}$ із урахуван-

ням залежності (4.60). Під час роботи алмазного круга у режимі самозагострювання безрозмірний коефіцієнт η стабілізується у часі. Під час роботи алмазного круга у режимі затуплення безрозмірний коефіцієнт η збільшується у часі $\eta \rightarrow 1$ і призводить до зменшення продуктивності обробки Q . Це вимагає застосування безперервного правлення алмазного круга на металевій зв'язці, що найбільш ефективно реалізується, наприклад, у процесі алмазного електроерозійного шліфування. Умови підвищення продуктивності обробки в узагальненому вигляді показано на рис. 4.12.



Рисунок 4.12 – Структурна схема умов підвищення продуктивності обробки

Таким чином, на основі розроблених математичних моделей алмазного шліфування отримано теоретичні рішення, які дозволяють глибше розкрити його фізичну сутність та визначити параметри силової напруженості процесу алмазного шліфування і шляхи підвищення продуктивності обробки.

4.3. Теоретичний аналіз впливу зношування зерен алмазного круга на продуктивність обробки

У роботі [93] наведено уточнену аналітичну залежність для визначення умовного напруження різання σ , розглядаючи ріжуче зерно у формі сфери радіусом R :

$$\sigma = 3,2 \cdot \left(\frac{R}{a_z} \cdot HV \cdot \tau_{зсув}^2 \right)^{0,33}, \quad (4.61)$$

де a_z – товщина зрізу, м;

HV , $\tau_{зсув}$ – відповідно, твердість (за Віккерсом) та межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м^2 .

Умовне напруження різання σ дорівнює відношенню тангенціальної складової сили різання P_z та миттєвої сумарної площі $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{кр}}$ поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга:

$$\sigma = \frac{P_z}{S_{\text{мит}}} = P_z \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (4.62)$$

де Q – продуктивність обробки, $\text{м}^3/\text{с}$.

Товщину зрізу a_z під час шліфування зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із постійною швидкістю $V'_{\text{дет}}$ (рис. 2.2), визначимо із розрахункової схеми, наведеної на рис. 4.13:

$$a_z = R - h = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{\bar{b}}{2}\right)^2}; \quad (4.63)$$

$$\bar{b} \cdot n = B, \quad (4.64)$$

де \bar{b} – відстань між двома сусідніми ріжучими зернами, представленими у вигляді сфери радіусом R , м;

B – ширина шліфування, м;

$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau \cdot a_z / b_0$ – кількість працюючих зерен;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./ м^2 ;

$\tau = a/V'_{\text{дет}}$ – час, за який оброблювана деталь (або круг) переміститься у радіальному напрямі на величину a_z , с.

Відношення a_z/b_0 визначає частку працюючих зерен із усіх зерен, розташованих на робочій поверхні круга, враховуючи різновисотне

виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга; b_0 – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, м.

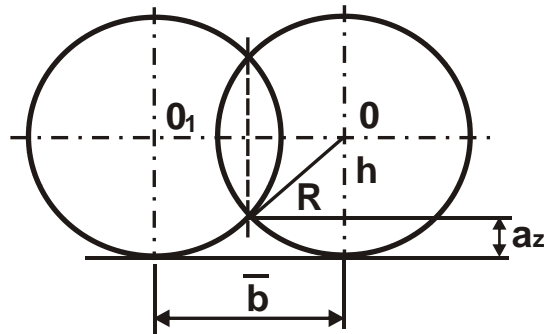


Рисунок 4.13 – Розрахункова схема товщини зрізу a_z

Із залежності (4.64) витікає:

$$\bar{b} = \frac{b_0}{k \cdot a_z^2} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}. \quad (4.65)$$

Перетворимо залежність (4.65) до вигляду рівняння:

$$a_z^2 - 2a_z \cdot R + \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{b_0}{k}\right)^2 \cdot \frac{1}{a_z^4} \cdot \left(\frac{V'_{дет}}{V_{кр}}\right)^2 = 0.$$

Очевидно, перший доданок a_z^2 значно менше двох інших доданків, тому їм у першому наближенні можна знехтувати. Тоді отримаємо:

$$a_z = \sqrt[5]{\frac{1}{8 \cdot R} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр}}\right)^2}. \quad (4.66)$$

Як видно, товщина зрізу a_z тим менше, чим більше R , k , $V_{кр}$ і менше b_0 і $V'_{дет}$, а відношення a_z/R , виходячи із (4.66), визначається:

$$\frac{a_z}{R} = \sqrt[5]{\frac{1}{8 \cdot R^6} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр}}\right)^2}. \quad (4.67)$$

Після підстановки відношення a_z/R у залежність (4.61), маємо:

$$\sigma = 3,2 \cdot \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{зсув}^2 \cdot \sqrt[5]{8 \cdot R^6 \left(\frac{k \cdot V_{кр}}{b_0 \cdot V'_{дет}}\right)^2}}. \quad (4.68)$$

Умовне напруження різання σ тим менше, чим менше параметри HV , $\tau_{зсув}$, R , k , $V_{кр}$ і більше b_0 і $V'_{дет}$. Із усіх змінних параметрів про-

цесу шліфування, що визначають режим шліфування та характеристики круга, найбільше впливає на умовне напруження різання σ радіус ріжучої частини зерна R . У міру затуплення зерна радіус R збільшується, що призводить до збільшення умовного напруження різання σ . Отже, зменшити силову напруженість процесу шліфування можна, насамперед, зменшенням радіуса ріжучої частини зерна R шляхом своєчасного видалення із робочої поверхні круга зерен, що затупилися, застосовуючи ефективні методи безперервного та періодичного правлення круга або забезпечуючи стійку роботу круга у режимі самозагострювання.

Параметри b_0 і k виражаються залежностями (4.68) і (4.66). Підставляючи їх у залежність (4.68), маємо:

$$\sigma = 3,2 \cdot \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{зсув}^2 \cdot 5 \sqrt{20 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^6 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{V'_{дет}}\right)^2}} \quad (4.69)$$

Виходячи із залежності (4.69), найбільше впливають на умовне напруження різання σ параметри R і \bar{X} . Отже, зменшення радіуса ріжучої частини зерна R та збільшення зернистості \bar{X} є найважливішою умовою зменшення умовного напруження різання σ .

Отримаємо аналітичні залежності для визначення тангенціальної P_z та радіальної P_y складових сили різання:

$$P_z = \sigma \cdot S_{мит} = 3,2 \cdot \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{зсув}^2 \cdot 5 \sqrt{20 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^6 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{V'_{дет}}\right)^2}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}; \quad (4.70)$$

$$P_y = \frac{P_z}{K_{різ}} = \frac{1,6}{\sigma_{ст}} \cdot \sqrt[3]{\left[HV \cdot \tau_{зсув}^2 \cdot 5 \sqrt{20 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^6 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр}}{V'_{дет}}\right)^2}\right]^2} \cdot \frac{Q}{V'_{кр}}, \quad (4.71)$$

де $K_{різ} = 2\sigma_{ст}/\sigma$ – коефіцієнт різання під час шліфування, рівний відношенню тангенціальної та радіальної складових сили різання;

$\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу (для сталей $\sigma_{ст} \cong 2 \cdot \tau_{зсув}$), Н/м².

Як видно, радіальна складова сили різання P_y у більшій мірі залежить від умовного напруження різання σ , ніж тангенціальна складова сили різання P_z . Отже, завдяки зміні відношення R/\bar{X} можна ефективно

керувати силою P_y , що передбачає доцільність застосування пружної схеми шліфування із фіксованим радіальним зусиллям P_y . Продуктивність обробки Q у цьому випадку визначається із залежності (4.71):

$$Q = 0,63 \cdot \sigma_{ст} \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{1}{HV} \cdot \sqrt[5]{0,05 \cdot (\bar{X})^6 \cdot \left(\frac{V'_{дет}}{m \cdot V_{кр}} \right)^2} \right]^2}. \quad (4.72)$$

Розглядаючи $Q = F \cdot V'_{дет}$ (де F – площа контакту оброблюваного зразка із кругом), із залежності (4.72) витікає, що продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри $V_{кр}$, P_y , \bar{X} і менше R і m . Зі збільшенням твердості HV та міцності $\tau_{зсув}$ ($\sigma_{ст}$) оброблюваного матеріалу продуктивність обробки Q зменшується.

Перетворимо залежність (4.72) до вигляду:

$$Q = (0,63 \cdot \sigma_{ст} \cdot P_y)^{1,36} \cdot \left(\frac{1}{H \cdot V \cdot \tau_{зсув}^2} \right)^{0,91} \cdot \left[0,05 \cdot \left(\frac{\bar{X}}{R} \right)^6 \cdot \frac{1}{F^2 \cdot m^2} \right]^{0,18} \cdot V_{кр}. \quad (4.73)$$

Продуктивність обробки Q лінійно пов'язана із параметрами $V_{кр}$ і \bar{X}/R . Зі збільшенням радіальної складової сили різання P_y продуктивність обробки Q збільшується більш як за лінійним законом. Однак при цьому, у зв'язку зі збільшенням навантаження, що діє на зерно, і зношуванням зерна, відбувається збільшення радіусу його ріжучої частини R , а це може нівелювати збільшення продуктивності обробки Q і за певних умов призвести до її зменшення. Цю закономірність встановлено експериментально у роботах [90, 93].

За умови $\sigma_{ст} \cong 2 \cdot \tau_{зсув}$ міцність оброблюваного матеріалу меншою мірою впливає на продуктивність обробки Q , ніж твердість оброблюваного матеріалу HV . Отже, чим вище твердість оброблюваного матеріалу, тим складніше його оброблювати. Таким чином, основною умовою збільшення продуктивності обробки Q слід розглядати зменшення параметра R шляхом своєчасного видалення із робочої поверхні зерен, що затупилися. Це дозволить майже за лінійним законом збільшити продуктивність обробки Q зі збільшенням параметрів $V_{кр}$, P_y , \bar{X} .

Визначимо тангенціальну P_{z1} та радіальну P_y складові сили різання, що діють на окреме зерно круга:

$$P_{z1} = S \cdot \sigma; \quad (4.74)$$

$$P_{y1} = \frac{P_{z1}}{K_{\text{різ}}} = \frac{S \cdot \sigma^2}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}, \quad (4.75)$$

де S – площа поперечного перетину одиничного зрізу (за умови $a_z < R$ можна прийняти $S = 0,5 \cdot \bar{b} \cdot a_z$, рис. 4.13).

Параметр \bar{b} можна визначити за залежністю (4.63):

$$\bar{b} = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot a_z \cdot R}. \quad (4.76)$$

Тоді

$$S = \frac{1}{2} \cdot \bar{b} \cdot a_z = a_z \cdot \sqrt{2 \cdot a_z \cdot R}. \quad (4.77)$$

Після підстановки залежності (4.75) у залежності (4.77) і (4.61) із урахуванням умови $\sigma_{\text{ст}} = 2\tau_{\text{зсув}}$, маємо:

$$P_{z1} = 4,5 \cdot a_z^{1,17} \cdot R^{0,83} \cdot HV^{0,33} \cdot \tau_{\text{зсув}}^{0,66}, \quad (4.78)$$

$$P_{y1} = 1,1 \cdot a_z^{1,7} \cdot R^{1,17} \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{\text{зсув}}^{0,33}. \quad (4.79)$$

Складові сили різання P_{z1} і P_{y1} тим більше, чим більше всі параметри, що входять у залежності (4.78) і (4.79). Складова сили різання P_{z1} більшою мірою залежить від радіуса ріжучої частини зерна R .

Після підстановки залежності (4.66) у залежності (4.78) і (4.79), отримано:

$$P_{z1} = 4,5 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \right]^{0,23} \cdot R^{0,6} \cdot HV^{0,33} \cdot \tau_{\text{зсув}}^{0,66}; \quad (4.80)$$

$$P_{y1} = 1,13 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{b_0 \cdot V'_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \right]^{0,17} \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{\text{зсув}}^{0,33}. \quad (4.81)$$

Виражаючи параметри b_0 і k залежностями (4.68) і (4.66), маємо:

$$P_{z1} = 4,5 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{200 \cdot V'_{\text{дет}}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \right]^{0,23} \cdot \bar{X}^{1,38} \cdot R^{0,6} \cdot HV^{0,33} \cdot \tau_{\text{зсув}}^{0,66}; \quad (4.82)$$

$$P_{y1} = 1,13 \cdot \left[\frac{1}{8} \cdot \left(\frac{200 \cdot V'_{\text{дет}}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \right]^{0,17} \cdot \bar{X} \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{\text{зсув}}^{0,33}. \quad (4.83)$$

Як видно, параметри режиму шліфування $V_{кр}$, $V'_{дет}$ і об'ємна концентрація зерен круга m майже однаково впливають на складові сили різання P_{z1} і P_{y1} . Зернистість круга \bar{X} більшою мірою впливає на P_{z1} .

Враховуючи те, що $P_{z1} < P_{y1}$, визначимо продуктивність обробки Q із урахуванням обмеження граничної сили P_{y1} , обумовленої міцністю зерна на роздавлювання. Для цього перетворимо залежність (4.83) відносно швидкості $V'_{дет} = Q/F$:

$$Q = 0,014 \cdot m \cdot F \cdot V_{кр} \cdot \left(\frac{P_{y1}}{1,13 \cdot \bar{X} \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{зсув}^{0,33}} \right)^3. \quad (4.84)$$

Продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри m , F , $V_{кр}$, P_{y1} і менше \bar{X} , R , HV , $\tau_{зсув}$. Граничне значення P_{y1} для зерен із синтетичних надтвердих матеріалів приблизно пропорційне зернистості круга \bar{X} , тобто $P_{y1} = \alpha \cdot \bar{X}$.

Тоді залежність (4.84) набуде вигляду:

$$Q = 0,014 \cdot m \cdot F \cdot V_{кр} \cdot \left(\frac{\alpha}{1,13 \cdot R \cdot HV^{0,66} \cdot \tau_{зсув}^{0,33}} \right)^3. \quad (4.85)$$

Коефіцієнт α , за суттю, визначає марку алмазу. Чим міцніше алмаз, тим більше коефіцієнт α і продуктивність обробки Q . Зернистість круга \bar{X} у залежність (4.85) не входить. Основний ефект збільшення продуктивності обробки Q обумовлено зменшенням радіуса ріжучої частини зерна R .

4.4. Визначення параметрів силової напруженості процесу різання лезовим інструментом методами теорії пружності

Для більш глибокого розуміння закономірностей формування силової напруженості під час процесу різання розглянемо напружено-деформований стан процесу різання лезовим інструментом.

У основу роботи покладено фундаментальне рішення щодо розподілу напружень у напівплощині від дії на її границі зосередженої сили P (що припадає на одиницю ширини, рис. 4.14) [89]:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P \cdot \cos \theta}{\pi \cdot r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (4.86)$$

де σ_r – нормальна компонента напружень у радіальному напрямі, Н/м²;

σ_θ – нормальна компонента напружень у окружному напрямі, Н/м²;

$\tau_{r\theta}$ – дотична компонента напружень, Н/м²;

θ – кут;

r – радіус-вектор, м.

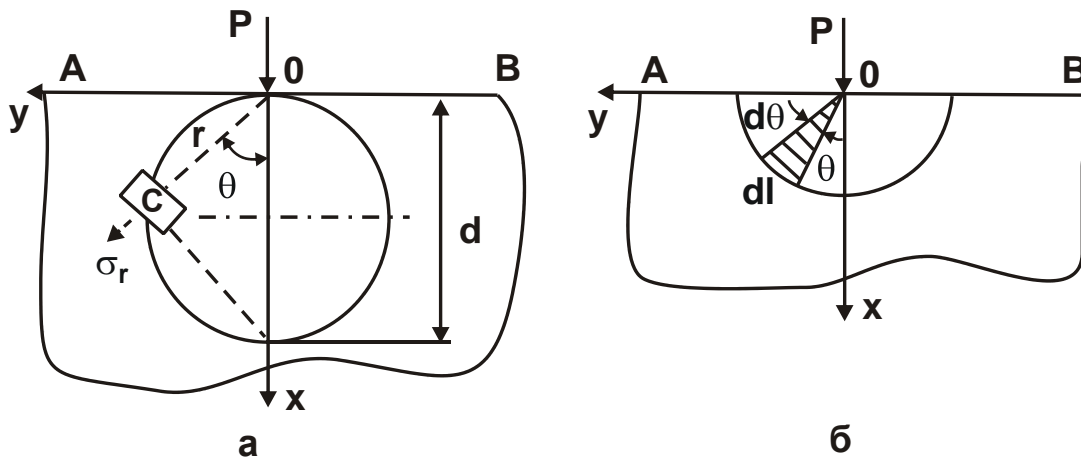


Рисунок 4.14 – Розрахункова схема напружень від дії зосередженої сили P

Наведені залежності задовольняють умовам рівноваги (рис. 4.15) [89]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0; \quad (4.87)$$

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{2 \cdot \tau_{r\theta}}{r} = 0, \quad (4.88)$$

рівнянню спільності:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \cdot \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} \right) = 0 \quad (4.89)$$

та граничним умовам на границі АВ ($\sigma_\theta = \tau_{r\theta} = 0$).

За умов $\theta = 0$ і $r = 0$ напруження $\sigma_r \rightarrow \infty$, тобто із рішення необхідно виключити точку дії сили P. Із рішення (4.86) також витікає, що будь-який елемент С, розташований на відстані r від точки дії сили P, під-

дається простому стиску у радіальному напрямі. Зі збільшенням сили P і відстані r напруження σ_r зменшується. Приймаючи $r = d \cdot \cos\theta$ (де d – діаметр кола із центром на осі OX та дотичної до осі OY у точці O , рис. 4.14,а), напруження σ_r опишеться:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot d} \quad (4.90)$$

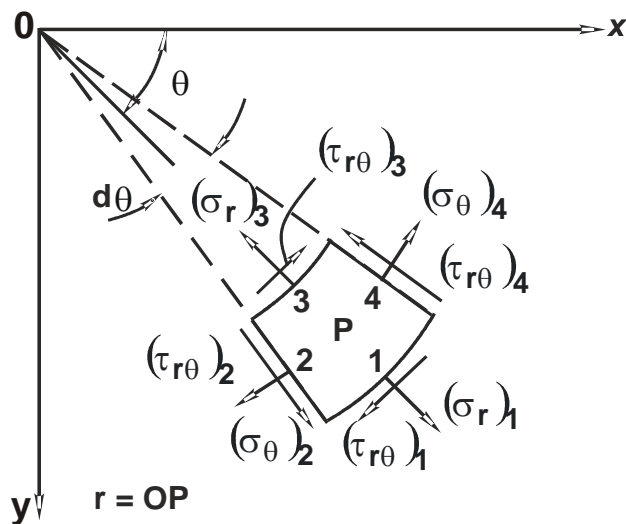


Рисунок 4.15 – Розрахункова схема напруженого стану оброблюваного матеріалу

Отже, напруження σ_r у всіх точках кола однакове за винятком точки дії сили, де $\sigma_r \rightarrow \infty$. Чим більше діаметр кола d , тим менше напруження σ_r . Очевидно, всередині кола напруження більше, ніж зовні.

На основі цього рішення встановимо параметри силової напруженості процесу різання для нульового переднього кута ріжучого інструменту (рис. 4.16). Враховуючи те, що утворення стружки відбувається у результаті періодичних зсувів елементів оброблюваного матеріалу вздовж умовної площини зсуву OA (розташованої під умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу β), визначимо дотичне напруження τ у площині зсуву OA :

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(\beta + \psi)}{b \cdot r}, \quad (4.91)$$

де P – рівнодіюча сили різання, Н;

ψ – умовний кут тертя оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею інструменту;

$\operatorname{tg}\psi = f$ – коефіцієнт тертя оброблюваного та інструментального матеріалів;

b – ширина зрізу, м;

r – поточне значення довжини умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу OA , у межах якої дотичне напруження τ однакове, м.

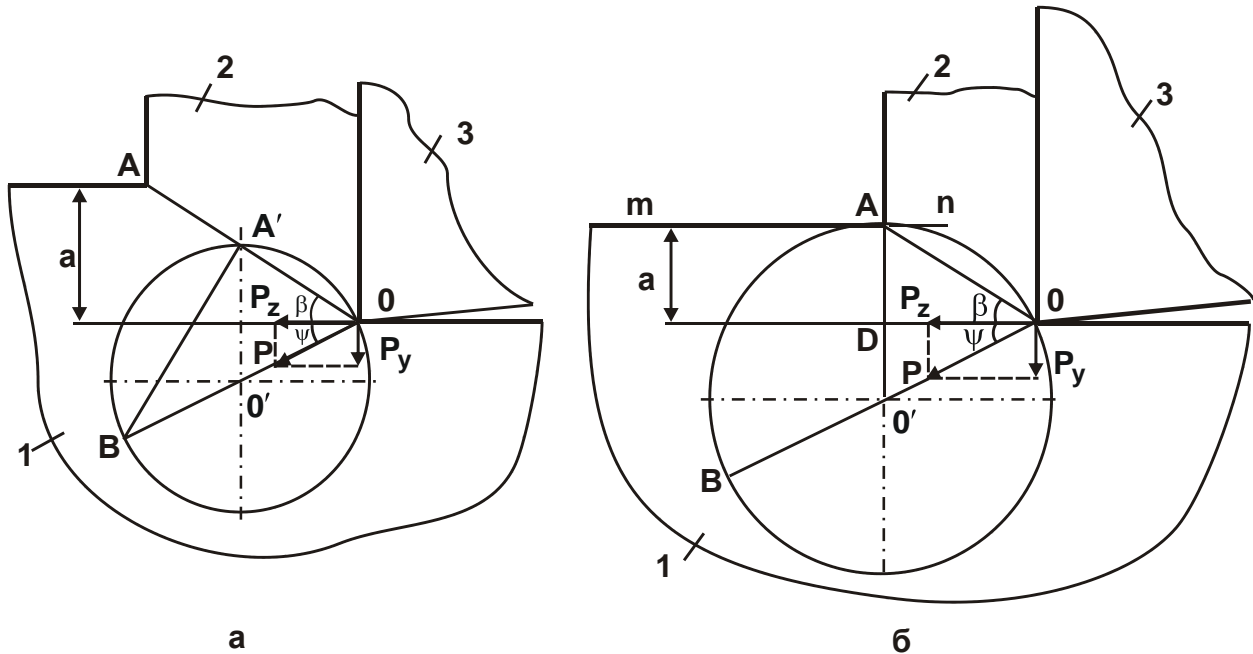


Рисунок 4.16 – Розрахункові схеми умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β у процесі різання: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка, що утворюється; 3 – ріжучий інструмент

У розрахунковій схемі, показаній на рис. 4.16,а, розглянемо прямокутний трикутник $OA'B$, у якого $OA' = r$, а кут $OA'B$ дорівнює 90° . Тоді справедлива залежність:

$$d = \frac{r}{\cos(\beta + \psi)}, \quad (4.92)$$

де d – довжина відрізка OB , м.

Проведемо через три точки O , A' і B коло, що описує прямокутний трикутник $OA'B$. Як відомо, це коло підпорядковується наступним властивостям [89]:

а) всі вписані у коло кути, що спираються на одну і ту саму дугу, однакові;

б) вписаний кут визначається половиною дуги, на яку він спирається.

Із сказаного витікає, що оскільки кут $OA'B$ дорівнює 90° , то довжина відрізка OB дорівнює діаметру кола d , проведеного через точки O , A' і B . Виходячи із цього, залежність (4.91) можна виразити через діаметр кола d :

$$\tau = \frac{P}{b \cdot d}. \quad (4.93)$$

Фізична сутність отриманого рішення полягає у тому, що дотичне напруження τ у кожній точці кола діаметром d однаково і залежить від значень P і d . Як видно, дотичне напруження τ тим більше, чим більше сила різання P і менше діаметр кола d .

За умови $\tau = \tau_{зсув}$ для заданого значення P можна визначити граничне значення діаметра кола d , за яким відбудеться руйнування оброблюваного матеріалу.

Застосуємо це рішення для визначення положення умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу OA (рис. 4.16,б) і, відповідно, умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β під час різання інструментом із переднім кутом, рівним нулю. Для цього проведемо коло діаметром d із центром у точці O' , розташованим на лінії дії сили різання P . Коло повинно торкатися границі оброблюваного матеріалу, яка визначається положенням лінії mn .

Припустимо, що виконується умова:

$$\tau = \tau_{зсув} = \frac{P}{b \cdot d}. \quad (4.94)$$

Це означає, що у кожній точці кола діаметром d дотичне напруження τ дорівнює межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$. Отже, всередині кола діаметром d можливе руйнування оброблюваного матеріалу. Цілком очевидно, що руйнування матеріалу відбудеться вздовж площини OA , тобто умовною площиною зсуву буде площина OA , яка розташована під кутом β до напрямку руху інструменту (або оброблюваної деталі).

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β можна визначити, розглядаючи рівнобедрений трикутник OAO' , у якого сторони AO' і OO' дорівнюють радіусу кола $r = d/2$. Із цього витікає, що кут OAO' дорівнює куту AOO' , тобто кут OAO' дорівнює куту $(\beta + \psi)$. Кут $AO'O$ дорівнює куту $(90^\circ - \psi)$, оскільки лінія OA перпендикулярна до лінії mn .

і кут $O'DO$ дорівнює 90° . Як відомо, сума кутів трикутника дорівнює 180° , тоді

$$(90^\circ - \psi) + 2 \cdot (\beta + \psi) = 180^\circ, \quad (4.95)$$

звідки

$$\beta = 45^\circ - \frac{\psi}{2}. \quad (4.96)$$

Визначимо діаметр кола d за умови:

$$AD + DO' = \frac{d}{2}, \quad (4.97)$$

де $AD = a$ – товщина зрізу;

$$DO' = OO' \cdot \sin \psi = \frac{d}{2} \cdot \sin \psi.$$

Після перетворення залежності (4.97) маємо:

$$d = \frac{2a}{(1 - \sin \psi)}. \quad (4.98)$$

Як видно, діаметр кола d тим більше, чим більше товщина зрізу a і умовний кут тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструменту ψ . Найменший діаметр кола d досягається за умови $\psi = 0$, тобто за відсутності тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструменту. У цьому випадку $d = 2a$ або $a = d/2$ (рис. 4.17). Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , що визначається залежністю (4.97), дорівнює 45° .

Із урахуванням аналітичної залежності для визначення діаметра кола d і залежності (4.94) визначено силу різання P :

$$P = v \cdot d \cdot \tau_{зсув} = \frac{2a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{(1 - \sin \psi)}. \quad (4.99)$$

Таким чином, показано, що використання кола однакових напружень дозволяє наочно проаналізувати умови формування умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β і параметрів силової напруженості процесу різання.

Із порівняння залежностей (4.90) і (4.93) видно, що вони відрізняються лише множником $2/\pi$. Отже, всі висновки, зроблені із урахуванням аналізу залежності (4.90), залишаються справедливими і щодо залежності (4.93).

Із залежності (4.99) витікає, що зменшити силу різання P можна зменшенням параметрів a , v , $\tau_{зсув}$ і кута ψ . Основним параметром у

цьому разі є товщина зрізу a , яку можна змінювати у достатньо широких межах. Умовний кут тертя оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею ріжучого інструменту ψ може змінюватися у межах $0 \dots 45^\circ$, що дозволяє змінювати вираз $(1 - \sin \psi)$ у межах $0,3 \dots 1,0$. Звичайно, цього недостатньо для того, щоб значно зменшити силу різання P . Тому під час різання важкооброблюваних матеріалів складно зменшити силу різання P і, таким чином, зменшити інтенсивність зношування ріжучого інструменту.

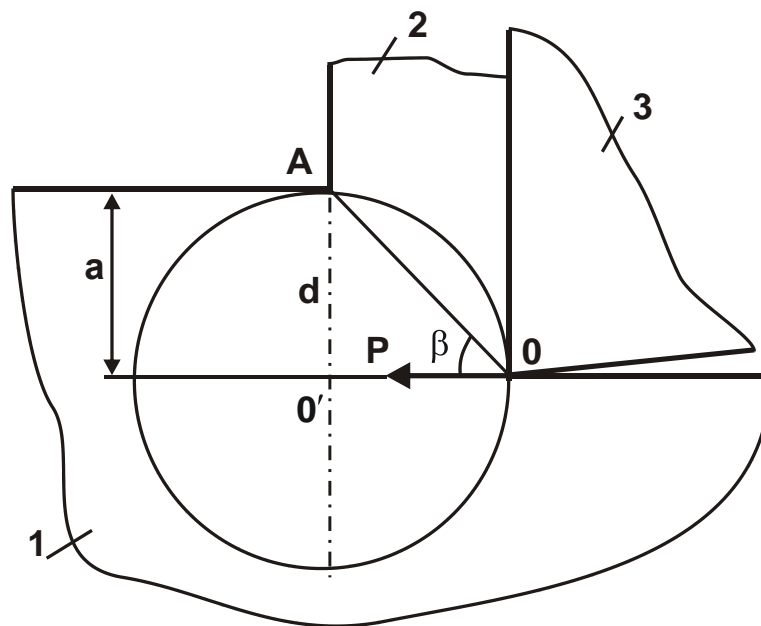


Рисунок 4.17 – Розрахункова схема умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β під час різання для випадку $\psi = 0$:

- 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка, що утворюється;
3 – ріжучий інструмент

Основним шляхом підвищення ефективності механічної обробки слід розглядати збільшення міцності та зносостійкості ріжучої частини інструменту шляхом застосування більш міцних інструментальних матеріалів (наприклад, твердих сплавів) із нанесеними на них зносостійкими покриттями, які дозволяють підвищити ресурс роботи ріжучого інструменту [15, 22, 26, 57, 60, 66]. Виходячи із рис. 4.16 і залежності (4.99), визначимо тангенціальну P_z і радіальну P_y складові сили різання:

$$P_z = P \cdot \cos \psi = \frac{2a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{(1 - \sin \psi)} \cdot \cos \psi; \quad (4.100)$$

$$P_y = P \cdot \sin \psi = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{(1 - \sin \psi)} \cdot \sin \psi. \quad (4.101)$$

Після тригонометричних перетворень із урахуванням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β маємо:

$$P_z = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin(90^\circ - \psi)}{[1 - \cos(90^\circ - \psi)]} = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\beta}; \quad (4.102)$$

$$\begin{aligned} P_y &= \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos(90^\circ - \psi)}{[1 - \cos(90^\circ - \psi)]} = \\ &= \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \left[\cos^2\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right) - \sin^2\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right) \right]}{2 \cdot \sin^2\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} = \\ &= a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot (\operatorname{ctg}^2\beta - 1) = a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{(1 - \operatorname{tg}^2\beta)}{\operatorname{tg}^2\beta} = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}2\beta}. \end{aligned} \quad (4.103)$$

Відповідно, умовне напруження різання σ і коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ визначаються:

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot b} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\beta}; \quad (4.104)$$

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \operatorname{tg}2\beta. \quad (4.105)$$

Як видно, зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β складові сили різання P_z і P_y зменшуються, причому, радіальна складова сили різання P_y більшою мірою. Тому, завдяки застосуванню ефективних технологічних середовищ, які дозволяють зменшити умовний кут тертя на передній поверхні інструменту ψ (відповідно, коефіцієнт тертя $f = \operatorname{tg}\psi$) і збільшити умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , можна значно зменшити радіальну складову сили різання P_y . При цьому також зменшується умовне напруження різання σ .

Виразимо складові сили різання P_z , P_y і умовне напруження різання σ коефіцієнтом різання $K_{\text{різ}}$. Для цього перетворимо залежність (4.105) до вигляду:

$$K_{\text{різ}} = \frac{2 \cdot \text{tg}\beta}{(1 - \text{tg}^2\beta)}. \quad (4.106)$$

Виражаючи залежність (4.106) відносно умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , отримано квадратне рівняння:

$$\text{tg}^2\beta + \frac{2}{K_{\text{різ}}} \cdot \text{tg}\beta - 1 = 0. \quad (4.107)$$

Його рішення:

$$\text{tg}\beta = -\frac{1}{K_{\text{різ}}} \pm \sqrt{\frac{1}{K_{\text{різ}}^2} + 1}. \quad (4.108)$$

Приймаючи знак "+" у залежності (4.108), оскільки умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β не може бути негативним, отримано:

$$\text{tg}\beta = -\frac{1}{K_{\text{різ}}} + \sqrt{\frac{1}{K_{\text{різ}}^2} + 1} = \frac{1}{K_{\text{різ}}} \cdot (\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} - 1). \quad (4.109)$$

Після підстановки отриманої залежності (4.109) у залежність (4.103), маємо:

$$P_z = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot K_{\text{різ}}}{(\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} - 1)}. \quad (4.110)$$

Після множення чисельника і знаменника залежності (4.110) на сполучену величину $(\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1)$, отримано:

$$P_z = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot (\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1). \quad (4.111)$$

Аналогічно отримано залежності для визначення радіальної складової сили різання P_y і умовного напруження різання σ :

$$P_y = \frac{2a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot (\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1); \quad (4.112)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot (\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1). \quad (4.113)$$

Як видно, зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ складові сили різання P_z , P_y і умовне напруження різання σ зменшуються, причому, радіальна складова сили різання P_y більшою мірою.

За умови $\left(\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2} + 1\right) \approx K_{\text{різ}}$ тангенціальна складова сили різання P_z набуває спрощеного вигляду:

$$P_z = 2a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \approx a \cdot v \cdot \sigma_{\text{ст}}, \quad (4.114)$$

де $\sigma_{\text{ст}} \approx 2\tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м².

Отже, зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β тангенціальна складова сили різання P_z прагне до постійного значення $P_z \approx a \cdot v \cdot \sigma_{\text{ст}}$. Аналогічно змінюється і умовне напруження різання σ , приймаючи за умови $\left(\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2} + 1\right) \approx K_{\text{різ}}$ постійне значення, що дорівнює $\sigma \approx \sigma_{\text{ст}}$. У цьому випадку реалізуються максимальні можливості процесу різання із точки зору зменшення його силової напруженості, оскільки умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β набуває максимального значення $\beta = 45^\circ$.

Проведемо аналіз силової напруженості процесу різання лезовим інструментом із позитивним переднім кутом $\gamma > 0$ (рис. 4.18). У цьому випадку виникаючі на передній поверхні інструменту нормальна N і тангенціальна $N \cdot f$ (що характеризує процес тертя) складові сили опору різанню повернуті на кут γ порівняно із розглянутим випадком $\gamma = 0$ (рис. 4.16). За суттю, це призводить до зменшення умовного кута тертя на передній поверхні інструменту ψ на величину γ , тобто кут ψ стає рівним $(\psi - \gamma)$. Відповідно, у наведених залежностях для визначення P_z , P_y , σ , $K_{\text{різ}}$ і β замість кута ψ необхідно розглядати кут $(\psi - \gamma)$:

$$P_z = \frac{2a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]} \cdot \cos(\psi - \gamma) = \frac{2a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}\beta}; \quad (4.115)$$

$$P_y = \frac{2a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]} \cdot \sin(\psi - \gamma) = \frac{2a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}\beta \cdot \text{tg}2\beta}; \quad (4.116)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]} \cdot \cos(\psi - \gamma) = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}\beta}; \quad (4.117)$$

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \text{tg}(90^\circ - \psi + \gamma) = \text{tg}2\beta; \quad (4.118)$$

$$\beta = 45^\circ - \frac{\psi}{2} + \frac{\gamma}{2}. \quad (4.119)$$

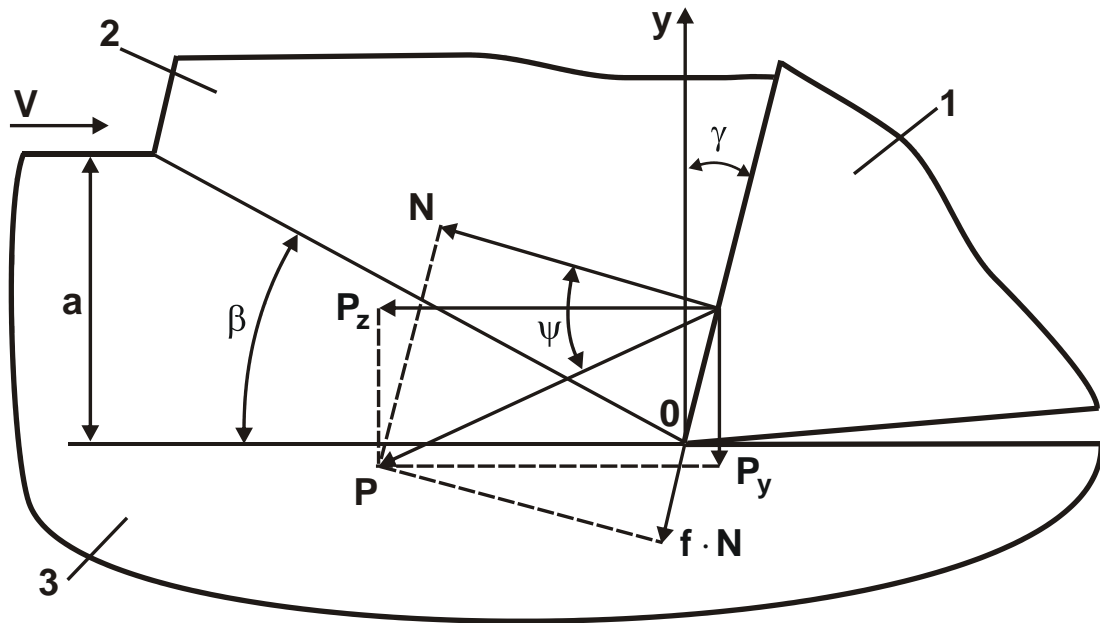


Рисунок 4.18 – Розрахункова схема параметрів силової напруженості процесу різання: 1 – різець; 2 – стружка, що утворюється; 3 – оброблюваний матеріал

Для оцінювання достовірності запропонованого рішення спроектуємо складові сили опору різання N і $N \cdot f$ на осі z і y , що дозволить встановити складові сили різання P_z і P_y :

$$P_z = N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma; \quad (4.120)$$

$$P_y = -N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma. \quad (4.121)$$

Звідки

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\cos \gamma + \text{tg} \psi \cdot \sin \gamma}{-\sin \gamma + \text{tg} \psi \cdot \cos \gamma}. \quad (4.122)$$

Поділимо чисельник і знаменник залежності (4.122) на тригонометричну функцію $\cos \gamma$. Після перетворень із урахуванням відомої залежності $f = \text{tg} \psi$ отримано:

$$K_{\text{різ}} = \frac{1 + \text{tg} \psi \cdot \text{tg} \gamma}{\text{tg} \psi - \text{tg} \gamma} = \frac{1}{\text{tg}(\psi - \gamma)} = \frac{1}{\text{ctg}[90^\circ - (\psi - \gamma)]} = \text{tg}[90^\circ - (\psi - \gamma)] = \text{tg} 2\beta. \quad (4.123)$$

Таким чином встановлено, що збільшення переднього кута інструменту γ призводить до зменшення умовного кута тертя на передній поверхні інструмента ψ (на величину γ) і зменшення параметрів P_z , P_y , σ . Тому всі раніше отримані залежності для визначення параметрів силової напруженості процесу різання лезовим інструмен-

том із нульовим переднім кутом ($\gamma = 0$) залишаються незмінними, розглядаючи в них замість кута ψ кут $(\psi - \gamma)$.

Очевидно, за умови $\psi = \gamma$ маємо $\beta = 45^\circ$. Це дозволяє максимально реалізувати ріжучі можливості лезового інструменту.

Під час шліфування умовний передній кут γ ріжучих зерен круга набуває негативних значень. Тому умовний кут тертя ψ ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом слід розглядати як $(\psi + \gamma)$. Це призведе до зменшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , що виражається залежністю (4.96):

$$\beta = 45^\circ - \frac{\Psi}{2} - \frac{\gamma}{2}. \quad (4.124)$$

Відповідно, складові сили різання P_z , P_y і умовне напруження різання σ прийматимуть більші значення, а коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$, навпаки, менші значення (менше одиниці). У цьому випадку вираз $\left(\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1\right)$, який входить у залежності для визначення параметрів P_z , P_y і σ можна спростити, нехтуючи у ньому значенням $K_{\text{різ}}^2$. Тоді залежності для визначення параметрів P_z , P_y і σ із урахуванням умови $K_{\text{різ}} = K_{\text{ш}}$ набудуть спрощеного вигляду:

$$P_z = \frac{4a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}}; \quad (4.125)$$

$$P_y = \frac{4a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}^2}; \quad (4.126)$$

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}}. \quad (4.127)$$

де $K_{\text{ш}}$ – коефіцієнт шліфування.

Як видно, основною умовою зменшення параметрів P_z , P_y і σ є збільшення коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$. Цього можна досягти підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга шляхом застосування ефективних технологічних середовищ [74, 82], імпрегуванням круга [84, 86, 98, 99], застосуванням переривчастих і високопористих кругів [20, 61, 81, 109], прогресивних методів правлення круга [4, 8, 11, 23, 59] тощо.

Таким чином, на основі теоретичних досліджень параметрів силової напруженості механічної обробки показано, що основним напрямом удосконалення процесу різання матеріалів є застосування ріжучих інструментів, які характеризуються підвищеною міцністю, твердістю і зносостійкістю. Досягти такої ефективності обробки завдяки оптимізації параметрів режимів різання значно складніше.

4.5. Теоретичний аналіз умов зменшення силової напруженості процесу різання

Проведемо теоретичний аналіз умов збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$ на основі застосування аналітичної залежності (4.123), поданої у вигляді:

$$K_{різ} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma) = \operatorname{tg}2\beta. \quad (4.128)$$

Характер зміни коефіцієнта різання $K_{різ}$ від кута $(\psi - \gamma)$ зображено на рис. 4.19 і в табл. 4.5. Оскільки коефіцієнт різання $K_{різ}$ є позитивною величиною, то кут $(\psi - \gamma)$ може змінюватися у межах від 90° до 0 . За умови $(\psi - \gamma) = 90^\circ$ маємо $K_{різ} = 0$, за умови $(\psi - \gamma) = 45^\circ$ маємо $K_{різ} = 1$, за умови $(\psi - \gamma) = 0^\circ$ маємо $K_{різ} \rightarrow \infty$. Отже, збільшити коефіцієнт різання $K_{різ}$ можна зменшенням кута $(\psi - \gamma)$ від 90° до 0 (рис. 4.20).

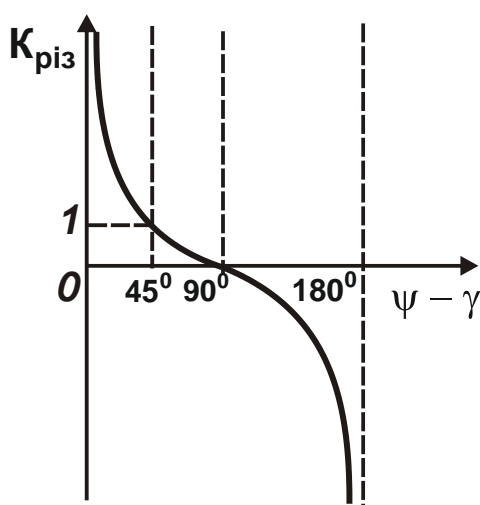
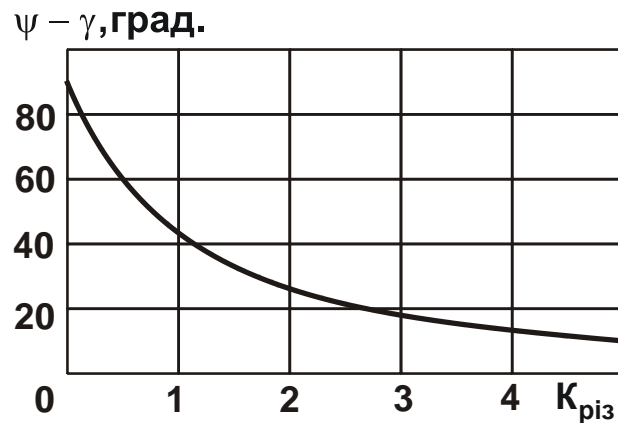


Рисунок 4.19 – Залежність коефіцієнта різання $K_{різ}$ від кута $(\psi - \gamma)$

Таблиця 4.5 – Значення функції $\text{ctg}(\psi - \gamma)$

$(\psi - \gamma)$, град.	10	30	50	70	90
$\text{ctg}(\psi - \gamma)$	5,67	1,73	0,84	0,36	0

Рисунок 4.20 – Залежність кута $(\psi - \gamma)$ від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$

За визначенням кут $\omega = \psi - \gamma$ є кутом дії. Використовуючи рис. 4.20, встановимо передній кут інструмента $\gamma = \psi - \omega$ для різних значень коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ (рис. 4.21). Як видно, кут γ приймає як негативні, так і позитивні значення. За умови $K_{\text{різ}} < 1$ кут γ є негативною величиною для всього діапазону зміни кута $\psi = 0 \dots 45^\circ$ (коефіцієнт тертя $f = 0 \dots 1$). За умови $K_{\text{різ}} > 1$ кут γ може бути як негативним, так і позитивним. За малих значень $\psi \leq 10^\circ$ (або $f \leq 0,176$) кут γ негативний, а за більших значень коефіцієнта тертя – позитивний. Отже, існування відносно невеликих значень $K_{\text{різ}} < 1$ обумовлено негативним кутом γ . Із переходом від негативного до позитивного переднього кута інструмента γ та зі збільшенням коефіцієнта тертя f коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ збільшується й приймає значення більше одиниці.

Реалізація достатньо малих значень коефіцієнта тертя f забезпечить збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ під час обробки інструментом із негативним переднім кутом γ . Це відповідає умовам різання (шліфування) абразивними або алмазними зернами круга, які мають негативні передні кути. Таким чином встановлено, що основною умовою збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ є зменшення коефіцієнта тер-

тя f . У цьому випадку процес різання може бути здійснений інструментами як з позитивними, так і з негативними передніми кутами, підтвердженням чому є процеси абразивної обробки. Разом із тим, виходячи із рис. 4.21, коефіцієнт різання $K_{різ} = 1$ досягається за відносно невеликих негативних передніх кутах $\gamma < -35^\circ$. Забезпечити такі передні кути в ріжучих зернах можна, як установлено на практиці, у початковий період обробки. У міру зношування зерен їх негативні передні кути збільшуються аж до значень $\gamma \rightarrow -90^\circ$, що призводить до зменшення коефіцієнта різання $K_{різ} \rightarrow 0$. Отже, під час шліфування важко реалізувати значення $K_{різ} = 1$. Внаслідок затуплення зерен коефіцієнт різання $K_{різ} \ll 1$, що є основною причиною збільшення умовного напруження різання σ . У зв'язку із цим, найважливішою умовою збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$ під час шліфування необхідно розглядати застосування алмазно-абразивних інструментів, оскільки алмаз має найменший коефіцієнт тертя із усіх абразивних матеріалів ($f = 0,07$; $\psi = 4^\circ$). У цьому випадку потенційно можна досягти значення $K_{різ} = 1$.

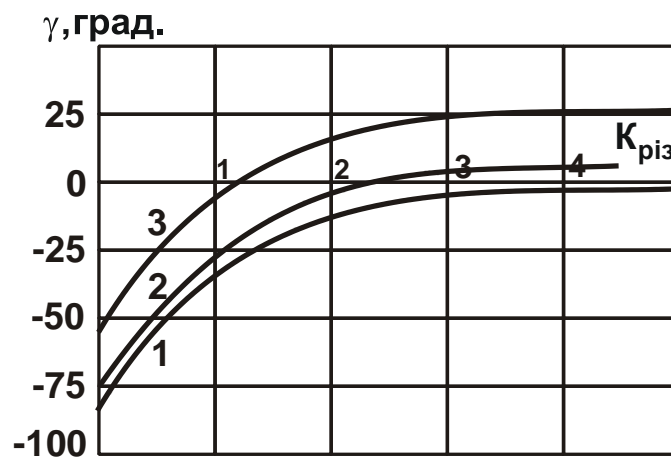


Рисунок 4.21 – Залежність кута γ від коефіцієнта різання $K_{різ}$:

1 – $\psi = 10^\circ$ ($f = 0,176$); 2 – $\psi = 20^\circ$ ($f = 0,364$); 3 – $\psi = 40^\circ$ ($f = 0,839$)

Підводячи підсумки, можна зазначити, що нівелювати негативну роль тертя оброблюваного й інструментального матеріалів можна двома шляхами: збільшенням позитивного переднього кута інструмента γ та зменшенням коефіцієнта тертя оброблюваного й інструментального ма-

теріалів. У другому випадку доцільно використовувати як інструментальні матеріали синтетичні надтверді матеріали (синтетичний алмаз, ельбор, кубічний нітрид бору тощо), а також застосовувати ефективні технологічні середовища і високошвидкісну обробку. В узагальненому вигляді умови підвищення коефіцієнта різання $K_{різ}$ показано на рис. 4.22.

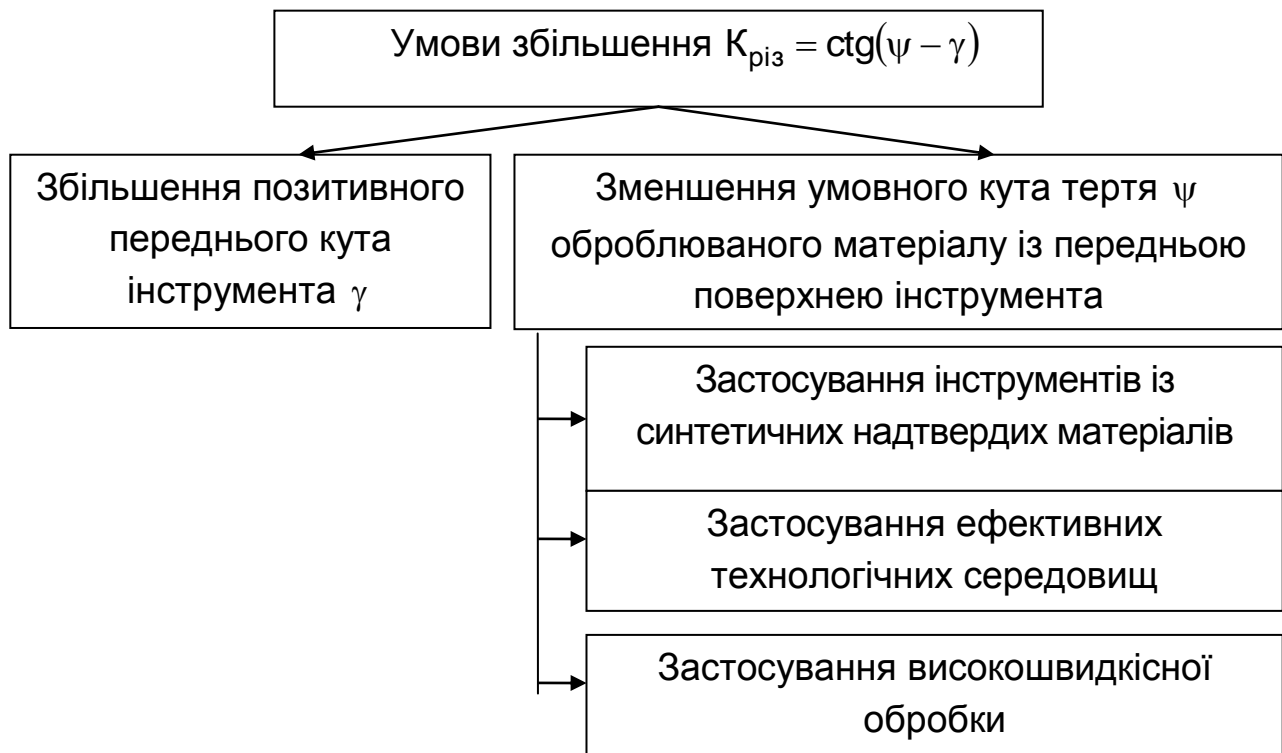


Рисунок 4.22 – Структурна схема умов підвищення коефіцієнта різання $K_{різ}$

Важливо провести аналіз умовного напруження різання σ за залежністю (4.117), перетвореною до вигляду:

$$\sigma = \sigma_{ст} \cdot \text{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi - \gamma}{2}\right) = \sigma_{ст} \cdot \text{ctg}\beta. \quad (4.129)$$

Графік функції $\text{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi - \gamma}{2}\right)$ зображено на рис. 4.23. Для наочності рішення на тому самому рисунку наведено графік залежності (4.128), який узгоджує коефіцієнт різання $K_{різ}$ із кутом $(\psi - \gamma)$. Як встановлено, кут $(\psi - \gamma)$ змінюється у межах $0 \dots 90^\circ$, оскільки коефіцієнт різання $K_{різ}$ є позитивною величиною. Тому функція $\text{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi - \gamma}{2}\right)$ бу-

де змінюватися у межах $1 \dots \infty$, а за умови $(\psi - \gamma) = 0$ – дорівнює одиниці. Тоді умовне напруження різання σ , згідно залежності (4.129), буде приймати найменше значення $\sigma = 2 \cdot \tau_{зсуб}$, а коефіцієнт різання $K_{різ} \rightarrow \infty$. За умови $(\psi - \gamma) = 90^\circ$, навпаки, $\sigma \rightarrow \infty$, а $K_{різ} = 0$.

Необхідно зазначити, що представлена графічна інтерпретація теоретичного рішення погодиться із наведеним аналізом зміни коефіцієнта різання $K_{різ}$ залежно від кутів ψ і γ .

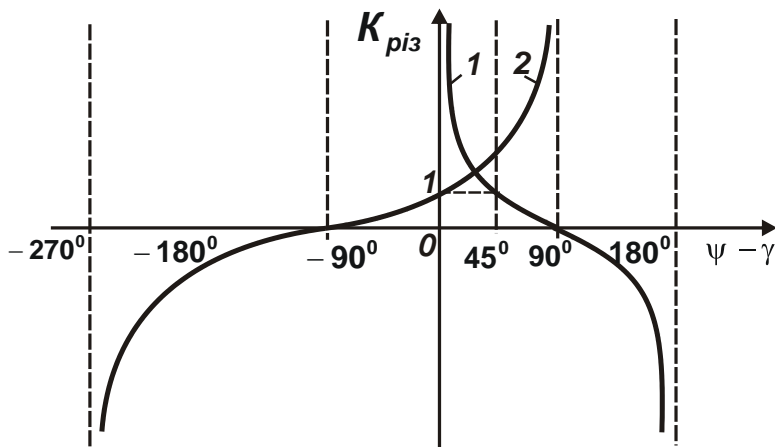


Рисунок 4.23 – Залежності коефіцієнта різання $K_{різ}$ (1) і функції $\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi - \gamma}{2}\right)$ (2) від кута $(\psi - \gamma)$

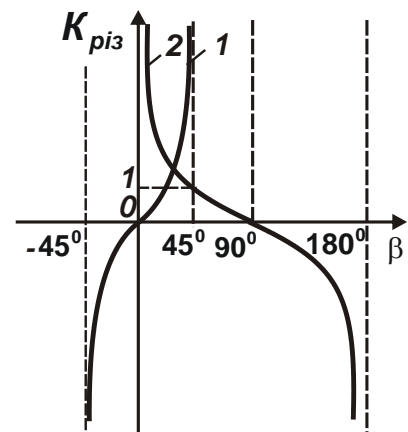


Рисунок 4.24 – Залежності коефіцієнта різання $K_{різ}$ (1) і функції $\operatorname{ctg}\beta$ (2) від кута β

Як витікає із залежності (4.129), умовне напруження різання σ можна визначити як через кут $(\psi - \gamma)$, так і через кут β . Тому на рис. 4.24 графічно зображено залежності коефіцієнта різання $K_{різ}$ і функції $\operatorname{ctg}\beta$ від кута β . Як видно, параметри $K_{різ}$ і σ можуть змінюватися у діапазоні $\beta = 0 \dots 45^\circ$. За умови $\beta = 0$ коефіцієнт різання $K_{різ} = 0$, а умовне напруження різання $\sigma \rightarrow \infty$. За умови $\beta = 45^\circ$ коефіцієнт різання $K_{різ} \rightarrow \infty$, а умовне напруження різання σ приймає найменше значення: $\sigma = 2 \cdot \tau_{зсуб}$. Отже, випадок $\beta = 45^\circ$ є найкращим із погляду стружкоутворення. За умови $\beta \leq 0$ процес стружкоутворення нездійснений, можливий лише процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу, тобто для здійснення процесу різання необхідно виконати умову $\beta > 0$. Зроблені висновки погодяться із відоми-

ми результатами експериментальних досліджень. Так, встановлено (рис. 4.25 [5]), що зі збільшенням кута дії ω (завдяки збільшенню кута ψ) відбувається зменшення кута β .

Зі зменшенням переднього кута інструмента γ всі три складові сили різання P_z , P_y , P_x , а, відповідно, й умовне напруження різання σ збільшуються (рис. 4.26 [5]). Відношення $P_z/\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$, що дорівнює коефіцієнту різання $K_{різ}$, зі збільшенням позитивного переднього кута інструмента γ збільшується й приймає значення більше одиниці. Так, для $\gamma = 20^\circ$ маємо $K_{різ} \approx 4$. Це ще одне підтвердження достовірності проведеного теоретичного аналізу й виявлених на його основі умов зменшення силової напруженості процесу різання.

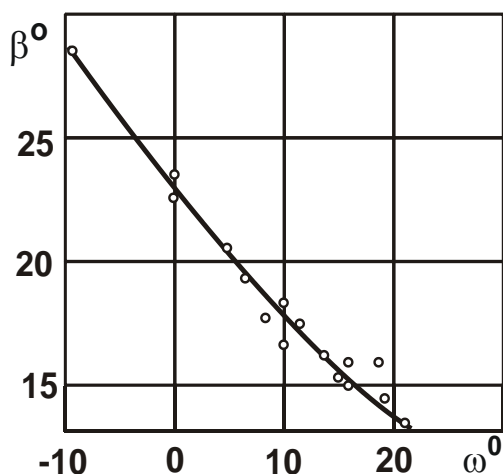


Рисунок 4.25 – Вплив кута дії ω на умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β із постійним переднім кутом інструменту: вільне різання сталі 20X; $\gamma = 20^\circ$

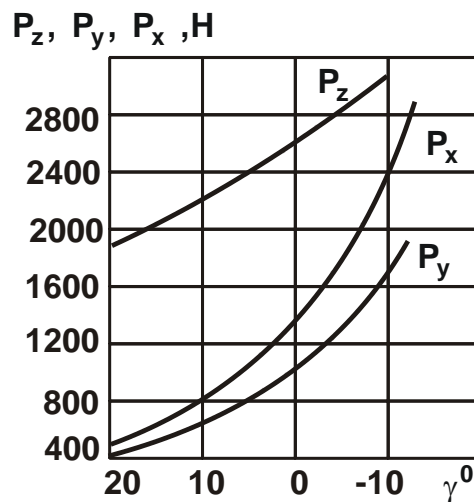


Рисунок 4.26 – Вплив переднього кута інструмента на складові сили різання P_z , P_y , P_x під час точіння: сталь 40; $\varphi = 60^\circ$; $t = 4$ мм; $S = 0,285$ мм/об.; $V = 40$ м/хв

Установлено, що коефіцієнт тертя f оброблюваного матеріалу із ріжучим інструментом залежно від швидкості різання V може змінюватися у широких межах (умови обробки: подача $S = 0,045$ мм/об.; тиск $q = 500$ Н/мм², рис. 4.27 [64]). Це підтверджує зроблені висновки щодо можливості зменшення силової напруженості процесу різання лезовим інструментом.

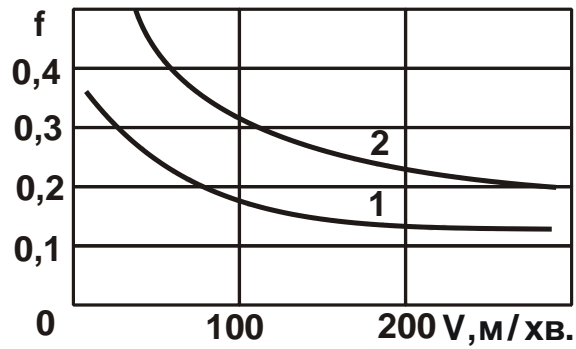


Рисунок 4.27 – Вплив швидкості різання V на коефіцієнт тертя ельбора-Р зі сталлю ШХ15: 1 – HRC 62; 2 – HB 200

Під час різання окремим зерном зменшення негативного переднього кута γ пов'язане зі збільшенням товщини зрізу a (рис. 4.28).

Це витікає з умови: $a + R \cdot \cos(90^\circ - \gamma) = R$ або

$$\frac{a}{R} = 1 - \sin \gamma, \quad (4.130)$$

де R – радіус ріжучого зерна, м.

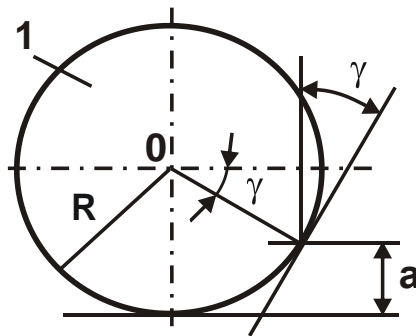


Рисунок 4.28 – Розрахункова схема переднього кута ріжучого зерна 1

Очевидно, чим більше товщина зрізу a , тим менше передній (від'ємний) кут γ ріжучого зерна і більше коефіцієнт різання $K_{різ}$. Ця закономірність погодиться із експериментальними даними, наведеними у роботі [93].

Встановлено, що зі збільшенням товщини зрізу a коефіцієнт різання $K_{різ}$ (або коефіцієнт шліфування $K_{ш}$) збільшується, приймаючи значення менше одиниці. Це указує на те, що кут $(\psi + \gamma)$ змінюється у діапазоні $45^\circ \dots 90^\circ$, оскільки у цьому діапазоні функція $\text{tg}(\psi + \gamma)$ прий-

має значення більше одиниці. Отже, збільшення товщини зрізу a є важливим чинником збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$ і зменшення умовного напруження різання σ .

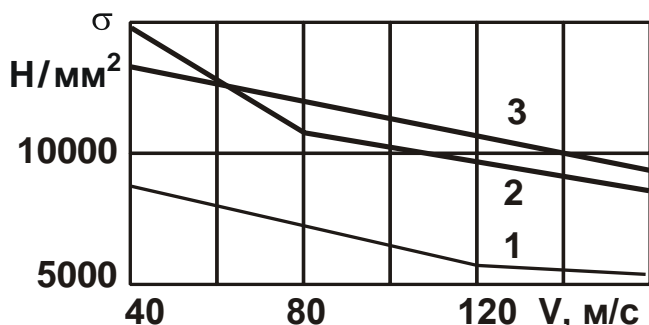


Рисунок 4.29 – Залежність σ від швидкості різання V : 1 – сталь 45 (HRC 48 ... 52); 2 – сталь P18 (HRC 60 ... 62); 3 – сталь X18H10T

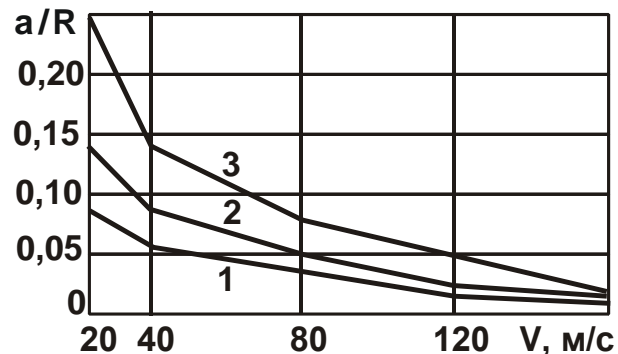


Рисунок 4.30 – Залежність a/R від швидкості різання V : 1 – $R = 110$ мкм; 2 – $R = 60$ мкм; 3 – $R = 30$ мкм

Зі збільшенням швидкості різання окремим зерном умовне напруження різання σ і граничні значення відношення a/R зменшуються (рис. 4.29, рис. 4.30 [101]). Це пов'язане зі зменшенням коефіцієнта тертя оброблюваного матеріалу із ріжучим зерном.

4.6. Умови руйнування ріжучих зерен алмазного круга під час шліфування

У процесі шліфування під дією механічних навантажень відбувається поверхневе та об'ємне руйнування ріжучих зерен алмазного круга. Це призводить до зміни геометричних параметрів ріжучої частини зерен, параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга і техніко-економічних показників шліфування: продуктивності, собівартості та якості обробки. У науково-технічній літературі є низка публікацій, присвячених механіці руйнування ріжучих зерен алмазного круга у процесі шліфування [11, 24, 36]. Проте, це питання вивчено недостатньо повно і потребує подальших аналітичних досліджень. Тому важливо провести теоретичний аналіз умов руйнування ріжучих зерен під час шліфування та забезпечення стійкої у часі роботи алмазного круга.

У роботах [24, 93] запропоновано теоретичний підхід до розрахунку напруження у ріжучому клині інструменту на основі так званих "кіл однакових напружень". Розглянемо сутність цього підходу. Відповідно до теорії пружності [89], плоский напружений стан описується такими рівняннями у полярних координатах:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0; \quad (4.131)$$

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{2 \cdot \tau_{r\theta}}{r} = 0, \quad (4.132)$$

де σ_r і σ_θ – відповідно, нормальні компоненти напружень у радіальному та окружному напрямках;

$\tau_{r\theta}$ – дотична компонента напружень, Н/м²;

r – радіус, м;

θ – кут.

Для визначення компонентів напружень введено функцію напруження φ , що задовольняє рівнянням (4.131) і (4.132):

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2}; \quad (4.133)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2}; \quad (4.134)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \right). \quad (4.135)$$

Функція напруження φ визначається із рівняння сумісності:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} \right) = 0. \quad (4.136)$$

Для розрахунку напруження у точці С від дії сили P (рис. 4.31,а) існує фундаментальне рішення [89]:

$$\varphi = -\frac{P}{\pi} \cdot r \cdot \theta \cdot \sin \theta. \quad (4.137)$$

Компоненти напружень визначаються:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi} \cdot \frac{\cos \theta}{r}; \quad (4.138)$$

$$\sigma_\theta = 0; \quad (4.139)$$

$$\tau_{r\theta} = 0. \quad (4.140)$$

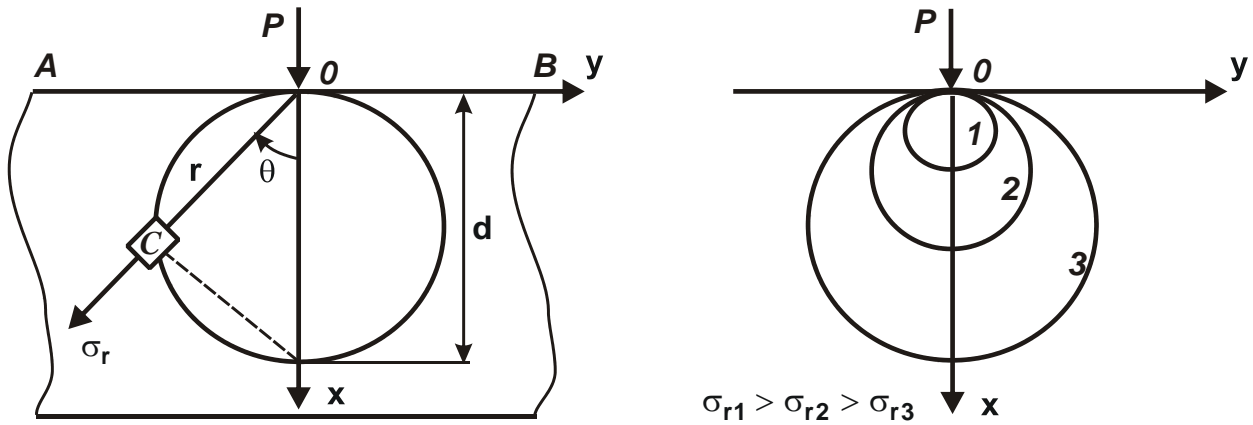


Рисунок 4.31 – Розрахункова схема напружень у напівплощині (а) та положення кіл однакових напружень σ_r (б): $\sigma_{r1} > \sigma_{r2} > \sigma_{r3}$

Отримані залежності (4.138) – (4.140) задовольняють рівнянням (4.131), (4.132), (4.136) і граничним умовам на границі АВ ($\sigma_\theta = \tau_{r\theta} = 0$), рис. 4.31,а, а також ідентичні залежностям (4.86), які наведено у п. 4.4. У результаті прийшли до рішення (4.90).

Під дію сили P у горизонтальному напрямі отримане теоретичне рішення залишається незмінним, однак кут θ необхідно відраховувати від напрямку дії сили P.

Під дією сили P під кутом α напруження σ_r визначається шляхом суперпозиції, розкладаючи силу P на дві складові $P \cdot \cos \alpha$ і $P \cdot \sin \alpha$ (у напрямі осей OX і OY):

$$\sigma_r = -\frac{2}{\pi \cdot r} \left[P \cdot \cos \alpha \cdot \cos \theta + P \cdot \sin \alpha \cdot \cos \left(\frac{\pi}{2} + \theta \right) \right] = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot r} \cdot \cos(\alpha + \theta). \quad (4.141)$$

Максимальне напруження σ_r досягається за умови $\cos(\alpha + \theta) = 1$, тобто за умови $\theta = -\alpha$. Отже, центр кола однакових напружень σ_r (діаметром d) у цьому разі розташовано на лінії дії сили P. Дане рішення ідентичне рішенню (4.138), розглядаючи замість кута φ кут θ .

Фундаментальне рішення плоского напруженого стану тіла, що описується залежностями (4.137) – (4.140), можна поширити для форми клина (рис. 4.32,а), розглядаючи компоненти напружень у вигляді [89]:

$$\sigma_r = \frac{k \cdot P \cdot \cos \theta}{r}; \quad (4.142)$$

$$\sigma_\theta = 0; \quad (4.143)$$

$$\tau_{r\theta} = 0, \quad (4.144)$$

де постійну k визначають за умови рівноваги у точці O , тобто:

$$-2 \cdot \int_0^\alpha \sigma_r \cdot r \cdot \cos\theta \cdot d\theta = -P, \quad (4.145)$$

звідки

$$k = \frac{1}{(\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}; \quad (4.146)$$

$$\sigma_r = -\frac{P \cdot \cos\theta}{r \cdot (\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}. \quad (4.147)$$

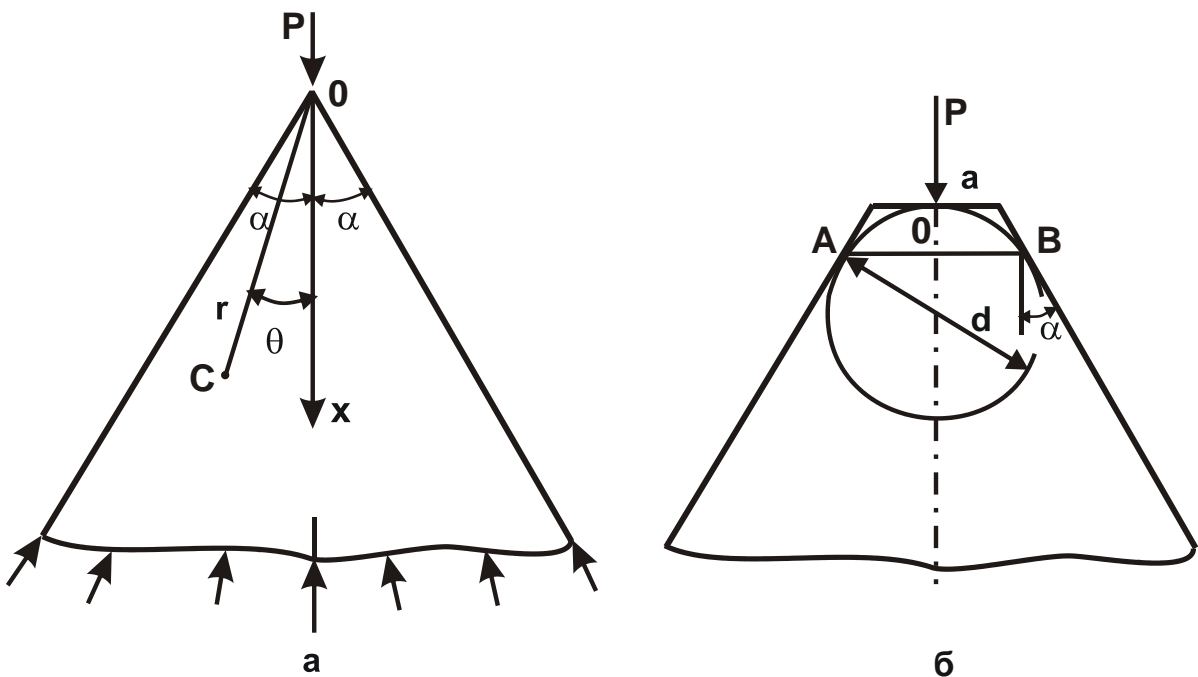


Рисунок 4.32 – Розрахункові схеми напружень у клині під дією радіальної сили P

Тут 2α – це кут розтину клина. За умови $\alpha = \pi/2$ значення $\sin 2\alpha = 0$ і залежність (4.147) набуває вигляду залежності (4.138). Зі зменшенням кута α напруження σ_r збільшується. Найбільше значення напруження σ_r досягається за умови $\theta = 0$.

Під дією сили, перпендикулярної осі клина, напруження σ_r визначається аналогічно:

$$\sigma_r = -\frac{P \cdot \cos\theta}{r \cdot (\alpha - 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}. \quad (4.148)$$

Найбільше значення напруження σ_r досягає за умови $\theta = \pi/2$, тобто у напрямі осі симетрії клину. За умови $\theta < \pi/2$ у кліні виникають напруження стиску, а за умови $\theta > \pi/2$ – напруження розтягання. За умови $r \rightarrow 0$ напруження $\sigma_r \rightarrow \infty$. Отже, руйнуванню або пластичному деформуванню, у першу чергу, піддаватиметься матеріал у вершині клину. У результаті клин набуде форму, показану на рис. 4.32,б.

Визначимо напруження у кліні, що має форму, показану на рис. 4.32,б, від дії радіальної сили P , прикладеної у точці O . Використовуючи отримане раніше аналітичне рішення щодо розподілу напружень у кліні, через точку O (рис. 4.32,б) проведемо коло однакових (граничних) напружень σ_r , що торкається граней клину. Найбільш вірогідними напрямками руйнування клина слід розглядати лінії AO та OB , а також лінію AB . Діаметр кола d визначимо за умови:

$$\frac{d}{2} \cdot \frac{1}{\left(\frac{d}{2} + \frac{a}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha}\right)} = \sin \alpha, \quad (4.149)$$

звідки

$$d = \frac{a \cdot \cos \alpha}{(1 - \sin \alpha)}, \quad (4.150)$$

де a – довжина верхньої основи клина, м.

Положення ліній AO і OB визначається кутом β :

$$\beta = 45^\circ - \frac{\alpha}{2}. \quad (4.151)$$

Як видно, чим більше довжина a , тим більше діаметр кола d і, згідно залежності (4.90), сила P за заданим (граничним) значення напруження σ_r . Кут β залежить лише від кута α . Більшому значенню кута α відповідає менше значення кута β .

За умови $\alpha \rightarrow \pi/2$ кут $\beta \rightarrow 0$, тобто максимальне напруження σ_r досягається у напрямі дії сили P .

За фізичною суттю сила P дорівнює радіальній складовій сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно круга під час шліфування. Із її збільшенням збільшуються параметри d і a , тобто збільшується об'єм зруйнованої (шляхом мікровідколів) частини ріжучого зерна. Граничне значення P_{y1} визначається, власне, міцністю зерна або міцністю утри-

мання його у зв'язці круга. Тому, чим міцніше зерно і зв'язка круга, тим більше може бути об'єм зруйнованої частини зерна внаслідок його поверхневого руйнування під час шліфування.

Розглянемо випадок, коли сила P прикладена не у вершини, а в одній із граней ріжучого клина (ріжучого клина зерна) під деяким кутом φ (рис. 4.33). Цей випадок відповідає реальним умовам шліфування. Коло однакових напружень радіусом r , яке проведено через точку дії сили P , буде торкатися протилежної грані ріжучого клину зерна у точці A . За умови досягнення у кожній точці кола однакових напружень радіусом r граничного значення напруження відбудеться руйнування ріжучого зерна. Найбільш імовірно, що руйнування відбудеться уздовж лінії OA , яка розташована під кутом ψ до горизонтальної лінії OC .

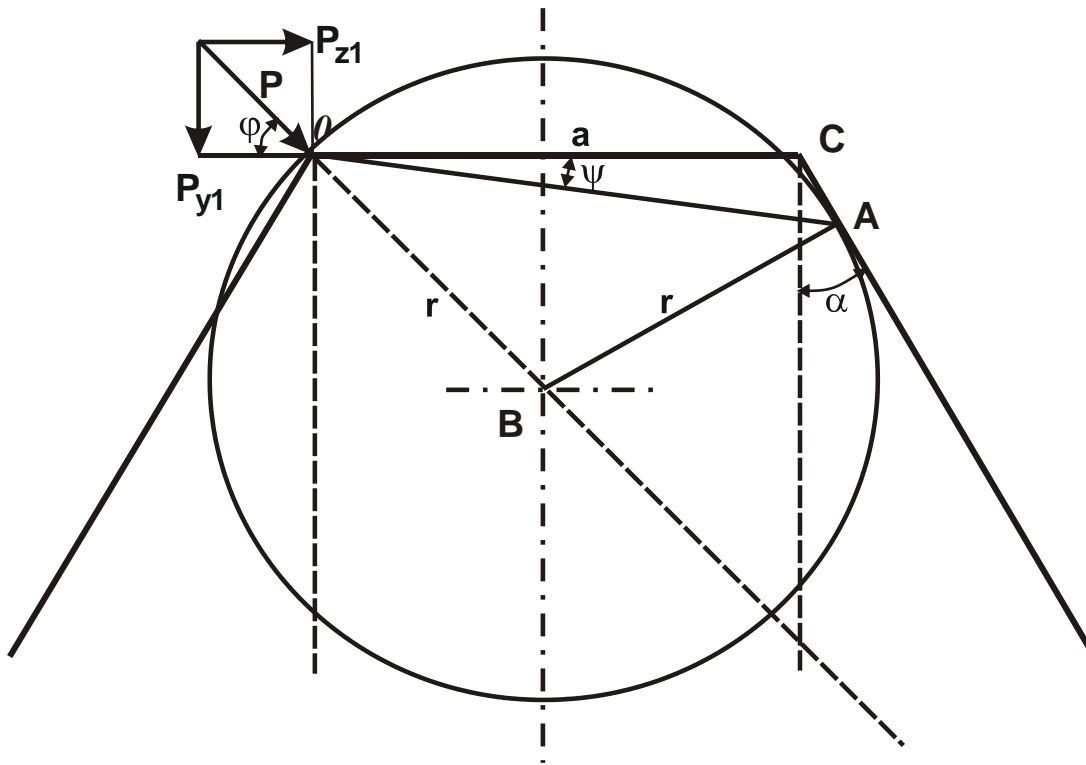


Рисунок 4.33 – Розрахункова схема напружень у ріжучому зерні

Після нескладних тригонометричних перетворень встановлено, що кут ψ , який визначає положення лінії OA , дорівнює

$$\psi = 0,5 \cdot (\varphi - \alpha). \quad (4.152)$$

Із залежності (4.152) витікає, що за умови $\varphi = \alpha$ кут $\psi = 0$, тобто руйнування ріжучого клина (ріжучого зерна) відбудеться у напрямі дії

тангенціальної складової сили різання P_{z1} , що діє на окреме зерно круга під час шліфування. Наприклад, за умови $\varphi = \alpha = 60^\circ$ відношення складових сили різання P_{z1} / P_{y1} , що визначає, за фізичною суттю, коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, дорівнює: $K_{ш} = P_{z1} / P_{y1} = \text{ctg}\varphi = 0,577$.

Як встановлено експериментально, коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ у процесі шліфування змінюється у менших межах (0,1 ... 0,4). Тому і кут φ повинен набувати великих значень ($\varphi > 60^\circ$). Це вказує на те, що кут ψ , виходячи із залежності (4.152), приймає значення, які незначно більше нуля. Отже, руйнування ріжучого зерна відбувається практично вздовж лінії дії тангенціальної складової сили різання P_{z1} , що діє на окреме зерно круга.

Цим можна пояснити те, що у реальних умовах процесу шліфування ріжуча частина зерна набуває форми, близької до симетричної (рис. 4.32,а). Із цієї причини верхню основу зерна довжиною a прийнято називати "майданчиком зношування", хоча насправді ця форма ріжучої частини зерна не завжди формується у процесі його зношування, а як показано раніше, формується у результаті його мікроруйнувань (мікровідколів).

Із залежності (4.152) витікає, що зі збільшенням кута φ (зі збільшенням радіальної складової сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно), кут ψ збільшується. Фактичний кут загострення зерна, рівний $[\alpha + (90^\circ - \psi)]$, зменшується, що із фізичної точки зору підвищує гостроту зерна та ріжучу здатність круга. У табл. 4.6 наведено розраховані за залежністю (4.152) значення кута ψ для граничної умови $\varphi = 90^\circ$.

Таблиця 4.6 – Розрахункові значення кута ψ

α , град.	30	45	60	70	80
ψ , град.	30	22,5	15	10	5

Слід зазначити, що зменшення фактичного кута загострення ріжучого зерна (зі збільшенням кута φ) знижує міцність зерна. Це створює об'єктивні передумови утворення мікровідколів зерен під час шліфування та забезпечення умов стійкої роботи круга у режимі самозагострю-

вання, тобто стійкої роботи алмазного круга протягом тривалого часу обробки, що сприяє підвищенню продуктивності та якості обробки.

Далі розглянемо напружений стан ріжучого зерна від дії розподіленого навантаження q . Для цього визначимо напруження у напівплощині, що виникають від дії розподіленого навантаження на прямолінійній межі напівплощини (рис. 4.34). Припустимо, що на прямолінійну межу діє рівномірно розподілене нормальне навантаження інтенсивністю $q = P/l$.

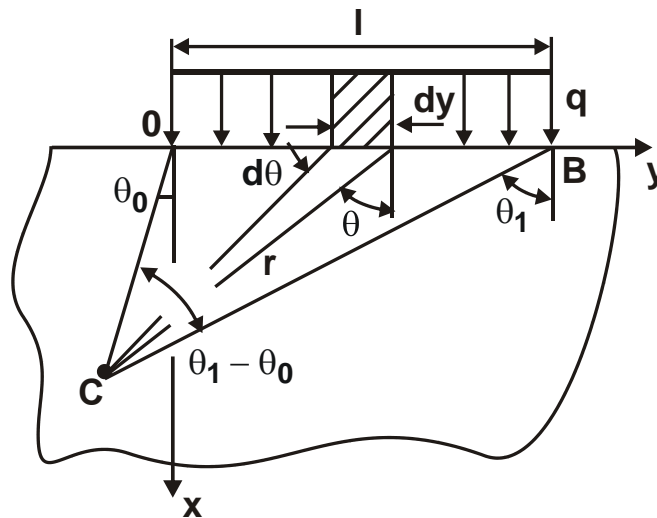


Рисунок 4.34 – Розрахункова схема напружень від дії розподіленого навантаження q на прямолінійній межі напівплощини

Напруження $d\sigma_r$ від елементарної сили $dP = q \cdot dy$ у точці C визначається залежністю:

$$d\sigma_r = -\frac{2 \cdot q \cdot dy \cdot \cos \theta}{\pi \cdot r}, \quad (4.153)$$

де $dy = \frac{r \cdot d\theta}{\cos \theta}$ – елементарний майданчик;

$d\theta$ – елементарний кут.

Тоді

$$d\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot d\theta. \quad (4.154)$$

Складова напруження $d\sigma_r$ у напрямі лінії OC , розташованої під кутом θ_0 до осі Ox , дорівнює:

$$d\overline{\sigma_r} = d\sigma_r \cdot \cos(\theta - \theta_0) = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot \cos(\theta - \theta_0) \cdot d\theta. \quad (4.155)$$

Інтегруючи $d\overline{\sigma_r}$ у межах $\theta = \theta_0 \dots \theta_1$, маємо:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot \sin(\theta - \theta_0). \quad (4.156)$$

Від залежності (4.156) можна перейти до залежності (4.86).

Для цього приймемо: $l = dy$ ($l \rightarrow 0$), де $dy = \frac{r \cdot d\theta}{\cos\theta}$; $d\theta = \theta_1 - \theta_0$,

оскільки $\theta_1 - \theta_0 \rightarrow 0$.

Тоді, з урахуванням умов $\sin(\theta_1 - \theta_0) \approx \theta_1 - \theta_0$, $q = \frac{P}{l}$, залежність (4.120) набуде вигляду залежності (4.86). За умови $\theta_0 = 0$ напруження σ_r , виходячи із залежності (4.156), дорівнює:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot \sin\theta_1. \quad (4.157)$$

Зі збільшенням кута θ_1 від 0 до 90° напруження σ_r збільшується від 0 до значення $(-\frac{2 \cdot q}{\pi})$. На відміну від рішення, отриманого для зосередженої сили, у цьому рішенні напруження σ_r набуває кінцевого значення.

Умовно кут $(\theta_1 - \theta_0)$ є кутом трикутника, вписаного у коло діаметром D . Основа трикутника дорівнює l . Із планіметрії відомо, що вписаний кут становить половину центрального кута φ , що спирається на ту саму дугу кола. Отже, всі кути, що спираються на цю дугу, рівні один одному.

Напруження σ_r для цього кута $\theta_1 - \theta_0$ постійне. Положення кіл, що визначаються за умови $\theta_1 - \theta_0 = \text{const}$, показано на рис. 4.35.

Максимальне напруження досягається у точках півкола діаметром $D = l$. У точках O і напруження σ_r дорівнює:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi}. \quad (4.158)$$

Зі збільшенням навантаження q напруження σ_r збільшується. За умови досягнення у півкола діаметром $D = l$ граничного напруження $\sigma_r = \sigma_{\text{ст}}$ (де $\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності матеріалу на стиск, Па) відбудеться

руйнування матеріалу у вигляді місцевого викрашування. Даний вид руйнування є типовим для поверхонь деталей машин, що контактують.

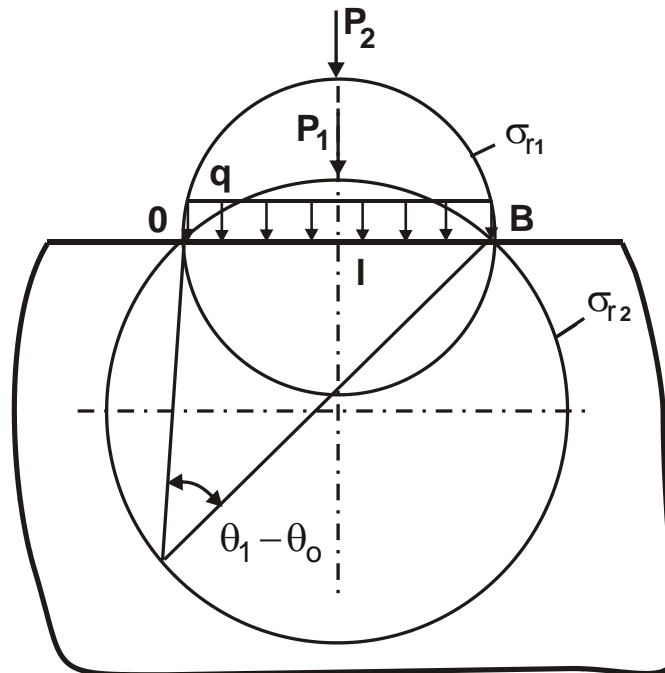


Рисунок 4.35 – Положення кіл однакових напружень ($\sigma_{r1} > \sigma_{r2}$)

Навантаження q повинне як мінімум у 1,57 разів перевищувати значення $\sigma_{ст}$.

Із урахуванням $\varphi = 2 \cdot (\theta_1 - \theta_0)$ справедливе відношення:

$$\frac{l}{\frac{D}{2}} = \sin \frac{\varphi}{2} = \sin(\theta_1 - \theta_0) = \frac{l}{D}. \quad (4.159)$$

Тоді залежність (4.156) набуває вигляду:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot \frac{l}{D}. \quad (4.160)$$

Розглядаючи $q = P/l$, приходимо до рішення (4.90) за умови $D = d$.

Застосуємо отримані рішення для розрахунку напружень у ріжучій частині зерна, яку подано у формі усіченого конуса. Під дією зосередженої сили P , прикладеної на майданчику, віддаленому від вершини зерна (вершини конуса) на деякій відстані, у зерні виникають нормальні напруження, які можна аналітично описати колами однакових напружень

σ_r (рис. 4.36), згідно залежності (4.90). Припустимо, що у точках фіксованого кола однакових напружень, що торкається граней зерна, виникають граничні напруження стиску σ_{CT} . Тоді найімовірнішим напрямом утворення мікротріщин зерна будуть прямі лінії OA і OB.

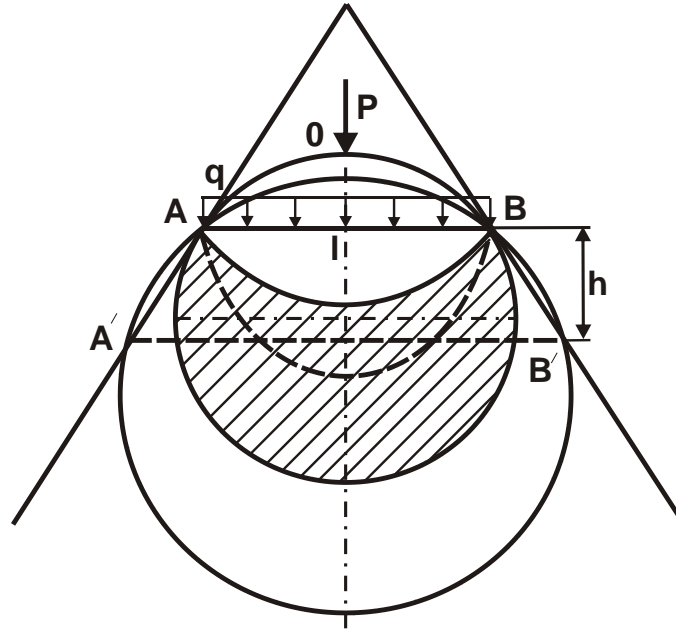


Рисунок 4.36 – Розрахункова схема напружень у ріжучій частині зерна у формі усіченого конуса

Положення лінії однакових значень напруження σ_r буде таким самим і у разі дії розподіленого навантаження $q = P/l$ на майданчику зерна, що проходить через точки A і B. Граничні напруження досягаються у заштрихованій ділянці, обмеженій двома дугами AB кола діаметром D, а найбільші напруження – у точках кола діаметром l (пунктирна лінія). Зі збільшенням розподіленого навантаження q діаметр кола D, у точках якого досягаються граничні напруження, збільшуються. Це призведе до руйнування нижньої частини зерна товщиною h та переміщення майданчика, на якому діє розподілене навантаження q, у нове положення A'B'. Враховуючи те, що найбільші напруження σ_r досягаються у точках кола діаметром $D = l$, розрахунок напружень (у двовимірній системі координат) слід виконувати за залежністю (4.160) для випадку $D = l$:

$$\sigma_r = \frac{2 \cdot q}{\pi} = \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot l}. \quad (4.161)$$

У тривимірній системі координат залежність (4.161) виразиться:

$$\sigma_r = \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot l^2} . \quad (4.162)$$

За заданими значеннями $\sigma_r = \sigma_{ст}$ і l , із залежності (4.162) можна визначити граничну (руйнівну) силу P .

Виходячи із спрощеного розрахунку стиснутого силою P стержня товщиною l , напруження у двовимірній системі координат визначиться:

$$\sigma = \frac{P}{l} . \quad (4.163)$$

У тривимірній системі координат залежність (4.163) виразиться:

$$\sigma = \frac{P}{l^2} . \quad (4.164)$$

Як видно, відмінність залежностей (4.161) і (4.163), а так само залежностей (4.162) і (4.164) не суттєво, що дозволяє у першому наближенні використати спрощені залежності (4.163) і (4.164).

Якщо розглядати ріжуче зерно у формі сфери (рис. 4.37), що знаходиться під дією зосередженої сили P , то за умови збігу діаметра кола однакового напруження $\sigma_r = \sigma_{ст}$ із діаметром кола, що описує контур сфери (зерна), відбудеться його руйнування.

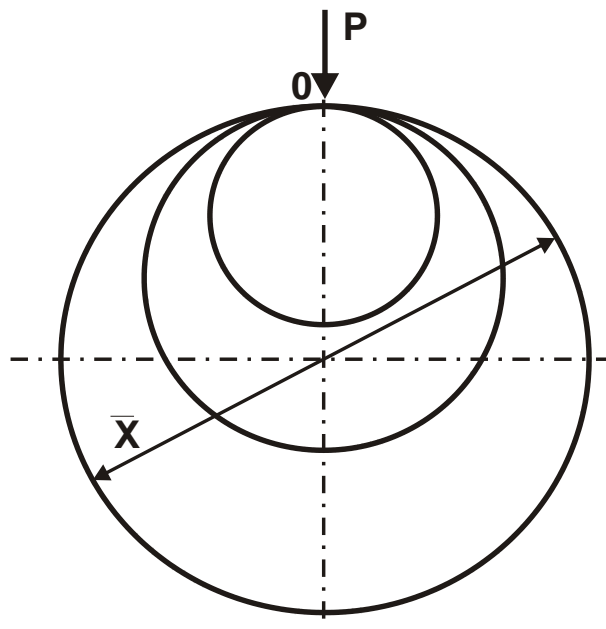


Рисунок 4.37 – Розрахункова схема напружень у ріжучій частині зерна у формі сфери

У цьому випадку у залежностях (4.161) і (4.162) необхідно прийняти умову $l = \bar{X}$, де \bar{X} – зернистість алмазного порошку.

Таким чином, у роботі запропоновано підхід до розрахунку напружень у ріжучій частині зерна, яку подано у формі конуса і сфери, на основі методів теорії пружності.

4.7. Динаміка взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом

Під час обробки металів різанням значна частина ріжучих інструментів працює в умовах ударної взаємодії ріжучого клину із оброблюваним виробом. Це обумовлено обробкою переривчастих поверхонь, неоднорідністю фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу, нерівномірністю припуску, що знімається, кінематикою різання, наприклад, під час фрезерування, шліфування та ін. Особливо це відноситься до процесу шліфування, де ріжучі зерна весь час працюють у режимі ударно-циклічної взаємодії із оброблюваним матеріалом.

Різання із ударним характером взаємодії різко знижує стійкість ріжучого інструменту, викликає часті його поломки, підвищене зношування обладнання та багато інших негативних явищ. Тому вивчення особливостей динаміки перехідних процесів взаємодії ріжучого інструменту із оброблюваним виробом представляє певний інтерес та дозволяє намітити науково обґрунтовані способи ефективного використання ріжучого інструменту та управління процесом різання.

У роботі розглядається динамічний стан системи інструмент – виріб за різних форм імпульсів силової дії під час процесу різання та показано роль перехідних процесів силової напруженості системи [58].

Для розкриття механізму взаємодії ріжучого інструменту із виробом, визначення динамічної сили, що діє на ріжучий клин, та зміни швидкості його руху за різних форм імпульсів силової дії розглянемо динамічну модель системи інструмент–виріб.

Перехід від реальної моделі процесу різання до динамічної моделі показано на рис. 4.38. У динамічній моделі процесу різання (рис. 4.38,в) систему "інструмент" представлено приведеною масою, пов'язаною із рухомою опорою (вузлом кріплення інструмента) за допомогою пружини жорсткістю c .

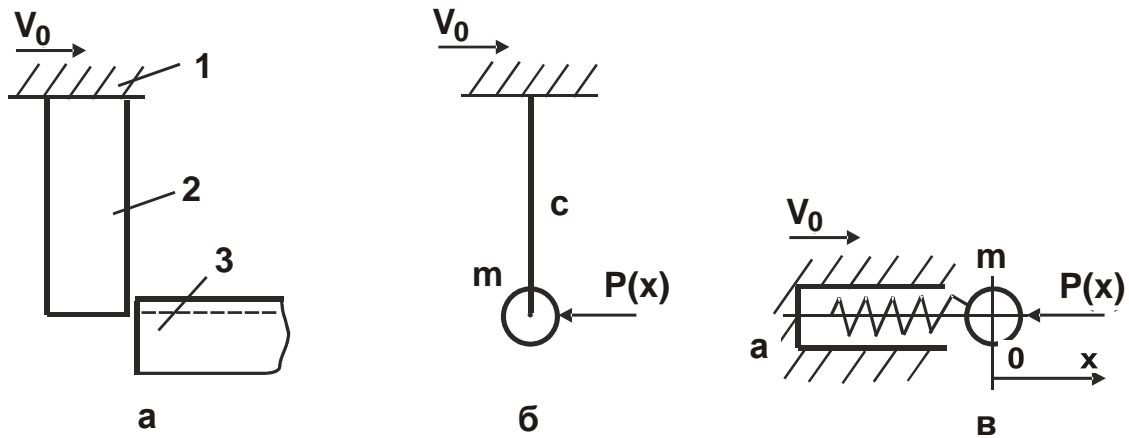


Рисунок 4.38 – Схеми взаємодії ріжучого інструменту із виробом:
 а – реальна модель процесу різання; б, в – динамічна модель процесу різання; 1 – привід; 2 – ріжучий інструмент; 3 – оброблюваний виріб

Систему "виріб" представлено силою $P(x)$, що діє на приведену масу m . Процес різання розпочинається із того, що система "інструмент" ударяє у виріб зі швидкістю V_0 . При цьому відбувається стиск пружини жорсткістю c .

На відміну від вільного удару, коли має місце повне перетворення кінетичної енергії на потенційну, в реальних процесах різання, завдяки великій інерційності приводу, зменшення кінетичної енергії рухомого інструменту миттєво компенсується. У результаті швидкість руху опори зберігається практично постійною, що дорівнює V_0 .

Зважаючи на викладене, рівняння руху зосередженої маси m без урахування дисипативних сил прийме вигляд:

$$c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) - P(x) = m \cdot \ddot{x}, \quad (4.165)$$

де $(V_0 \cdot \tau - x)$ – величина стиску пружини, м.

Сила $P(x)$ може мати різний математичний вираз залежно від форми імпульсів силової дії (рис. 4.39). Так, за формою імпульсу, що представлена на рис. 4.39,а, маємо $P(x) = P_0$. Така форма імпульсу може мати місце під час періодичного різання із постійним поперечним перерізом зрізу за один хід інструмента (під час стругання, довбання, протягування та ін.). Характер взаємодії інструмента із виробом визначатиметься відношенням періоду власних коливань інструмента T і тривалості циклу обробки $\tau_{\text{конт}}$. Припустимо, що $\tau_{\text{конт}} \gg T = 2\pi/k$, де $k = \sqrt{c/m}$ – власна частота системи "інструмент", Гц.

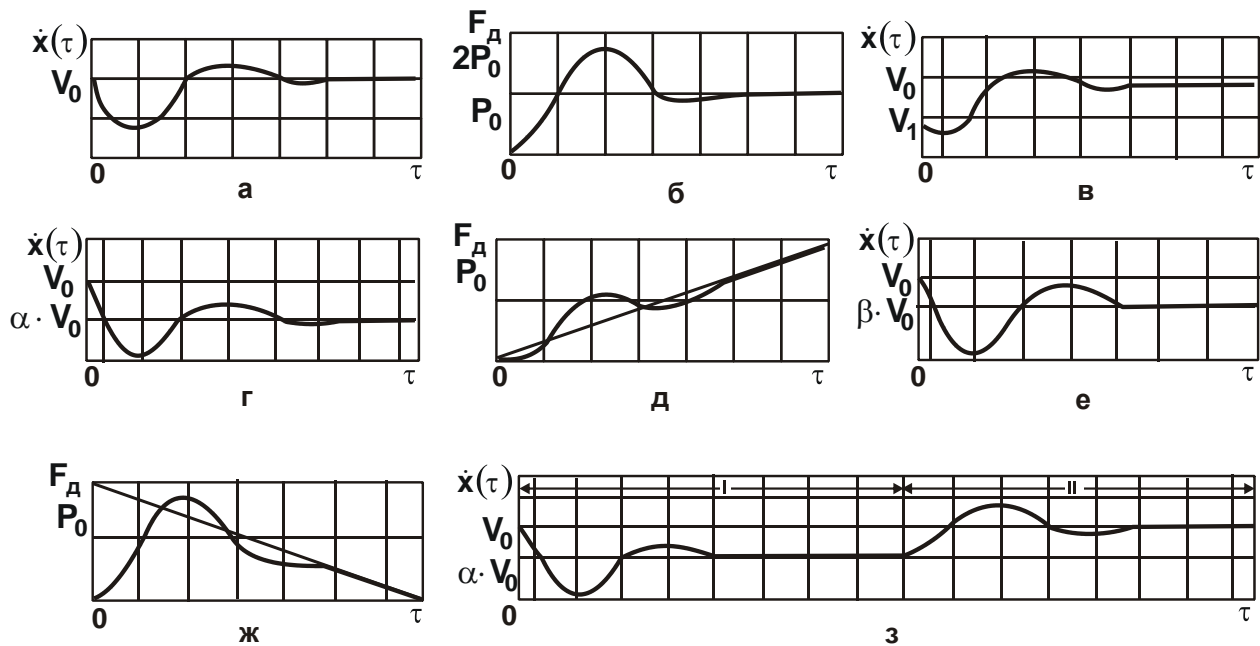


Рисунок 4.39 – Зміна динамічних характеристик $\dot{x}(\tau)$ і F_d у процесі взаємодії: а, б, в – за прямокутною формою імпульсу; г, д – за трикутною формою імпульсу (зустрічне фрезерування); е, ж – попутне фрезерування; з – за комбінованою формою імпульсу

Після вирішення рівняння (4.165) отримано:

$$x = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + V_0 \cdot \tau - \frac{P_0}{c}. \quad (4.166)$$

Постійні A і B визначаються із початкових умов руху інструмента:

$$x(\tau = 0) = 0; \quad \dot{x}(\tau = 0) = V_0. \quad (4.167)$$

Підпорядковуючи залежність (4.166) початковим умовам (4.167), маємо

$$x = x_{\text{стат}} \cdot \cos k\tau + V_0 \cdot \tau - x_{\text{стат}}, \quad (4.168)$$

де $x_{\text{стат}} = P_0 / c$ – статичне переміщення маси m від дії сили P_0 , м.

Швидкість руху маси m описується залежністю:

$$\dot{x} = V_0 - k \cdot x_{\text{стат}} \cdot \sin k\tau. \quad (4.169)$$

Графічно залежність (4.169) із урахуванням дисипації показано на рис. 4.39,а. Як видно із графіка, у момент урізання спостерігається падіння швидкості руху інструмента. Це пов'язано із пружно-відновлюючими властивостями системи інструмента. Час згасання коливань інструмента залежить від сил дисипації, потім настає стабілізація швидкості руху інструмента.

Динамічну силу, що діє при цьому на інструмент, представимо у вигляді:

$$F_d = c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) = P_0 \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (4.170)$$

Графічно зміну сили показано на рис. 4.39,б. Як витікає із залежності (4.134), за умови $\cos k\tau = -1$ сила F_d набуває максимального значення. Залежно від ступеня розсіювання енергії в системі сила F_d може змінюватись у межах $F_d^{\max} = P_0 \dots 2P_0$.

Таким чином встановлено, що під час урізання на інструмент діють додаткові динамічні навантаження, які призводять до більш високого рівня напруженості процесу різання порівняно із процесом, що встановився.

Крім динаміки контакту ріжучого клину із виробом має місце динаміка, викликана зменшенням швидкості взаємного переміщення ріжучого клину та виробу внаслідок деформації та вибірки люфтів у стиках вузлів кріплення інструменту та передавальних ланок від приводу. Це призведе до того, що опора a буде рухатися із незмінною швидкістю V_0 , а ріжучий клин із приведеною масою m – зі швидкістю $V_1 < V_0$ (рис. 4.39,в).

Тоді початкові умови набувають вигляду:

$$x(\tau = 0) = 0; \quad \dot{x}(\tau = 0) = V_1. \quad (4.171)$$

Після вирішення рівняння (4.165) за початкових умов (4.171) отримано:

$$\begin{aligned} x &= x_{\text{стат}} \cdot \cos k\tau - \frac{(V_0 - V_1)}{k} \cdot \sin k\tau + V_0 \cdot \tau - x_{\text{стат}} = \\ &= V_0 \cdot \tau - x_{\text{стат}} - \sqrt{\frac{(V_0 - V_1)^2}{k^2} + x_{\text{стат}}^2} \cdot \sin(k\tau + \varphi), \end{aligned} \quad (4.172)$$

де $\varphi = \text{tg} \frac{x_{\text{стат}} \cdot k}{(V_0 - V_1)}$.

Швидкість руху маси m визначається залежністю:

$$\dot{x} = V_0 - k \cdot \sqrt{\frac{(V_0 - V_1)^2}{k^2} + x_{\text{стат}}^2} \cdot \sin(k\tau + \varphi). \quad (4.173)$$

Графічно залежність (4.173) із урахуванням дисипації представлено на рис. 4.39,в.

Динамічна сила, що діє при цьому на ріжучий клин, визначається:

$$F_d = c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) = P_0 + \sqrt{\frac{(V_0 - V_1)^2}{k^2} + P_0^2} \cdot \sin(k\tau + \varphi). \quad (4.174)$$

Максимальне значення F_d^{\max} визначається за умови $\sin(k\tau + \varphi) = 1$:

$$F_d^{\max} = P_0 + \sqrt{\frac{(V_0 - V_1)^2}{k^2} + P_0^2}. \quad (4.175)$$

Із залежності (4.175) витікає, що за умови $V_0 = V_1$ сила F_d набуває мінімального значення $F_d = 2P_0$. У той же час, виходячи із залежності (4.170), сила F_d набуває максимально можливого значення $F_d = 2P_0$. Отже, урахування нежорсткості та люфтів у стиках верстата змінює динамічну силу F_d , що діє на ріжучий клин у момент урізання.

Таким чином, значне збільшення динамічної сили F_d , викликане особливостями перехідних процесів у момент урізання, може призводити до збільшення імовірності утворення сколів та зниження стійкості ріжучих інструментів, що працюють в умовах ударного навантаження ріжучого клину.

Розглянемо динамічний стан ріжучого клину за форм імпульсів сили, характерних для зустрічного і попутного фрезерування (рис. 4.39,б,в).

Форму імпульсу сили, показану на рис. 4.39,б, виразимо рівнянням $P(x) = c_1 x$, де $c_1 = P_0 / l$ – жорсткість технологічної системи, Н/м; l – довжина траєкторії ріжучого клину в металі, м.

У цьому випадку рівняння руху (4.165) матиме вигляд:

$$c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) - c_1 \cdot x = m \cdot \ddot{x}. \quad (4.176)$$

Після перетворення рівняння (4.176) із урахуванням початкових умов (4.167) отримано його рішення:

$$x = \frac{1}{k_1} \cdot (1 - \alpha) \cdot V_0 \cdot \sin k_1 \tau + \alpha \cdot V_0 \cdot \tau, \quad (4.177)$$

де $k_1^2 = \frac{c + c_1}{m}$;

$$\alpha = \frac{k^2}{k_1^2} = \frac{c}{c + c_1} \leq 1.$$

Швидкість руху ріжучого клину із урахуванням залежності (4.177) набуває вигляду:

$$\dot{x} = (1 - \alpha) \cdot V_0 \cdot \cos k_1 \tau + \alpha \cdot V_0. \quad (4.178)$$

Залежність (4.178) із урахуванням сил дисипації графічно представлено на рис. 4.39,г. Як витікає із графіка, під час зустрічного фрезерування у момент урізання спостерігається падіння швидкості, потім швидкість відновлюється до значення $\alpha \cdot V_0$. Отже, ріжучий клин у процесі стружкоутворення рухається зі швидкістю, яка менша за вихідну швидкість.

Зазначене явище відставання швидкості спричинене характером зміни динамічної сили:

$$F_d = c \cdot (1 - \alpha) \cdot V_0 \cdot \left(\tau - \frac{1}{k_1} \sin k_1 \tau \right). \quad (4.179)$$

Після згасання коливань ріжучого клина ($\sin k_1 \tau = 0$) на нього діє сила, що постійно збільшується пропорційно зміні поперечного перерізу зрізу (рис. 4.39,д). Максимальне значення сила приймає у момент виходу ріжучого клину із оброблюваного матеріалу. Таким чином, перехідні процеси із точки зору силової напруженості не викликають додаткових динамічних зусиль і не є небезпечними для руйнування ріжучого клину.

Під час попутного фрезерування, коли поперечний переріз зрізу максимальний у момент урізання, форма імпульсу сили (рис. 4.39,в) описується залежністю $P(x) = P_0 - c_1 \cdot x$.

Із урахуванням початкових умов (4.167) рішення рівняння (4.165) приймає вигляд:

$$x = \sqrt{\frac{V_0^2}{k_2^2} (1 - \beta)^2 + \frac{P_0^2}{(c - c_1)^2}} \cdot \sin(k_2 \tau - \psi) + \beta \cdot V_0 \cdot \tau - \frac{P_0}{(c - c_1)}; \quad (4.180)$$

$$\dot{x} = k_2 \cdot \sqrt{\frac{V_0^2}{k_2^2} (1 - \beta)^2 + \frac{P_0^2}{(c - c_1)^2}} \cdot \cos(k_2 \tau - \psi) + \beta \cdot V_0; \quad (4.181)$$

$$F_d = \beta \cdot P_0 - c_1 \cdot \beta \cdot V_0 \cdot \tau - c \cdot \sqrt{\frac{V_0^2}{k_2^2} (1 - \beta)^2 + \frac{P_0^2}{(c - c_1)^2}} \cdot \sin(k_2 \tau - \psi), \quad (4.182)$$

де $k_2^2 = \frac{c - c_1}{m}$;

$$\beta = \frac{k^2}{k_2^2};$$

$$\psi = \operatorname{tg} \frac{P_0 \cdot k_2}{(c - c_1) \cdot V_0 \cdot (1 - \beta)}.$$

Із урахуванням згасання у системі швидкість \dot{x} графічно набуде вигляду, який показано на рис. 4.39,е. Як і у випадку зустрічного фрезерування, у початковий момент взаємодії швидкість руху ріжучого клину зменшується, потім відновлюється до величини $\beta \cdot V_0 < V_0$.

Із відношення швидкостей $\frac{\alpha \cdot V_0}{\beta \cdot V_0} = \frac{c - c_1}{c + c_1} < 1$ витікає, що швидкість деформації ріжучого клину під дією поперечного перерізу зрізу, що зменшується, і навантаження під час попутного фрезерування менше, ніж під час зустрічного фрезерування.

Із графіка (рис. 4.39,ж) витікає, що залежно від значень параметрів V_0 і c_1 динамічна сила F_d може бути менше статичної сили $P(x) = P_0 - c_1 \cdot x$. Це пояснюється запізненням збільшення динамічної сили від зменшення статичної сили, що змінюється за законом зменшення поперечного перерізу зрізу.

Отже, динамічні навантаження, що обумовлені перехідним процесом під час попутного фрезерування, можуть викликати меншу силову напруженість ріжучого клину порівняно із зустрічним фрезеруванням.

Розглянемо динаміку взаємодії ріжучого клину із виробом в умовах дії комбінованої форми імпульсу сили, характерної для процесу шліфування (рис. 4.39,г). Слід зазначити, що комбінована форма імпульсу сили не є простим підсумовуванням раніше розглянутих форм імпульсів – прямокутної і трикутної, характерних для періодичного різання, зустрічного і попутного фрезерування (рис. 4.39, а,б,в).

Динамічний стан ріжучого клина на ділянці I комбінованої форми імпульсу сили, аналогічно зустрічному фрезеруванню, описується залежностями (4.177) – (4.179). Значення величин x і \dot{x} , які отримано на основі залежностей (4.177) і (4.178), є початковими умовами для аналітичного описання динамічного стану ріжучого клину на ділянці II:

$$x(\tau = 0) = -x_{\text{стат}} = \frac{P_0}{c}; \quad \dot{x}(\tau = 0) = \alpha \cdot V_0. \quad (4.183)$$

Тут за початок відліку прийнято умову $x = a$.

Після вирішення рівняння (4.165) із урахуванням умови $P(x) = P_0$ та початкових умов (4.183), отримано:

$$x = -\frac{1}{k} \cdot V_0 \cdot (1 - \alpha) \cdot \sin k\tau + V_0 \cdot \tau - x_{\text{стат}}; \quad (4.184)$$

$$\dot{x} = -V_0 \cdot (1 - \alpha) \cdot \cos k\tau + V_0. \quad (4.185)$$

Графічно залежність (4.185) представлено на рис. 4.39, з, де показано характер зміни швидкості на ділянках I і II.

Динамічну силу, що діє на ріжучий клин інструмента на ділянці II, можна виразити залежністю:

$$F_D = P_0 + \frac{V_0}{k} \cdot \frac{1}{\frac{1}{c} + \frac{1}{c_1}} \cdot \sin k\tau. \quad (4.186)$$

Максимальне значення F_D^{max} досягається за умови $\sin k\tau = 1$:

$$F_D^{\text{max}} = P_0 + \frac{V_0}{k} \cdot \frac{1}{\frac{1}{c} + \frac{1}{c_1}}. \quad (4.187)$$

Перший доданок залежності (4.187), рівний P_0 , є статичною силою, що діє на ріжучий клин. Другий доданок є динамічною силою, яка обумовлена відновленням швидкості руху ріжучого клину в момент переходу ділянки I у ділянку II.

Як витікає із залежності (4.187), зі збільшенням жорсткості технологічної системи $c_1 = P_0 / x$, що характеризує інтенсивність збільшення поперечного перерізу зрізу (геометричної жорсткості припуску, що знімається), сила F_D^{max} збільшується зі збільшенням $c_1 \rightarrow \infty$ (миттєва зміна поперечного перерізу зрізу від нуля до максимального значення):

$$F_D^{\text{max}} = P_0 + \frac{V_0}{k} \cdot c. \quad (4.188)$$

Аналіз залежностей (4.179), (4.182), (4.187) і графіків (рис. 4.39) дозволяє зробити висновок відносно більшої динамічної напруженості ділянки II комбінованої форми імпульсу сили порівняно із роздільними прямокутною і трикутною формами імпульсу сили. Ділянка III комбінованої форми імпульсу сили у зв'язку із відсутністю падіння швидкості руху ріжучого клину під час переходу із ділянки II на ділянку III не є суттєвим джерелом динамічної напруженості процесу різання.

Таким чином, розкрито фізичну сутність однієї із можливих причин зниження працездатності ріжучого інструмента (алмазного або абразивного ріжучого зерна) в умовах ударного навантаження.

Падіння швидкості руху ріжучого клину інструмента внаслідок ударної дії є визначальним чинником, що викликає "сплеск" динамічної сили взаємодії. Причому, чим значніше та інтенсивніше падіння швидкості, тим більше динамічна напруженість ріжучого клину інструмента і тим більшою мірою визначається роль перехідних процесів у взаємодії його із оброблюваним виробом.

4.8. Динаміка переривчастого різання

Як показує практика, під час механічної обробки деталей із переривчастими поверхнями стійкість ріжучого інструменту нижче, ніж під час обробки суцільних поверхонь. Це призводить до зменшення продуктивності та якості обробки і вимагає пошуку нових технологічних можливостей підвищення працездатності ріжучого інструмента в умовах інтенсивних ударних навантажень.

Сучасні збірні конструкції ріжучих інструментів із механічним кріпленням твердосплавних пластин меншою мірою підвержені дії ударних навантажень внаслідок високої жорсткості елементів конструкції інструмента. Разом із тим, динамічний чинник при цьому все ж таки має місце і призводить до зниження стійкості інструмента. У зв'язку із цим, розглянемо механізм утворення динамічних навантажень в умовах ударної взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом. Використовуючи отримані рішення, можна буде обґрунтовано підходити до управління динамікою процесу переривчастого різання. Для цього важливо, перш за все, розглянути процес стругання, який є типовим процесом переривчастого різання.

Рух маси m (ріжучого інструмента) під дією сили різання $P(x) = P_0$ у нерухомій системі координат описується диференціальним рівнянням:

$$c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) - P_0 = m \cdot \ddot{x}, \quad (4.189)$$

де c – наведена жорсткість системи ріжучого інструмента у напрямі осі координат ox , Н/м;

V_0 – швидкість руху маси m (ріжучого інструмента) у момент контакту із оброблюваною матеріалом, м/с;

τ – час обробки, с.

Із урахуванням початкових умов: $x(\tau = 0) = 0$; $\dot{x}(\tau = 0) = V_1$ рішення диференціального рівняння (4.189) набуде вигляду:

$$x = \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{\text{CT}}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi) + V_0 \cdot \tau - x_{\text{CT}}, \quad (4.190)$$

де $k = \sqrt{c/m}$ – власна частота системи, 1/с;

$x_{\text{CT}} = P_0/c$ – статичне переміщення маси m від дії сили різання P_0 , м;

φ – зсув за фазою.

У рухомій системі координат для нової змінної $x' = V_0 \cdot \tau - x$ маємо:

$$x' = x_{\text{CT}} - \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{\text{CT}}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (4.191)$$

Як видно, максимальне значення параметра x' досягається за умови $\sin(k\tau - \varphi) = -1$. Тоді залежність (4.191) спроститься:

$$x'_{\text{max}} = x_{\text{CT}} + \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{\text{CT}}^2}. \quad (4.192)$$

Очевидно, параметр x'_{max} перевищує значення x_{CT} більш ніж удвічі. За умови $V_1 = V_0$ маємо $x'_{\text{max}} = 2 \cdot x_{\text{CT}}$.

Випадок $V_1 < V_0$ має місце за умови нежорсткого кріплення ріжучого інструмента, коли у результаті вибірки люфтів у стиках верстата у момент урізання відбувається падіння швидкості руху інструменту від V_0 до V_1 . Після цього швидкість повинна відновитися до вихідного значення V_0 у результаті руху інструмента із прискоренням. Це призводить до динамічних навантажень ріжучого інструмента. Найбільше значення x'_{max} досягається за умови $V_1 = 0$, тобто за умови повної зупинки ріжучого інструмента у момент урізання. Зменшити значення x'_{max} можна за умови $V_1 = V_0$.

Рішення диференціального рівняння (4.189) за початкових умов $x(0) = x_1$ і $\dot{x}(0) = V_1$ має вигляд:

$$x' = x_{\text{CT}} - \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + (x_{\text{CT}} - x_1)^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (4.193)$$

Максимальне значення величини x'_{\max} досягається за умови: $\sin(k\tau - \varphi) = -1$, тоді

$$x'_{\max} = x_{\text{ст}} + \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + (x_{\text{ст}} - x_1)^2}. \quad (4.194)$$

За умов $V_1 = V_0$ і $x_1 = x_{\text{ст}}$ параметр $x'_{\max} = x_{\text{ст}}$, тобто виключаються динамічні навантаження, що діють на ріжучий інструмент. Із цього витікає, що під час встановлення ріжучої пластини на опорну поверхню інструмента її необхідно притиснути із силою, що дорівнює або більше сили різання P_0 . Тоді виконується умова $x_1 = x_{\text{ст}}$ і другий доданок у підкореному вираженні залежності (4.194) дорівнює нулю. У іншому випадку (тобто за недостатньої жорсткості кріплення ріжучої пластинки, коли $x_1 < x_{\text{ст}}$) це призведе до виникнення у технологічній системі додаткового динамічного навантаження.

Аналогічно зміниться і перший доданок у підкореному вираженні залежності (4.194). За недостатньої жорсткості кріплення ріжучої пластини виникне перепад швидкостей $(V_1 - V_0)$, що призведе до додаткового динамічного навантаження. Отже, під час переривчастого різання необхідно забезпечити щільне прилягання ріжучої пластинки до опорної поверхні інструмента (різця). Це досягається, наприклад, завдяки застосуванню односторонньої ріжучої пластинки, у якої друга сторона гладка і може щільно прилягати до опорної поверхні різця. При цьому необхідно забезпечити притискання пластинки до різця із силою, яка дорівнює або більше сили різання P_0 .

Проведені експериментальні дослідження підтвердили правочинність отриманого теоретичного рішення щодо різних умов переривчастого різання (обробка деталей із переривчастими поверхнями, а також зі зварювальними швами). Наприклад, встановлено, що стійкість різця, оснащеного двосторонньою ріжучою твердосплавною пластинкою, можливо, через недостатньо щільне прилягання її до опорної поверхні, була меншою за стійкість різця, оснащеного односторонньою ріжучою твердосплавною пластиною.

Для уточнення рішення динамічної моделі необхідно врахувати контактну жорсткість робочої частини інструмента c_1 , що характеризує місцеві деформації інструмента. Тому в динамічній моделі (рис. 4.40,а) систему інструмента представлено наведеною масою m , пов'язаною із

вузлом кріплення інструмента (супортом) за допомогою пружного елемента жорсткістю c .

У початковий момент урізання ріжучого інструмента в оброблюваний матеріал контакт його ріжучої кромки, що рухається зі швидкістю V_0 масою m , із нерухомою опорою b (деталлю) здійснюється за допомогою пружного елемента жорсткістю c_1 (рис. 4.40).

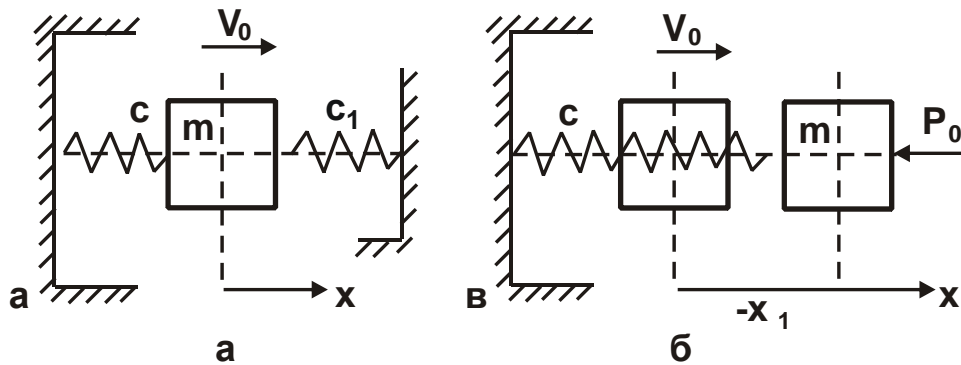


Рисунок 4.40 – Динамічна модель взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом: m – наведена маса системи інструмента; c – жорсткість пружного елемента, що зв'язує супорт верстата із інструментом; c_1 – контактна жорсткість, що враховує місцеві деформації інструмента

Пружина c_1 починає стискатися, викликаючи силу, що діє на масу m , внаслідок чого зменшується швидкість руху маси.

Швидкість руху супорта верстата незмінна, тому відбувається стиск пружини жорсткістю c , яка, у свою чергу, діє на масу m . Таким чином, маса m сприймає із боку пружини жорсткістю c_1 силу $c_1 \cdot x$ (де x – переміщення маси m), а з боку пружини жорсткістю c – силу $c(V_0\tau - x)$, де τ – тривалість контакту ріжучої кромки інструмента (різця) із оброблюваним матеріалом. Такий характер навантаження маси m (різця) буде відбуватися до тих пір, доки сила стиску пружини c_1 досягне значення P_0 , рівного силі різання P_z у сталому процесі, після чого пружина c_1 перебуватиме у стиснутому стані силою P_0 , а маса m – піддаватиметься дії цієї сили і здійснювати коливання, які з часом загасають завдяки дії дисипативних сил.

Рівняння руху маси m у початковий момент, доки зусилля стиску пружини c_1 досягне сили P_0 , має вигляд:

$$c \cdot (V_0\tau - x) - c_1 \cdot x = m \cdot \ddot{x}. \quad (4.195)$$

Рівняння (4.195) можна перетворити:

$$\ddot{x} + k_1^2 x = k^2 V_0 \tau, \quad (4.196)$$

де $k_1^2 = \frac{c + c_1}{m}$; $k^2 = \frac{c}{m}$.

Рішення рівняння (4.196) може бути частковим і загальним:

а) часткове рішення:

$$x = A_1 \cdot \tau. \quad (4.197)$$

Після підстановки залежності (4.197) у залежність (4.196) маємо:

$$A_1 = \frac{k^2}{k_1^2} \cdot V_0; \quad (4.198)$$

б) загальне рішення:

$$x = A \cdot \sin k_1 \tau + B \cdot \cos k_1 \tau + \frac{k^2}{k_1^2} \cdot V_0 \cdot \tau. \quad (4.199)$$

Початкові умови руху маси m :

$$\begin{cases} x(0) = 0 \\ \dot{x}(0) = V_0. \end{cases} \quad (4.200)$$

Після підпорядкування отриманого рішення (4.199) початковим умовам (4.200) маємо:

$$1) B = 0; \quad 2) A = \frac{1}{k_1} \cdot \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot V_0.$$

Остаточне рішення рівняння (4.199):

$$x = \frac{V_0}{k_1} \cdot \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot \sin k_1 \tau + \frac{k^2}{k_1^2} \cdot V_0 \tau. \quad (4.201)$$

Залежність (4.201) визначає закон стиску пружини жорсткістю c_1 до виконання умови $c_1 \cdot x = P_0$. Величина стиску пружини визначається:

$$x_1 = V_0 \tau - x = \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot V_0 \tau - \frac{V_0}{k_1} \cdot \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot \sin k_1 \tau. \quad (4.202)$$

За умови $c_1 \cdot x = P_0$ розрахункову схему можна подати у вигляді, показаному на рис. 4.40,б. Рівняння руху маси m відозміниться:

$$c(V_0\tau - x) - P_0 = m\ddot{x}. \quad (4.203)$$

Після перетворень залежності (4.203) отримано:

$$\ddot{x} - k^2x = k^2 \cdot V_0\tau - \frac{P_0}{m}. \quad (4.204)$$

Загальне рішення рівняння (4.204):

$$x = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + V_0\tau - x_{CT}, \quad (4.205)$$

де $x_{CT} = P_0/c$.

Постійні інтегрування A і B визначаються із початкових умов:

$$1) x(0) = -x_1(T) = \left[\left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) V_0 T - \frac{V_0}{k_1} \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \sin k_1 T \right] = x_1, \quad (4.206)$$

де T – час, що відповідає умові $c_1 \cdot x = P_0$;

2) для визначення величини $\dot{x}(0)$ необхідно продиференціювати залежність (4.201) за часом

$$\dot{x}(0) = V_0 \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cos k_1 T + \frac{k^2}{k_1^2} V_0 = \dot{x}_1. \quad (4.207)$$

Тоді

$$A = \frac{\dot{x}_1 - V_0}{k}; \quad B = x_{CT} - x_1.$$

Після підстановки значень A і B у залежність (4.205), маємо:

$$x = \frac{x_1 - V_0}{k} \sin k\tau + (x_{CT} - x_1) \cos k\tau + V_0\tau - x_{CT}. \quad (4.208)$$

Залежність (4.208) визначає шлях, пройдений масою m .

Для визначення величини стиску x_D пружини жорсткістю c необхідно використати різницю величин $V_0 \cdot \tau$ та x :

$$x_D = V_0\tau - x = -\frac{\dot{x}_1 - V_0}{k} \sin k\tau + (x_{CT} - x_1) \cos k\tau + x_{CT}$$

або

$$x_D = x_{CT} + \sqrt{\frac{(V_0 - \dot{x}_1)^2}{k^2} + (x_{CT} - x_1)^2} \sin(k\tau - \varphi). \quad (4.209)$$

Величина x_D набуває максимального значення за умови $\sin(k\tau - \varphi) = 1$:

$$x_{D\max} = x_{CT} + \sqrt{\frac{(V_0 - \dot{x}_1)^2}{k^2} + (x_{CT} - x_1)^2}. \quad (4.210)$$

На основі залежності (4.210) можна визначити максимальне навантаження, що дорівнює тангенціальній складовій сили різання P_z у момент урізання ріжучого інструмента в оброблюваний матеріал:

$$P_{z_{\max}} = c \cdot x_{d_{\max}} = P_{\text{ст}} + \sqrt{c \cdot m(V_0 - \dot{x}_1)^2 + (P_{\text{ст}} - c \cdot x_1)^2}. \quad (4.211)$$

Із залежності (4.211) витікає, що динамічна складова сили різання P_z завжди більше статичної складової $P_{\text{ст}}$ на величину підкореного виразу.

Фізична сутність другого доданку підкореного виразу полягає у тому, що чим більше пружина c_1 стискається у момент удару, тим значнішим є ступінь дисипації енергії удару і тим менше різниця величин $(P_{\text{ст}} - c \cdot x_1)$ і $P_{z_{\max}}$. Таким чином, показано, що величина стиску пружини x_1 неоднозначно впливає на величину $P_{z_{\max}}$. Існує значення x_1 , за яким величина $P_{z_{\max}}$ набуває мінімального значення.

Удар в умовах процесу різання, очевидно, суттєво відрізняється від вільного удару, коли спостерігається повне перетворення кінетичної енергії у потенційну енергію. Завдяки великій інерційності приводу супорта верстата, повного перетворення кінетичної енергії у потенційну енергію тут не відбувається. Швидкість руху наведеної маси практично залишається постійною. Відповідно до залежності (4.211), із урахуванням рівності швидкостей $\dot{x} \cong V_0$, тангенціальна складова сили різання $P_{z_{\max}} = 2P_{\text{ст}}$, тобто у момент удару ріжучий інструмент зазнає дворазового динамічного навантаження. За більш податливої конструкції супорта із ріжучим інструментом справедлива умова $(P_{\text{ст}} - c \cdot x_1) \rightarrow 0$ і, відповідно,

$$P_{z_{\max}} = P_{\text{ст}} + \sqrt{c \cdot m}(V_0 - \dot{x}_1). \quad (4.212)$$

Зменшити тангенціальну складову сили різання $P_{z_{\max}}$ можна шляхом застосування міцних пластичних інструментальних матеріалів, що допускають достатньо великі переміщення x_1 та невеликий перепад швидкості руху інструмента у момент урізання.

Під час кріплення ріжучої пластинки до інструмента необхідно виконати умову $c \cdot x_1 = P_{\text{ст}}$.

У науково-технічній літературі наведено результати експериментальних досліджень сил різання P_z у момент урізання ріжучого інстру-

мента в оброблюваний матеріал. Всі вони вказують на перевищення приблизно у 2 рази динамічної складової P_z над статичною складовою цієї сили, що підтверджує достовірність розглянутої динамічної моделі. Так, у роботі [2] наведено результати вимірювання швидкості руху ріжучого інструмента і тангенціальної складової сили різання P_z під час стругання. У момент урізання стругального різця (рис. 4.41,а) швидкість його руху зменшилася із 10 до 6 м/хв. Потім із часом обробки швидкість відновилася до вихідного значення, що призвело до сплеску тангенціальної складової сили різання.

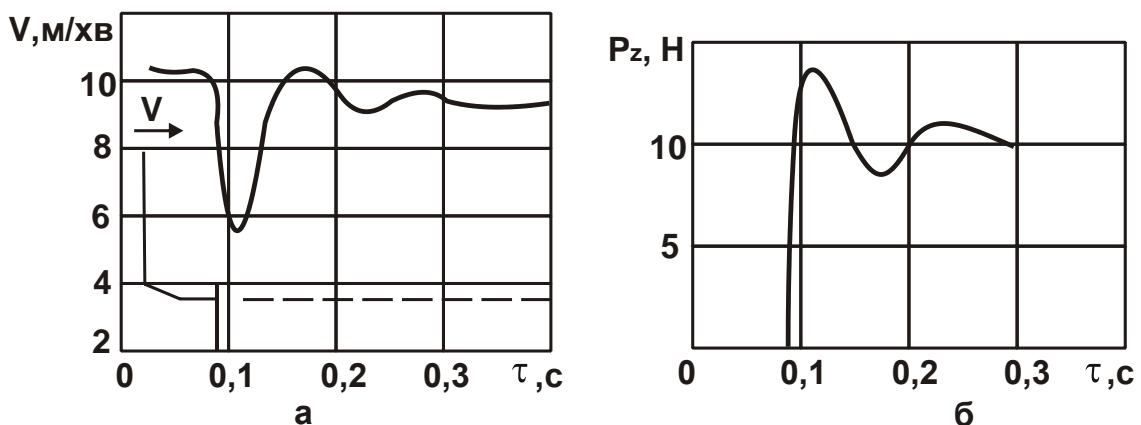


Рисунок 4.41 – Експериментальні дані зміни швидкості руху ріжучого інструмента (а) і тангенціальної складової сили різання під час стругання (б)

Динамічна складова сили різання P_z приблизно у 1,4 рази більше статичної складової цієї сили (рис. 4.41,б).

Таким чином показано, що під час стругання ріжучий інструмент зазнає значних динамічних навантажень, які призводять до зниження його працездатності та які необхідно враховувати у розрахунках ріжучого інструменту на міцність.

Висновки

1. У роботі розроблено математичну модель визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування, включаючи умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, умовне напруження різання та тангенціальну і радіальну складові сили різання. Для цього аналітично

описано закономірності процесу стружкоутворення в умовах мікрорізання одиничним зерном за умови досягнення в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу дотичного напруження, рівного межі на зсув оброблюваного матеріалу. Теоретично встановлено, що умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу може змінюватися в межах $0 \dots 22,5^\circ$ та залежить від відношення товщини зрізу і радіуса округлення вершини зерна. Умовне напруження різання та тангенціальна і радіальна складові сили різання визначаються умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу, а коефіцієнт різання-дряпання дорівнює удвоєнному його значенню. Показано, що зі збільшенням товщини зрізу і відношення товщини зрізу і радіуса округлення вершини зерна ефективність використання ріжучих властивостей алмазного зерна та процесу різання-дряпання підвищується, оскільки збільшується умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, коефіцієнт різання-дряпання, а умовне напруження різання зменшується. Збільшенню умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу відповідає збільшення складових сили різання, які залежать від товщини зрізу і радіуса округлення ріжучої кромки алмазного зерна. При цьому на тангенціальну складову сили різання більшою мірою впливає товщина зрізу, а на радіальну складову сили різання – радіус округлення вершини зерна. Якщо радіус округлення вершини зерна збільшується, що може мати місце внаслідок зношування зерна, то процес різання одиничним зерном здійснюється більш напружено і менш ефективно, оскільки збільшуються складові сили різання і умовне напруження різання та зменшується коефіцієнт різання-дряпання. Показано, що основною умовою зменшення енергоємності обробки є збільшення відношення товщини зрізу до радіуса округлення ріжучої кромки зерна. Це погодиться із результатами відомих експериментальних досліджень.

2. Проведено порівняння теоретично встановлених параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном у формі сфери і усіченого конуса. Встановлено, що принципових відмінностей між отриманими залежностями немає. Однак, за умови моделювання зерна у формі усіченого конуса основні параметри силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном визначаються безрозмірним коефіцієнтом, рівним відношенню величини лінійного зношування зерна до максимальної товщини зрізу, який змінюється у межах $0 \dots 1$.

Чим менше цей коефіцієнт (відповідно, менше величина лінійного зношення зерна), тим менше складові сили різання, умовне напруження різання (енергоємність обробки) та більше продуктивність обробки. Розрахунками встановлено, що глибинне шліфування за заданим значенням указанного безрозмірного коефіцієнта допускає суттєве збільшення продуктивності обробки відносно традиційно застосовуваного багатопрхідного шліфування.

3. Теоретично встановлено, що зменшити силову напруженість процесу шліфування можна, насамперед, зменшенням радіуса ріжучої частини зерна шляхом своєчасного видалення із робочої поверхні круга зерен, що затупилися, застосовуючи ефективні методи безперервного та періодичного правлення круга або забезпечуючи стійку роботу круга у режимі самогострювання. Також зменшити силову напруженість процесу шліфування можна підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга шляхом застосування ефективних технологічних середовищ, імпрегнуванням круга, застосуванням переривчастих і високопористих кругів тощо.

4. У роботі визначено параметри силової напруженості процесу різання лезовим інструментом методами теорії пружності на основі фундаментального рішення щодо розподілу напружень у напівплощині від дії на її границі зосередженої сили. Це дозволило аналітично описати кола однакових напружень та проаналізувати умови формування умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу і параметрів силової напруженості процесу різання. Показано, що основним шляхом підвищення ефективності механічної обробки слід розглядати збільшення міцності та зносостійкості ріжучої частини інструменту шляхом застосування більш міцних інструментальних матеріалів (наприклад, твердих сплавів) із нанесеними на них зносостійкими покриттями, які дозволяють підвищити ресурс роботи ріжучого інструменту. Показано, що зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу складові сили різання зменшуються, причому, радіальна складова сили різання більшою мірою. Тому, завдяки застосуванню ефективних технологічних середовищ, які дозволяють зменшити коефіцієнт тертя і збільшити умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, можна значно зменшити складові сили різання й умовне напруження різання та підвищити показники якості і точності обробки.

5. Розроблено математичну модель формування майданчиків на ріжучих зернах круга під дією механічного навантаження. На основі фундаментального рішення теорії пружності визначено напруження, що виникають у ріжучому зерні у форму клину, і показано характер руйнування зерна. Із використанням методів опору матеріалів отримано спрощене рішення для визначення розміру майданчика на зерні від дії зосередженої сили, рівної силі різання. Встановлено, що на зерні утворюється майданчик, нахилений під невеликим кутом до напрямку дії тангенціальної складової сили різання, а ріжуча частина зерна набуває форми, близької до симетричної.

6. Теоретично визначено умови виникнення коливань у технологічній системі під час урізання ріжучого інструменту в оброблюваний матеріал. Показано, що за невеликим значенням коефіцієнта опору технологічної системи амплітуда коливань може збільшуватися в часі або залишатися постійною, приймаючи значення, що перевищують у 2 і більше разів статичне переміщення від дії однієї і тієї ж за величиною сили різання. Теоретично визначено роль динамічного чинника під час мікрорізання одиничним абразивним зерном. Показано, що у початковий момент обробки відбувається падіння швидкості переміщення одиничного абразивного зерна і тому її подальше відновлення супроводжується збільшенням у кілька разів сили, що діє на зерно, до статичного значення сили різання. Це може спричинити механічне руйнування зерна. Аналогічні результати отримані щодо процесів точіння і фрезерування. Показано, що і в цих випадках у початковий момент обробки виникають динамічні навантаження ріжучого інструменту, які призводять до його підвищеного зношування і навіть до руйнування.

7. Теоретично обґрунтовано умови зменшення динамічної складової сили різання під час переривчастого різання. Розрахунками встановлено, що в початковий момент взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваною деталлю відбувається зменшення швидкості переміщення інструмента і спостерігається "сплеск" тангенціальної складової сили різання: чим більше падіння швидкості інструменту, тим більше сила різання. Тому запропоновано виключити нежорстке кріплення інструменту та забезпечити щільне прилягання ріжучої пластини до опорної поверхні інструменту: притискання пластини до інструменту має бути рівним або більшим сили різання.

Розділ 5

Теоретичне обґрунтування умов підвищення точності, якості та продуктивності обробки під час шліфування

5.1. Аналітичне визначення величини пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час шліфування

Створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції й вихід на світові ринки вимагають безперервного вдосконалення технологій виготовлення деталей машин і, особливо, їхньої механічної обробки з погляду підвищення точності, якості та продуктивності. У даний час накопичено значний досвід вирішення таких завдань. Разом із тим, існують і невикористані резерви [19, 41, 53, 83 – 85], які вимагають проведення більш глибоких досліджень, заснованих, у першу чергу, на математичному моделюванні фізичних закономірностей механічної обробки. Важливо теоретично визначити умови підвищення точності та продуктивності обробки на фінішних операціях, зокрема, на операціях шліфування.

Розглянемо закономірності формування похибок обробки, обумовлених виникненням пружних переміщень у технологічній системі під час шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із постійною швидкістю V_0 (рис. 5.1). Баланс переміщень у технологічній системі описується рівнянням [93, 100]:

$$V_0 \cdot \tau = \int_0^{\tau} V(\tau) \cdot d\tau + y, \quad (5.1)$$

де $V(\tau)$ – лінійна швидкість знімання припуску, м/с;

τ – час обробки, с.

Виразимо величину пружного переміщення у залежності [122]:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{MIT}}}{c \cdot K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ф}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma \cdot F \cdot V(\tau)}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} = B_0 \cdot V(\tau), \quad (5.2)$$

де P_z , P_y – відповідно, тангенціальна і радіальна складові сили різання (рис. 5.1), Н;

c – наведена жорсткість технологічної системи у радіальному напрямі, Н/м;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коефіцієнт шліфування;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{мит} = Q_{ф} / V_{кр}$ – сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

$Q_{ф} = F \cdot V(\tau)$ – фактична продуктивність обробки, м³/с;

F – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м²;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

$B_0 = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot F$ – постійна часу утворення пружного переміщення

у технологічній системі, с.

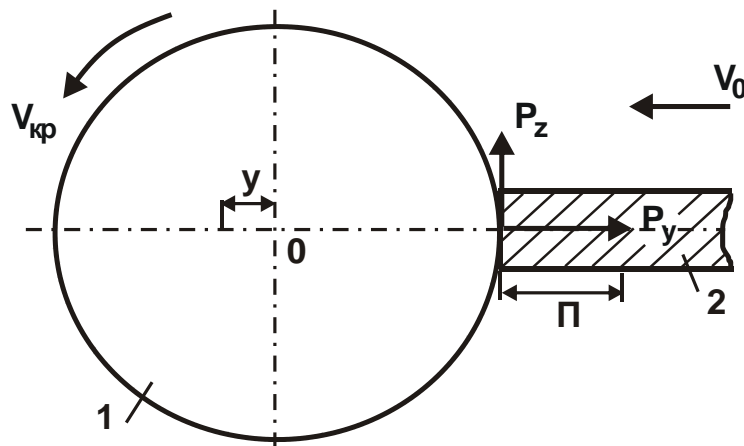


Рисунок 5.1 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування:

1 – круг; 2 – оброблюваний зразок

Підставимо залежність (5.2) у рівняння (5.1) і продиференціюємо всі складові рівняння за часом τ :

$$B_0 \cdot \frac{dV(\tau)}{d\tau} + V(\tau) = V_0. \quad (5.3)$$

У результаті отримане лінійне диференціальне рівняння першого порядку із правою частиною. Його рішення загальновідоме:

$$V(\tau) = \left[\int d\tau \cdot \frac{V_0}{B_0} \cdot e^{\int \frac{1}{B_0} \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int \frac{1}{B_0} \cdot d\tau} = V_0 + C_1 \cdot e^{-\frac{1}{B_0} \cdot \tau}, \quad (5.4)$$

де C_1 – постійна інтегрування, що визначається із початкової умови.

Величина пружного переміщення y описується:

$$y = B_0 \cdot V(\tau) = B_0 \cdot V_0 + C_1 \cdot B_0 \cdot e^{-\frac{1}{B_0} \cdot \tau} \quad (5.5)$$

Підкоряючи залежність (5.5) початковій умові $y(\tau = 0) = y_0$, маємо

$$C_1 = (y_0 - B_0 \cdot V_0) \cdot \frac{1}{B_0}, \quad (5.6)$$

де y_0 – початковий натяг у технологічній системі, м.

Тоді

$$y = B_0 \cdot V_0 + (y_0 - B_0 \cdot V_0) \cdot e^{-\frac{1}{B_0} \cdot \tau} = y_{ст} + (y_0 - y_{ст}) \cdot e^{-\frac{1}{B_0} \cdot \tau}, \quad (5.7)$$

де $y_{ст} = B_0 \cdot V_0$ – величина пружного переміщення, що виникає у технологічній системі у сталому в часі процесі шліфування, м.

Графічно залежність (5.7) показано на рис. 5.2. Із урахуванням $\Pi = V_0 \cdot \tau$ залежність (5.7) виразиться:

$$y = y_{ст} + (y_0 - y_{ст}) \cdot e^{-\frac{\Pi}{y_{ст}}}, \quad (5.8)$$

де Π – поточне значення припуску, що знімається, м.

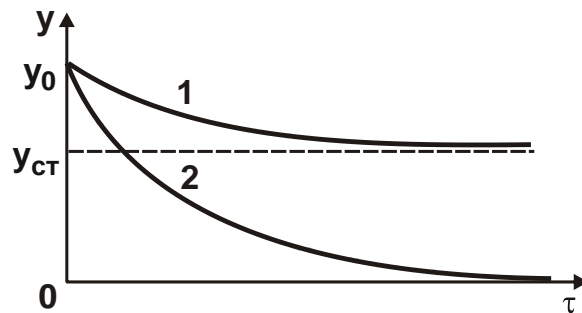


Рисунок 5.2 – Залежність величини пружного переміщення y від часу обробки τ : 1 – $y_{ст} > 0$; 2 – $y_{ст} = 0$

За умови $y_{ст} = 0$, тобто під час шліфування із відключеною радіальною подачею – за схемою виходжування, залежність (5.8) спроститься:

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{\Pi}{y_{ст}}} = y_0 \cdot e^{-\frac{\tau}{B_0}} \quad (5.9)$$

Відповідно за умови $y_0 = 0$, тобто під час урізанні круга в оброблюваний матеріал, залежність (5.8) опишеться:

$$y = y_{ст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\pi}{y_{ст}}} \right) = y_{ст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B_0}} \right). \quad (5.10)$$

Порівнюючи залежності (5.9) і (5.10), видно, що за умови $y_0 = y_{ст}$ вони взаємно протилежні (рис. 5.3). За один і той же час обробки τ_0 під час урізання і виходжування досягається одне й те ж значення Δ , яке визначає ступінь наближення величини пружного переміщення y до асимптоти ($y = y_0$ і $y = 0$).

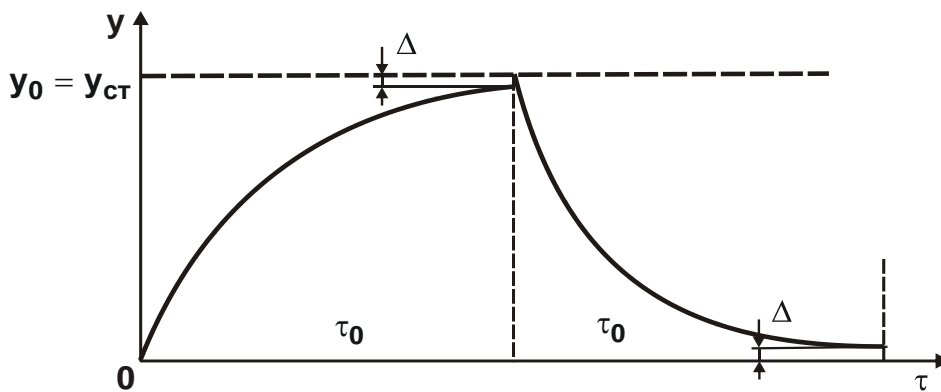


Рисунок 5.3 – Залежність величини пружного переміщення y від часу обробки τ на етапах урізання і виходжування

Лінійна швидкість знімання припуску $V(\tau)$ із урахуванням залежностей (5.2) і (5.10) визначиться:

$$V(\tau) = V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\pi}{y_{ст}}} \right) = V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B_0}} \right). \quad (5.11)$$

Як видно, лінійна швидкість знімання припуску $V(\tau)$ із часом обробки τ безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до номінального значення V_0 (рис. 5.4). Із цього витікає, що розрахунки величини пружного переміщення, виконані на основі спрощеної залежності $y = B_0 \cdot V_0$, за умови $V(\tau) = V_0$, вимагають уточнення.

Для зручності аналізу залежність (5.10) подамо у вигляді:

$$\frac{y}{y_{ст}} = 1 - e^{-\frac{\pi}{y_{ст}}}. \quad (5.12)$$

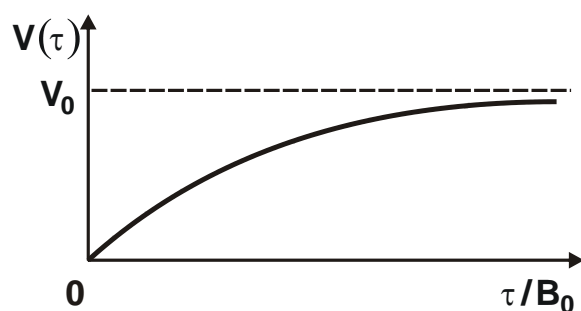


Рисунок 5.4 – Залежність величини $V(\tau)$ від τ/B_0

Як витікає із залежності (5.12), а також із табл. 5.1 і рис. 5.5, між відношеннями $\Pi/y_{ст}$ та $y/y_{ст}$ існує цілком однозначний зв'язок: чим більше $\Pi/y_{ст}$, тим більше відношення $y/y_{ст}$, яке асимптотично наближається до одиниці.

Таблиця 5.1 – Розрахункові значення відношень $y/y_{ст}$ і $\varepsilon = \Pi/y$

$\Pi/y_{ст}$	$y/y_{ст}$	$\varepsilon = \Pi/y$	$\Pi/y_{ст}$	$y/y_{ст}$	$\varepsilon = \Pi/y$
0	0	–	1,6	0,798	2,005
0,1	0,095	1,052	1,7	0,817	2,080
0,2	0,181	1,104	1,8	0,834	2,158
0,3	0,259	1,158	1,9	0,85	2,235
0,4	0,329	1,215	2,0	0,865	2,312
0,5	0,393	1,272	2,1	0,878	2,391
0,6	0,451	1,330	2,2	0,89	2,471
0,7	0,503	1,391	2,3	0,9	2,555
0,8	0,55	1,454	2,4	0,91	2,637
0,9	0,593	1,517	2,5	0,918	2,723
1,0	0,632	1,582	2,6	0,926	2,807
1,1	0,667	1,649	2,7	0,933	2,893
1,2	0,698	1,719	2,8	0,94	2,978
1,3	0,728	1,785	2,9	0,945	3,068
1,4	0,753	1,859	3,0	0,95	3,157
1,5	0,777	1,93	3,1	0,955	3,246

Домогтися необхідного значення величини пружного переміщення y за заданим значенням Π можна вибором відповідного значення $y_{ст}$. Однак це, як правило, пов'язане із зменшенням продуктивності обробки.

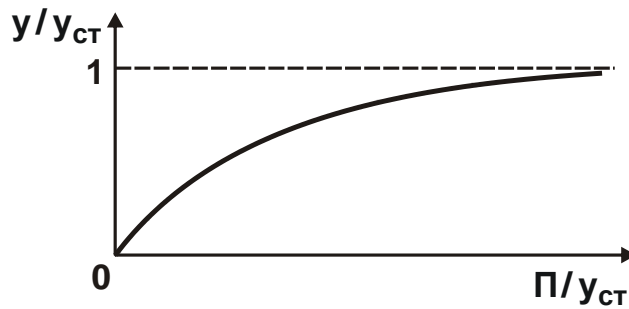


Рисунок 5.5 – Залежність відношення $y/y_{ст}$ від відношення $\Pi/y_{ст}$

Щоб вирішити завдання забезпечення заданої точності обробки, що визначається величиною y (без зменшення продуктивності обробки), виконують операції у декілька переходів завдяки дискретного, або безперервного, зменшення у часі швидкості радіальної подачі V . Тому, використовуючи залежність (5.12), можна оцінювати ефективність даного підходу, тобто можливості підвищення продуктивності обробки із урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні, що визначається величиною пружного переміщення y [38, 39, 54].

5.2. Теоретичний аналіз напрямів підвищення точності та якості алмазно-абразивної обробки

Процеси механічної обробки матеріалів, що застосовують на практиці, можна узагальнено представити трьома схемами обробки:

- із фіксованою безперервною або періодичною радіальною подачею інструменту;
- із фіксованим радіальним або тангенціальним зусиллям між інструментом і оброблюваною деталлю;
- із фіксованим початковим пружним переміщенням у технологічній системі.

Першу схему прийнято називати жорсткою схемою обробки. Вона застосовується під час знімання основної частини припуску на операціях попередньої обробки (лезовими та абразивними ріжучими інструментами) і набула найбільш широкого поширення.

Другу схему обробки прийнято називати пружною схемою. Вона застосовується із метою забезпечення більш високої точності та якості обробки деталей, головним чином, під час різання абразивними ін-

струментами. Значну увагу вивченню даної схеми обробки приділено під час розроблення процесів алмазного шліфування. Доведено, що в умовах шліфування за пружною схемою найбільше використовують потенційні можливості алмазного круга із точки зору продуктивності обробки та зниження витрати алмазу.

Третю схему реалізують на етапі виходжування (із відключеною радіальною подачею) під час абразивної обробки для забезпечення високих показників точності та якості (шорсткості) оброблених поверхонь. Її застосовують на операціях шліфування та інших операціях абразивної обробки, зокрема, під час суперфінішної обробки. Чим триваліше процес, тим кращі показники точності та якості обробки. Тому застосування третьої схеми є важливою умовою остаточного формування показників обробки деталей, передбачених їх кресленням. Проте, досліджена вона не повною мірою. У науково-технічній літературі наведено результати експериментальних досліджень та практично відсутні теоретичні дослідження. Це не дозволяє виявити та науково обґрунтувати технологічні можливості цієї схеми та реалізуючі на її основі процеси механічної обробки.

Із цією метою у роботі [83] запропоновано теоретичний підхід до розрахунку параметрів обробки за схемою із фіксованим початковим пружним радіальним переміщенням у технологічній системі. Тому на основі цього підходу важливо провести аналіз шляхів підвищення точності та якості обробки із застосуванням алмазно-абразивних інструментів.

Параметри точності та якості обробки алмазно-абразивними інструментами формуються, як правило, у процесі шліфування на етапі виходжування. Отже, проведення теоретичного аналізу закономірностей шліфування на етапі виходжування має надзвичайно важливе наукове і практичне значення.

Під час виходжування величина пружного переміщення у визначає похибку обробки δ , яка пов'язана із часом обробки τ залежністю:

$$\tau = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot F}{2 \cdot c \cdot (1 - \eta) \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \frac{y_1}{\delta} . \quad (5.13)$$

де HV – твердість оброблюваного матеріалу, H/m^2 ;

F – площа контакту круга або іншого алмазно-абразивного інструмента із оброблюваним матеріалом, m^2 ;

$V_{кр}$ – швидкість круга або іншого алмазно-абразивного інструмента, м/с;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

2λ – кут у вершини ріжучого зерна;

y_1 – початкове радіальне переміщення у технологічній системі (під час виходжування дорівнює величині припуску, що знімається), м;

η – безрозмірний коефіцієнт, $\eta = 0 \dots 1$ ($\eta \rightarrow 0$ – для гострих зерен, $\eta \rightarrow 1$ – для затуплених зерен).

Час обробки τ тим більше, чим більше параметри NV , F , η , y_1 і менше c і δ . За умови $y_1/\delta = 1$ час обробки $\tau = 0$. Найбільше впливає на час обробки τ відношення y_1/δ . Зменшення похибки обробки δ потребує збільшення часу обробки (виходжування).

Зменшити час обробки τ за умови $\delta = \text{const}$ можна зменшенням параметрів F , y_1 , η і збільшенням c і $V_{кр}$, тобто застосуванням більш "гострих" алмазно-абразивних інструментів та ефективних методів їх правлення, зменшенням припуску, що знімається, і площі контакту інструменту із оброблюваним матеріалом, збільшенням наведеної жорсткості технологічної системи та швидкості інструменту. Залежність (5.13) є справедливою для шліфування та інших процесів фінішної абразивної обробки.

Як правило, на практиці потрібно виправити похибки розміру та форми заготовки. У першому випадку необхідно параметр y_1 зменшити до значення δ , у другому випадку – зменшити розкид значень y_1 від Δy_1 до $\Delta \delta$. У першому випадку завдання вирішується достатньо просто. Згідно залежності (5.13), вибирають умови обробки, що забезпечують необхідну точність обробки за заданий час τ . За умови $\eta \rightarrow 0$ час обробки $\tau \rightarrow \infty$, отже забезпечити необхідну точність обробки достатньо складно. Для цього необхідно зменшити безрозмірний коефіцієнт $\eta \rightarrow 0$ шляхом застосування безперервного або періодичного правлення абразивного інструмента і підвищення його ріжучої здатності. Суттєвою перешкодою забезпечення заданої точності обробки є зменшення наведеної жорсткості технологічної системи. У цьому випадку ефективно застосування методів обробки, що дозволяють збільшити динамічну жорсткість системи, наприклад, завдяки ударно-циклічній взаємодії інструменту із заготовкою, накладання на заготовку або інструмент вібра-

цій (ультразвукових коливань) тощо. Для виправлення похибки форми заготовки необхідно максимальне значення припуску $y_{1_{\max}}$ зменшити до значення δ_{\max} , а мінімальне значення припуску $y_{1_{\min}}$ – до значення δ_{\min} за однаковий час τ . Виходячи із цього, отримано залежність:

$$\Delta\delta = \Delta y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}, \quad (5.14)$$

де
$$\alpha_3 = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot F}{2 \cdot c \cdot (1 - \eta) \cdot V_{\text{кр}}}$$
.

Як витікає із залежності (5.14), для заданих значень Δy_1 і $\Delta\delta$ визначається відношення τ/α_3 та по ньому встановлюють раціональні умови обробки (параметри F , c , η , $V_{\text{кр}}$, τ). Цим можна усунути похибки обробки у вигляді конусності, бочкоподібності, ексцентриситету циліндричної заготовки, неплоскостності та похибки плоских поверхонь.

За умови $0,8 < \eta < 1,0$ пружне переміщення y (похибка обробки δ) визначається залежністю:

$$y = \frac{\operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot F \cdot m}{900 \cdot c} \cdot \left(\frac{x}{\bar{X}} \right)^3. \quad (5.15)$$

Найбільше впливають на величину y параметри x і \bar{X} . Із часом обробки параметри x і y збільшуються, що знижує точність обробки. Зменшити величину y за умови $x = \text{const}$ можна зменшенням параметрів F , m і збільшенням c і \bar{X} . Однак основний шлях зменшення величини y – це зменшення величини x завдяки застосуванню раціональних характеристик круга (що вилучають значне затуплення зерен) і методів його правлення.

Параметр шорсткості поверхні R_a на етапі виходжування визначається залежністю, наведеною у роботі [48]:

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1 - \eta)^4}{(1 + \eta)^2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot \rho}{\operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2} \cdot \left(\frac{V_{\text{дет}}}{i} \right)^2}, \quad (5.16)$$

де i – кількість проходів круга під час обробки із відключеною поперечною подачею на верстаті.

Зі збільшенням кількості проходів круга i параметр шорсткості поверхні R_a зменшується. Вплив кількості проходів круга i на параметр

R_a еквівалентний зменшенню швидкості деталі $V_{дет}$. Отже, один і той же ефект обробки можна отримати як зменшенням швидкості деталі $V_{дет}$, так і збільшенням кількості проходів і під час виходжування. Зменшення $V_{дет}$ передбачає застосування глибинного шліфування (шліфування із "повзучою подачею"). Швидкість деталі $V_{дет}$ у цьому випадку зменшується до значення 0,1 м/хв і менше. Для підтримання продуктивності обробки на заданому рівні глибину шліфування слід збільшувати пропорційно зменшенню швидкості деталі $V_{дет}$.

Виходячи із залежності (5.16), найбільше впливають на параметр шорсткості поверхні R_a зернистість круга \bar{X} і безрозмірний коефіцієнт η . Зі зменшенням зернистості круга \bar{X} параметр шорсткості поверхні R_a зменшується. Так, із застосуванням незначної зернистості круга, наприклад, $\bar{X} = 1/0 \dots 10/7$, параметр шорсткості поверхні R_a можна зменшити до значень 0,08 ... 0,006 мкм. Зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 1$ параметр шорсткості поверхні R_a зменшується $R_a \rightarrow 0$.

За умови $0,8 < \eta < 1,0$ параметр шорсткості поверхні R_a набуває вигляду:

$$R_a = \frac{0,15}{x^{2,4}} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \right)^{1,2} \cdot t^{0,4} \cdot \rho^{0,6}. \quad (5.17)$$

Найбільше впливають на параметр шорсткості поверхні R_a зернистість круга \bar{X} і величина лінійного зношування зерна x . Чим більше величина x і менше зернистість круга \bar{X} , тим менше параметр R_a . Величина x визначається міцністю утримання зерна у крузі: чим вона вище, тим більше величина x . Найбільша міцність утримання зерна у зв'язці досягається у алмазних кругах на металевих зв'язках. Задану величину x можна отримати у результаті шліфування алмазним кругом абразивного круга або алмазного ролика (алмазного олівця, алмазного різця, алмазного круга тощо). Як показує практика, у процесі такого шліфування відбувається швидке затуплення алмазних зерен круга до заданої величини x .

Наприклад, встановлено, що після електроерозійного правлення алмазного круга 1A1 300×20×5 AC6 100/80 M1-01 параметр шорсткості

поверхні R_a під час круглого урізного шліфування твердосплавного зенкера становив 1,0 мкм. Зміна у широких межах параметрів режиму шліфування та збільшення часу виходжування не призвело до помітного зменшення параметра R_a . Після затуплення алмазних зерен круга за допомогою алмазного олівця параметр R_a зменшився до рівня 0,2 мкм, тобто у 5 разів, що підтверджує переважне значення величини x у формуванні шорсткості обробленої поверхні.

Виходячи із перетвореної залежності

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \left(\frac{R_a}{2}\right)^{2,5} \cdot \frac{m \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \rho^{0,5}}, \quad (5.18)$$

визначимо безрозмірний коефіцієнт η для цього випадку. Із урахуванням вихідних даних: $m=100$; $\bar{X}=0,09$ мм; $V_{кр}=35$ м/с; $V_{дет}=10$ м/хв; $\rho^{0,5}=0,2$ мм^{-0,5}; $R_a=0,2 \cdot 10^{-3}$ мм безрозмірний коефіцієнт η дорівнює 0,91.

Визначимо величину лінійного зношування максимально виступаючого над зв'язкою алмазного круга зерна:

$$x = \sqrt[6]{630^2 \cdot t \cdot \left(\frac{R_a}{2}\right)^5} \cdot \frac{\eta}{(1-\eta)} \quad (5.19)$$

Після підстановки у залежність (5.19) значень $t=0,1$ мм; $R_a=0,2 \cdot 10^{-3}$ мм; $\eta=0,91$, маємо: $x=0,027$ мм.

Розмір зношення зерна $x=0,3 \cdot \bar{X}$, тобто фактичне виступання зерна над рівнем зв'язки алмазного круга відсутнє. Із цього витікає, що зменшити параметр шорсткості поверхні R_a можна шляхом суттєвого збільшення величини зношування зерна x , застосовуючи алмазні круги на металевих зв'язках.

Забезпечити параметр шорсткості поверхні $R_a=0,2$ мкм можна зменшенням швидкості деталі $V_{дет}$.

За умови $\eta=0$ для заданих вихідних даних, згідно залежності (5.18), швидкість деталі дорівнює $V_{дет}=46$ мм/хв, яку можна реалізувати під час глибинного шліфування.

Таким чином, обґрунтовано основні шляхи підвищення показників точності та шорсткості обробки завдяки застосуванню алмазно-абразивних інструментів.

5.3. Оптимізація параметрів автоматизованих циклів шліфування

Під час шліфування у результаті дії сили різання у технологічній системі виникають пружні переміщення, які негативно позначаються на вихідних технологічних параметрах обробки: знижуються продуктивність, якість і точність обробки. Щоб зменшити негативний вплив пружних переміщень на параметри процесу шліфування практично застосовують різні автоматизовані цикли шліфування, які реалізовано кінематикою верстатів. Дані напрями набули широкого поширення. Проте, досі немає стрункої математичної теорії оптимізації параметрів циклів шліфування. Рішення засновано, як правило, на емпіричних даних, що не дозволяє виявити і реалізувати найбільш ефективні умови підвищення продуктивності, якості та точності обробки.

Тому важливим є теоретичне вирішення задачі оптимізації параметрів циклів шліфування із урахуванням ріжучої здатності шліфувального круга. Рішення базуються на результатах математичного моделювання процесу шліфування, наведених у роботах [38, 40]. Пружне переміщення у загальному вигляді описується аналітичною залежністю:

$$y_0 = \frac{P_{y_0}}{c} = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c}, \quad (5.20)$$

де P_{y_0} – радіальна складова сили різання, Н;

B – ширина круга, м;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

Пружне переміщення y_i після i -обертів оброблюваної деталі визначається залежністю:

$$y_i = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)^i} = \frac{t}{\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)^i}, \quad (5.21)$$

де $A_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c}$.

Визначимо значення t , що забезпечує найбільшу продуктивність обробки під час знімання припуску величиною P і задану точність обробки $y = \delta$. Час циклу круглого урізного шліфування, що включає при-

скорене урізання круга на глибину y_0 , потім чорнове багатопрохідне шліфування із глибиною t і виходжування до досягнення заданої точності $y = \delta$, приблизно дорівнює

$$\tau = \tau_0 \cdot k + \tau_0 \cdot i, \quad (5.22)$$

де τ_0 – час одного оберту оброблюваної деталі, с;

k – кількість обертів деталі на етапі чорнового шліфування;

i – кількість обертів деталі на етапі виходжування.

Параметр k із урахуванням перетвореної залежності (5.20): $y_0 = A_1 \cdot t$, визначається:

$$k = \frac{\Pi - y_0}{t} = \frac{(\Pi - y_0)}{y_0} \cdot A_1. \quad (5.23)$$

Для визначення кількості i обертів деталі на етапі виходжування необхідно прологарифмувати залежність (5.21) за умови $y_i = \delta$:

$$i = \frac{(\ln y_0 - \ln \delta)}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1} \right)}. \quad (5.24)$$

Після підстановки залежностей (5.23) і (5.24) у (5.22) отримано:

$$\tau = \left[\frac{(\Pi - y_0)}{y_0} \cdot A_1 + \frac{(\ln y_0 - \ln \delta)}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1} \right)} \right]. \quad (5.25)$$

Як видно, зі збільшенням величини y_0 перший доданок зменшується, а другий доданок збільшується. Отже, існує екстремум функції τ . Для його визначення встановимо першу та другу похідні від функції τ за величиною y_0 :

$$\tau'_{y_0} = \tau_0 \cdot \left[-\frac{\Pi \cdot A_1}{y_0^2} + \frac{1}{y_0} \cdot \frac{1}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1} \right)} \right]; \quad (5.26)$$

$$\tau''_{y_0} = \tau_0 \cdot \left[\frac{2\Pi \cdot A_1}{y_0^3} - \frac{1}{y_0^2} \cdot \frac{1}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1} \right)} \right]. \quad (5.27)$$

За необхідної умови екстремуму $\tau'_{y_0} = 0$ отримано екстремальне (оптимальне) значення величини y_0 :

$$y_0 = \Pi \cdot \ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right) \cdot A_1. \quad (5.28)$$

Визначимо другу похідну функції τ''_{y_0} із урахуванням залежності (5.25):

$$\tau''_{y_0} = \frac{\tau_0}{y_0^2} \cdot \left[\frac{2}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} - \frac{1}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} \right] = \frac{\tau_0}{y_0^2} \cdot \frac{1}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)}. \quad (5.29)$$

Друга похідна більше нуля, тому в точці екстремуму функція τ набуває мінімального значення (рис. 5.6).

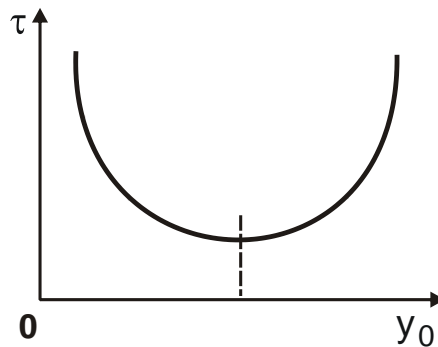


Рисунок 5.6 – Залежність часу циклу круглого урізного шліфування τ від величини пружного переміщення y_0

Із урахуванням залежності $y_0 = A_1 \cdot t$ і залежності (5.28) оптимальна глибина шліфування t визначається:

$$t = \Pi \cdot \ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right). \quad (5.30)$$

Параметр A_1 може змінюватися у межах $0 \dots 1$. За умови $A_1 \rightarrow 1$ маємо $\ln 2 = 0,69$; за умови $A_1 \rightarrow 0$, відповідно, $\ln \infty \rightarrow \infty$ (рис. 5.7). Отже, оптимальна глибина шліфування t може змінюватися у межах $0,69 \cdot \Pi \dots \infty$ залежно від параметра A_1 : чим менше параметр A_1 , тим більше глибина шліфування t . Оптимальне значення пружного переміщення y_0 може змінюватися у межах $0,69 \cdot \Pi \cdot A_1 \dots \infty$.

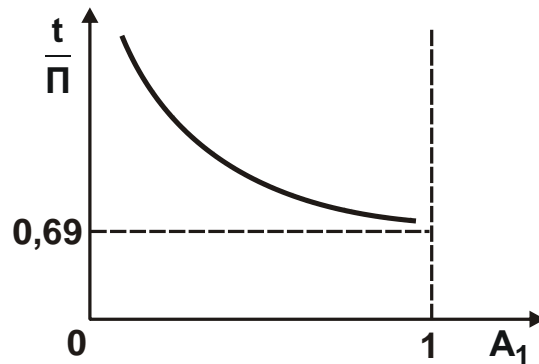


Рисунок 5.7 – Залежність відношення t/P від параметру A_1

Аналіз залежності (5.25) із урахуванням оптимального значення y_0 , що визначається залежністю (5.28), тобто аналіз функції τ у точці екстремуму показав, що зі зменшенням параметра A_1 значення τ_{\min} зменшується. Це указує на збільшення продуктивності циклу шліфування зі зменшенням параметра A_1 . Отже, параметри t і y_0 ефективно збільшувати. Практичною реалізацією цього рішення можуть бути такі оптимальні цикли шліфування:

1. Цикл шліфування, що включає етап урізання круга у нерухому циліндричну деталь на глибину шліфування, яка дорівнює величині знімаемого припуску P , і етап знімання всього припуску за один повільний оберт деталі із глибиною шліфування, що дорівнює величині знімаемого припуску.

Задану точність обробки досягають завдяки забезпеченню рівності пружних переміщень у технологічній системі на етапах урізання круга у оброблювану деталь і шліфування. Етап шліфування передбачає реалізацію схеми глибинного однопрохідного шліфування, що вимагає правильного вибору оптимальних значень швидкостей деталі та круга.

2. Цикл шліфування, що включає етап прискореного урізання круга у оброблювану деталь на величину пружного переміщення $y_0 = P$, потім етап виходжування для досягнення заданої точності обробки δ .

У даному випадку етап чорнового багатопрохідного шліфування відсутній.

Чим менше відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$, тим більшими можуть бути глибина шліфування $t < P$ і продуктивність обробки.

Встановлені теоретичні рішення узгоджуються із аналогічними рішеннями [83], отриманими іншими методами. Наприклад, встановле-

но, що на етапі виходжування пружне переміщення y описується експоненційною залежністю:

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V_{кр} \cdot c \cdot K_{ш} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot B}}, \quad (5.31)$$

де y_0 – пружне переміщення у початковий момент обробки, м;

τ – час обробки, с;

$D_{дет}$ – діаметр оброблюваної деталі, м.

Після логарифмування залежності (5.31) і вираження її відносно часу обробки τ , отримано:

$$\tau = -\frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot B}{V_{кр} \cdot c \cdot K_{ш}} \cdot \ln \frac{y}{y_0}. \quad (5.32)$$

За аналогією із залежністю (5.22), загальний час циклу шліфування, що включає етап чорнового шліфування та етап виходжування, визначиться:

$$\tau = \tau_0 \cdot A_1 \cdot \frac{(\Pi - y_0)}{y_0} + (\ln y_0 - \ln y) \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot B}{V_{кр} \cdot c \cdot K_{ш}}. \quad (5.33)$$

Змінна величина y_0 входить у залежність (5.33) аналогічно залежності (5.25), тобто приходимо до одного і того ж рішення $\left(\tau_0 = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}} \right)$. Таким чином, на основі розглянутих двох різних математичних моделей шліфування отримано однакові кінцеві результати, що указує на достовірність рішень.

5.4. Умови високоефективного шліфування із початковим натягом у технологічній системі

Підвищення точності та якості обробки деталей машин із загартованих сталей вимагає застосування ефективних процесів шліфування, які забезпечують роботу круга у режимі самозагострення або періодичного правлення із метою підтримання його високої ріжучої здатності. До таких процесів слід віднести шліфування за пружною схемою та шліфування із заданим початковим натягом у технологічній системі. Ці процеси дозволяють регулювати зміну сили різання, виключаючи її збільшення у часі, що важливо в умовах шліфування із низькою

жорсткістю технологічної системи. Для ефективного використання цих процесів шліфування необхідно знати їх технологічні можливості, що базуються на результатах експериментальних і теоретичних досліджень. У зв'язку із цим, слід розробити математичну модель визначення сили різання, інтенсивності знімання оброблюваного матеріалу і величини пружного переміщення у технологічній системі під час шліфування. Це дозволить науково обґрунтовано підійти до встановлення оптимальних параметрів обробки, які забезпечують необхідні показники точності, якості та продуктивності.

Необхідно зазначити, що дослідження технологічних параметрів процесу шліфування із заданим початковим натягом у технологічній системі знайшло відображення у роботах [31, 93]. У них наведено результати експериментальних досліджень шліфування абразивними та алмазними кругами, зокрема, алмазного електроерозійного шліфування [4], заснованого на введенні до зони різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. Це дозволяє фактично виключити тертя зв'язки алмазного круга із оброблюваним матеріалом та суттєво підвищити технологічні показники обробки.

Встановлено також [93], що під час роботи алмазного круга у режимі затуплення доцільно використовувати схему шліфування із початковим натягом у технологічній системі. Це гарантовано забезпечить зменшення сили різання із часом обробки та досягнення необхідних показників точності та шорсткості обробленої поверхні. Однак, дотепер у науково-технічній літературі відсутні теоретичні (аналітичні) основи зазначеного процесу шліфування, що не дозволяє повною мірою розкрити його фізичну сутність та виявити технологічні можливості, а також науково обґрунтовано підійти до проектування технологічних процесів шліфування. Тому в роботі розглянуто питання підвищення точності, якості та продуктивності обробки під час шліфування із початковим натягом у технологічній системі. Запропоновано теоретичний похід до аналітичного описання технологічних закономірностей формування пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під час шліфування, та визначено оптимальні умови його здійснення.

Схема шліфування із початковим натягом у технологічній системі, за суттю, відповідає відомій схемі виходжування. Ця схема забезпечує високі показники точності та якості оброблюваних поверхонь внаслідок зменшення силової напруженості процесу обробки. У зв'язку із цим,

важливо провести теоретичний аналіз силової напруженості даної схеми шліфування та пружних переміщень, що виникають у технологічній системі та визначають параметри точності обробки.

За фізичною суттю розглянута схема шліфування аналогічна пружній схемі шліфування, що здійснюється зі змінним (зменшуваним у часі) радіальним зусиллям P_y , яке відповідає радіальній складовій сили різання. Це зусилля дорівнює пружно-відновлюючій силі, що виникає у процесі шліфування [95]:

$$P = c \cdot (\Pi - V_{\text{дет.ср}} \cdot \tau), \quad (5.34)$$

де Π – величина припуску, що знімається та дорівнює початковому напругу у технологічній системі, м;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

$V_{\text{дет.ср}}$ – середня швидкість знімання оброблюваного матеріалу за час обробки τ , м/с.

Із урахуванням відомого відношення $P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет.ср}}}{V_{\text{кр}}}$ [93] і зазначеної вище умови $P_y = P$, отримано:

$$V_{\text{дет.ср}} = \frac{\Pi}{\left(\tau + \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} \right)}, \quad (5.35)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$K_{\text{ш}} = P_z / P_y$ – коефіцієнт шліфування;

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

F – площа поперечного перерізу оброблюваної прямолінійної деталі, м².

Як витікає із залежності (5.35), із часом обробки τ середня швидкість знімання матеріалу $V_{\text{дет.ср}}$ зменшується, причому більшою мірою за меншим значенням другого доданку, що входить до знаменника залежності. Радіальна P_y складова сили різання із урахуванням залежності (5.35) та умови $P_y = P$ визначається:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F} \right)}. \quad (5.36)$$

Збільшення часу обробки τ , аналогічно характеру зміни середньої швидкості знімання матеріалу $V_{\text{дет.ср}}$, призводить до зменшення радіальної P_y складової сили різання. Цим і пояснюється ефективність використання на практиці схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі, оскільки на кінцевому етапі обробки виконується умова $P_y \rightarrow 0$. Це сприяє зменшенню величини пружного переміщення y , що виникає у технологічній системі:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}, \quad (5.37)$$

та підвищенню показників точності та якості оброблюваної поверхні, продуктивності обробки.

Слід зазначити, що домогтися підвищення технологічних показників обробки у цьому випадку, виходячи із залежності (5.36), можна за умови $\frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F} > 1$. У іншому випадку виконується умова $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$, яка справедлива для пружної схеми шліфування. У результаті складно досягти підвищення технологічних показників обробки.

Безперечно, пружна схема шліфування, як показано раніше, виключає негативний вплив часу обробки τ на силу різання, що має місце під час шліфування за жорсткою схемою. Однак пружна схема шліфування поступається схемі шліфування із початковим натягом у технологічній системі з точки зору забезпечення якості та точності оброблюваних поверхонь.

Основним обмеженням схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі є величина початкового натягу, яка повинна приймати невеликі значення – менші величини припуску, що знімається. У цьому випадку знімання заданого припуску слід здійснювати за декілька переходів, періодично створюючи у технологічній системі початкові натяги, кратні величині припуску. Це, безсумнівно, призводить до зниження ефективності шліфування, що пов'язано зі зниженням продуктивності обробки. Отримане теоретичне рішення справедливе для схеми шліфування із безперервною швидкістю радіальної подачі, що реалізується на практиці, наприклад, під час круглого урізного шліфуванні із безперервною у часі швидкістю радіальної подачі V_0 (рис. 5.8).

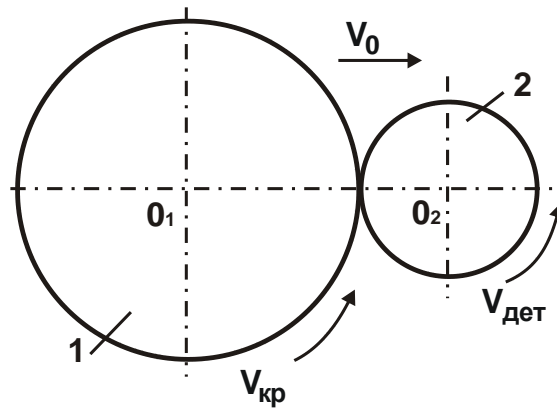


Рисунок 5.8 – Розрахункова схема параметрів круглого урізного шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Разом із тим, на практиці отримали застосування схеми круглого і плоского шліфування із дискретною у часі швидкістю радіальною подачею. Тому важливо встановити закономірності знімання матеріалу під час застосування цієї схеми шліфування на етапі виходжування, тобто за умови відключення радіальної подачі, коли знімання оброблюваного матеріалу відбувається лише під дією виникаючої пружно-відновлюючої сили:

$$P = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}), \quad (5.38)$$

де Π – величина припуску, що знімається, під час плоского шліфування, м;

n – кількість проходів круга під час шліфування;

t_{ϕ} – фактична глибина шліфування на проході, м.

У процесі виходжування під час здійснення плоского шліфування сила P дорівнює радіальній P_y складовій сили різання, яка визначається аналітичною залежністю:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{V_{\text{кр}}}, \quad (5.39)$$

де B – ширина круга, м;

$V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с.

Після підпорядкування залежності (5.38) умові $P_y = P$ отримано рівняння відносно фактичної глибини шліфування на проході t_{ϕ} :

$$\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{V_{\text{кр}}} = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}). \quad (5.40)$$

Звідки

$$t_{\phi} = \frac{\Pi}{\left(n + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} \right)}. \quad (5.41)$$

Як видно, залежність (5.41) аналогічна залежності (5.35) із тією відмінністю, що замість часу обробки τ у залежності (5.41) входить параметр n . Отже, всі висновки, зроблені під час аналізу залежності (5.35), залишаються справедливими й для залежності (5.41). Так, зі збільшенням кількості проходів n фактична глибина шліфування на проході t_{ϕ} безперервно зменшується, зменшуючи величину пружного переміщення, що виникає у технологічній системі, і, тим самим, підвищуючи точність обробки. При цьому інтенсивність зменшення фактичної глибини шліфування на проході t_{ϕ} тим більше, чим менше другий доданок, що входить у знаменник залежності (5.41), тобто чим менше відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$, параметри B , $V_{\text{дет}}$ і більше c і $V_{\text{кр}}$. Все це сприяє підвищенню точності обробки.

Радіальна P_y складова сили різання із урахуванням залежності (5.41) набуває вигляду:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} \right)}. \quad (5.42)$$

Зі збільшенням кількості проходів n радіальна P_y складова сили різання зменшується. Це забезпечує зменшення величини пружного переміщення y , що виникає у технологічній системі

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} \right)}, \quad (5.43)$$

і, відповідно, підвищення точності та якості оброблюваної поверхні, продуктивності обробки.

Як і в залежності (5.36), домогтися підвищення технологічних показників обробки у цьому випадку можна за умови $\frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} > 1$.

У іншому випадку виконується умова $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$ і реалізується пружна

схема шліфування, а це не дозволяє підвищити показники точності та якості оброблюваної поверхні, а, відповідно, і продуктивність обробки під час застосування схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі.

Досягти виконання умови $\frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} > 1$ найбільш просто завдя-

ки збільшенню відношення $K_{\text{ш}}/\sigma$ або зменшенню умовного напруження різання σ шляхом забезпечення високої гостроти різучого рельєфу круга. Ефективним у цьому напрямі слід розглядати застосування прогресивних методів правлення круга та забезпечення роботи круга у режимі самозаточування із метою зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Важливою умовою збільшення другого доданку у знаменнику залежності (5.43) слід розглядати збільшення наведеної жорсткості технологічної системи c , оскільки зменшення параметрів B , $V_{\text{дет}}$ і n , за суттю, призводить до зменшення продуктивності обробки. Збільшення кількості проходів круга під час шліфування n також призводить до зменшення продуктивності обробки. Тому доцільно шліфування здійснювати за декілька проходів круга, забезпечуючи виконання умови $\frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} > 1$ шляхом збільшення відношення $K_{\text{ш}}/\sigma$ і наведеної

жорсткості технологічної системи c . Отже, незважаючи на те, що другий доданок у знаменнику залежності (5.43) включає достатньо велику кількість параметрів, завдяки яким можна домогтися зменшення цього доданку, на практиці можлива реалізація лише двох умов – це збільшення $K_{\text{ш}}/\sigma$ і c , які не призводять до зменшення продуктивності обробки. Очевидно, найпростіше реалізувати першу умову шляхом вибору оптимальних характеристик шліфувального круга.

Як зазначалося вище, схему шліфування із початковим натягом у технологічній системі ефективно використовувати за умови низької жорсткості технологічної системи. У зв'язку із цим, вона отримала достатньо широке застосування на операціях шліфування деталей гідроапаратури, де потрібно забезпечити високі показники точності та шорсткості оброблених поверхонь, зокрема, під час шліфування отворів діаметром 6 – 10 мм у кільцях із високотвердих магнітних сплавів АНКО-ЗА і ЮНД (HRC 62 ... 63) [54]. Так, експериментально вста-

новлено, що у зв'язку із низькою жорсткістю технологічної системи (300 Н/мм) величина пружного переміщення під час внутрішнього шліфування із часом обробки безперервно збільшується (фактично за лінійним законом). Це обмежує можливості застосування шліфування за жорсткою схемою. Виходячи із цього, доцільно перейти до пружної схеми шліфування, створюючи періодично початкові натяги у технологічній системі та здійснюючи обробку, за суттю, за схемою виходжування. Наприклад, встановлено, що задаючи початковий натяг 0,05 мм, знімання припуску величиною 0,8 мм можна здійснити за 16 етапів створення у технологічній системі початкових натягів. Тривалість кожного етапу становить приблизно 7,5 хвилин, а припуск величиною 0,8 мм видаляється за 120 хвилин, тоді як за діючою технологією внутрішнього шліфування (за жорсткою схемою), тривалість обробки становить 3,2 години. Отже, перехід від жорсткої схеми шліфування до схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі дозволяє скоротити час обробки більш ніж у 1,5 рази. Причому, дану схему шліфування було ефективно використано для вирішення задачі підвищення продуктивності обробки під час знімання значних припусків, одночасно забезпечуючи підвищення якості обробки шляхом зменшення силової напруженості процесу шліфування.

5.5. Оптимізація структури і параметрів операції круглого зовнішнього алмазного шліфування твердосплавних виробів

Під час розроблення технологічних процесів зовнішнього круглого алмазного шліфування твердосплавних виробів постійно виникають завдання забезпечення максимально можливої продуктивності обробки із урахуванням обмеження за точністю обробки. Ефективним напрямом вирішення цієї задачі є застосування автоматизованих циклів круглого зовнішнього шліфування [31]. Однак вони розроблені для абразивного шліфування, яке за фізичною сутністю значно відрізняється від алмазного шліфування, особливо, шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із їх електроерозійним правленням. Тому для ефективного застосування циклів шліфування алмазними кругами необхідно вивчити особливості формування циклів, тобто умови формування

переходів операцій шліфування. Це вимагає вирішення задачі оптимізації структури і параметрів операції круглого зовнішнього алмазного шліфування твердосплавних виробів.

У роботі наведено теоретичне вирішення цього завдання. Цільовою функцією для виконання оптимізаційних розрахунків розглянуто продуктивність операції шліфування, а технічним обмеженням – точність обробки, яка обумовлена пружними переміщеннями, виникаючими у технологічній системі.

Для вирішення задачі слід скористатися аналітичною залежністю для визначення основного часу операції шліфування (включаючи переходи чорнового шліфування і виходжування), яку наведено у роботі [43]:

$$\begin{aligned} (\tau_1 + \tau_2) &= \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \left[\frac{1}{k_2} + z \cdot \ln \left(\frac{k_2}{k_0} \right) \right] = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \Phi, \end{aligned} \quad (5.44)$$

де τ_1, τ_2 – час обробки на переходах чорнового шліфування і виходжування, с;

$D_{\text{дет}}$ – діаметр оброблюваної циліндричної деталі, м;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

$V_{\text{кр}}$ – швидкість круга, м/с;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$K_{\text{ш}} = P_z / P_y$ – коефіцієнт шліфування;

$k_2 = \Pi_2 / \Pi$;

$k_0 = \delta_0 / \Pi$;

Π – припуск, що видаляється на операції шліфування, м;

Π_2 – припуск, що видаляється на переході виходжування, м;

δ_0 – задана точність розміру обробки, м;

$z = \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_2 / \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1$ – безрозмірний коефіцієнт, $z \geq 1$ ($z = 1$ – для

"гострого" алмазного круга, $z > 1$ – для затупленого алмазного круга);

$z = \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_2, \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1$ – значення відношення $\sigma / K_{\text{ш}}$ на переходах ви-

ходжування і чорнового шліфування;

$$\Phi = \left[\frac{1}{k_2} + z \cdot \ln \left(\frac{k_2}{k_0} \right) \right] - \text{безрозмірна функція.}$$

Для визначення екстремального значення безрозмірного коефіцієнта $k_2 = \Pi_2 / \Pi$ слід підкорити функцію часу $(\tau_1 + \tau_2)$ необхідній умові екстремуму. Після диференціювання функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$ за безрозмірним коефіцієнтом k_2 , отримано:

$$(\tau_1 + \tau_2)'_{k_2} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \left(-\frac{1}{k_2^2} + \frac{z}{k_2} \right). \quad (5.45)$$

За необхідної умови екстремуму отриманий вираз (5.45) дорівнює нулю. Виходячи із цього, визначено екстремальне значення коефіцієнта k_2 :

$$k_{2\text{екстр}} = \frac{1}{z}. \quad (5.46)$$

Для встановлення характеру екстремуму функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$ слід визначити другу похідну цієї функції за коефіцієнтом k_2 :

$$(\tau_1 + \tau_2)''_{k_2} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \left(\frac{2}{k_2^3} - \frac{z}{k_2^2} \right). \quad (5.47)$$

У точці екстремуму, що визначається залежністю (5.46), друга похідна функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$:

$$(\tau_1 + \tau_2)''_{k_2} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot (2z^3 - z^3) > 0$$

є позитивною. Отже, має місце мінімум функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$.

Для визначення мінімального значення функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$ слід підставити у залежність (5.44) екстремальне значення $k_2 = 1/z$:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\text{min}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot z \cdot \left[1 + \ln \left(\frac{1}{z \cdot k_0} \right) \right]. \quad (5.48)$$

На рис. 5.9 показано характер зміни екстремальних значень k_2 залежно від коефіцієнта z . Як видно, зі збільшенням коефіцієнта z коефіцієнт k_2 зменшується. Отже, лише за значення $z = 1$ досліджувана операція шліфування не містить переходу чорнового шліфування, оскільки $\Pi_1 = 0$, а $\Pi_2 = \Pi$, де Π_1 – припуск, що видаляється на переході чорнового шліфування. В інших випадках, тобто за умови $z > 1$, опера-

ція шліфування повинна включати перехід чорного шліфування. При цьому, як встановлено, чим значніше розбіжність значень $\sigma/K_{ш}$ на переходах чорного шліфування і виходжування (чим більше коефіцієнт z), тим менше має бути коефіцієнт k_2 і, відповідно, припуск Π_2 , що видаляється на переході виходжування.

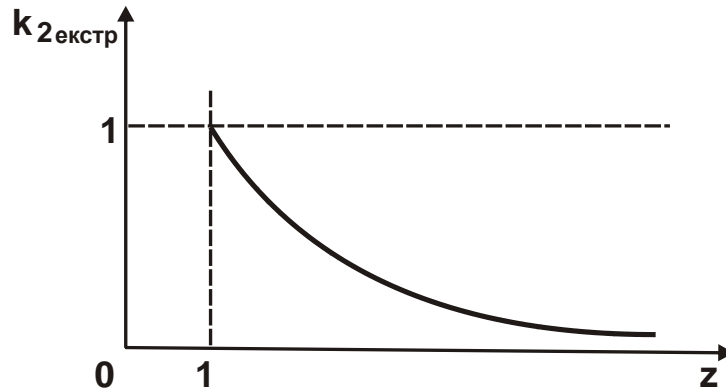


Рисунок 5.9 – Характер зміни безрозмірного коефіцієнта $k_{2екстр}$ від безрозмірного коефіцієнта z

Для зручності аналізу функцію часу $(\tau_1 + \tau_2)_{min}$, що описується залежністю (5.48), подамо її у вигляді:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot B}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \Phi_{min}, \quad (5.49)$$

де $\Phi_{min} = z \cdot \left[1 + \ln \left(\frac{1}{z \cdot k_0} \right) \right]$ – безрозмірна функція.

На рис. 5.10 показано характер зміни безрозмірної функції Φ , що визначає функцію часу $(\tau_1 + \tau_2)$, залежно від коефіцієнта k_2 . Зі збільшенням коефіцієнта z ($z_1 = 1, z_2 = 2, z_3 = 3, z_4 = 4$) мінімум безрозмірної функції Φ_{min} збільшується і зміщується в область менших значень коефіцієнта k_2 . Однак такий характер зміни мінімуму безрозмірної функції Φ_{min} має місце у певному діапазоні зміни коефіцієнта k_2 .

Як витікає із залежності (5.48), у загальному випадку мінімум функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$ і, відповідно, безрозмірної функції Φ змінюється за екстремальною залежністю зі збільшенням коефіцієнта z .

У табл. 5.2 наведено розрахункові значення безрозмірної функції Φ для $k_0 = 0,01$, що відповідають даним, наведеним на рис. 5.10.

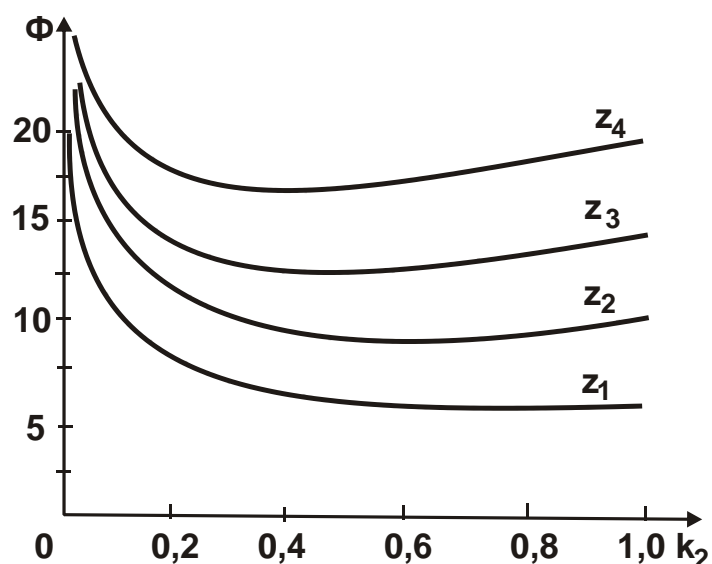


Рисунок 5.10 – Характер зміни безрозмірної функції Φ від безрозмірного коефіцієнта k_2

Таблиця 5.2 – Розрахункові значення безрозмірної функції Φ для $k_0 = 0,01$

k_2	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
$\Phi (z = 1)$	5,6	5,9	6,7	8,0	12,3	21,7	50,7	100
$\Phi (z = 2)$	10,2	9,8	10,1	11,0	14,6	23,4	51,4	100
$\Phi (z = 3)$	14,8	13,7	13,5	14,0	16,9	24,8	52,1	100
$\Phi (z = 4)$	19,4	17,6	16,9	17,0	19,2	26,8	52,8	100

Для визначення екстремуму функції часу $(\tau_1 + \tau_2)_{\min}$ слід продиференціювати її за коефіцієнтом z :

$$(\tau_1 + \tau_2)'_{\min z} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \left[1 + \ln \left(\frac{1}{z \cdot k_0} \right) - 1 \right]. \quad (5.50)$$

Прирівнюючи до нуля отриманий вираз (5.50), визначено екстремальне значення коефіцієнта z :

$$z_{\text{екстр}} = \frac{1}{k_0}. \quad (5.51)$$

Також визначено другу похідну від функції часу $(\tau_1 + \tau_2)_{\min}$ за коефіцієнтом z :

$$(\tau_1 + \tau_2)''_{\min z} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \left(-\frac{1}{z} \right). \quad (5.52)$$

Із урахуванням залежності (5.51) друга похідна функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$ у точці екстремуму є негативною величиною. Отже, має місце максимум функції часу $(\tau_1 + \tau_2)$. Екстремальне (максимальне) значення функції $(\tau_1 + \tau_2)_{\min}$, яке визначається залежністю (5.48), із урахуванням виразу (5.51) прийме вигляд:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\min \text{екстр}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \right)_1 \cdot \frac{1}{k_0}. \quad (5.53)$$

Відповідно, екстремальне (максимальне) значення безрозмірної функції Φ_{\min} дорівнює:

$$\Phi_{\min} = \frac{1}{k_0}. \quad (5.54)$$

У табл. 5.3 наведено розрахункові значення функції Φ_{\min} залежно від коефіцієнта z .

Таблиця 5.3 – Розрахункові значення функції Φ_{\min} залежно від коефіцієнта z для $k_0 = 0,01$

z	1	2	3	4	5	100
Φ_{\min}	5,6	9,8	13,2	16,8	20	100
$k_{2\text{екстр}}$	1,0	0,5	0,33	0,25	0,2	0,01

Як видно, зі збільшенням коефіцієнта z функція Φ_{\min} збільшується. Для $z = 100$ має місце екстремум (максимум) функції Φ_{\min} , виходячи із залежності (5.51). У табл. 5.3 наведено також екстремальні значення $k_{2\text{екстр}}$, розраховані за залежністю (5.46).

Графік зміни безрозмірної функції Φ_{\min} залежно від коефіцієнта z , який побудовано на основі розрахункових даних, наведених у табл. 5.3, показано на рис. 5.11. Оскільки коефіцієнт z пов'язаний із екстремальним значенням коефіцієнта $k_{2\text{екстр}}$ згідно залежності (5.46), залежність (5.51) можна представити:

$$k_{2\text{екстр}} = k_0. \quad (5.55)$$

Відповідно, характер зміни безрозмірної функції Φ_{\min} від коефіцієнта k_2 графічно набуде вигляду, показаного на рис. 5.12. Як видно, максимум функції досягається за невеликими значеннями коефіцієнта

k_2 , оскільки $k_2 \gg k_0$. Отже, практично у всьому робочому діапазоні зміни коефіцієнта k_2 безрозмірна функція Φ_{\min} набуває більших значень, ніж за умови $k_2 = 1$ ($z = 1$). Із цього можна зробити висновок, що оптимальною за структурою операцією шліфування є операція, в якій перехід чорнового шліфування відсутній.

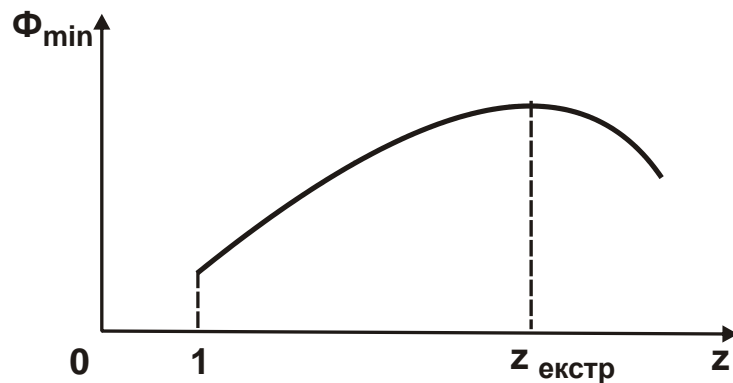


Рисунок 5.11 – Характер зміни безрозмірної функції Φ_{\min} від безрозмірного коефіцієнта z

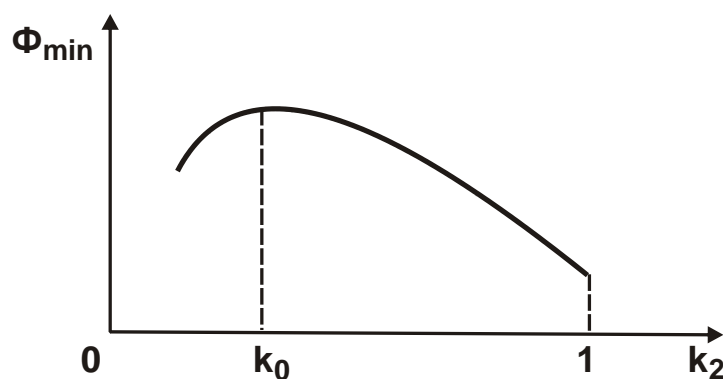


Рисунок 5.12 – Характер зміни безрозмірної функції Φ_{\min} від безрозмірного коефіцієнта k_2

Розглянемо умови реалізації оптимальної за структурою операції шліфування. Очевидно, основною умовою слід розглядати забезпечення високої ріжучої здатності алмазного круга для $z \rightarrow 1$. Це можливо за умови $\eta = \frac{x}{x + H_{\max}} = \frac{1}{1 + \frac{H_{\max}}{x}} \rightarrow 0$, де η – безрозмірний коефіцієнт, що

враховує ступінь затуплення зерен круга та змінюється у межах $0 \dots 1$

[96]; x – умовна величина лінійного зношування зерна, що максимально виступає над рівнем зв'язки круга, м; H_{\max} – максимальна товщина зрізу окремим зерном, м.

Виконати цю умову можна за умов $x \rightarrow 0$ і $H_{\max} > x$. У першому випадку необхідно забезпечити підтримання на робочій поверхні алмазного круга гострого ріжучого рельєфу, своєчасно видаляючи із робочої поверхні круга зерна, що затупилися. Це реалізується завдяки застосуванню електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках.

У другому випадку необхідно шліфування здійснювати зі збільшеною товщиною зрізу H_{\max} (збільшеною продуктивністю обробки). Але для цього необхідно забезпечити міцне утримання зерен у зв'язці алмазного круга та їх збільшене виступання над рівнем зв'язки, що досягається завдяки застосуванню алмазних кругів на металевих зв'язках та його безперервного або періодичного електроерозійного правлення.

5.6. Обґрунтування оптимальної кінематичної схеми круглого шліфування за критеріями якості та продуктивності обробки

Нанесення на робочі поверхні відповідальних деталей наплавлених зносостійких матеріалів стало важливим чинником підвищення їх експлуатаційних властивостей. Особливо це стосується контактних поверхонь великих і малих конусів і чаш (діаметром, відповідно, 2000 і 5000 мм) засипних апаратів доменних печей, які працюють в умовах інтенсивного зношення і швидко виходять із ладу. Нанесення на ці поверхні зносостійких наплавлених матеріалів твердістю HRC 57 і більше дозволяє суттєво підвищити їхню надійність і ресурс роботи. Однак при цьому виникає проблема їхньої високоякісної обробки на операціях круглого шліфування [49, 53]. У зв'язку із високою силовою та тепловою напруженостями процесу шліфування, забезпечення необхідних показників точності та якості оброблюваних поверхонь в умовах знімання значних нерівномірних припусків (3 – 7 мм на сторону) пов'язане із надзвичайно високою трудомісткістю обробки. Застосування прогресивного методу алмазного електроерозійного шліфування також позитивних результатів не дає, оскільки алмазний круг інтенсивно заса-

люється і втрачає ріжучу здатність, що призводить фактично до припинення процесу знімання припуску [44]. Все це вимагає визначення нових технологічних можливостей шліфування, що забезпечують підвищення точності, якості та продуктивності обробки. Тому важливо теоретично обґрунтувати і здійснити вибір оптимальної кінематичної схеми круглого шліфування та параметрів режимів шліфування.

У роботах [38, 39, 48] встановлено, що під час плоского шліфування за схемою виходжування величина пружного переміщення, виникаючого у технологічній системі, описується залежністю:

$$y = \frac{t}{\varepsilon^n}, \quad (5.56)$$

де t – глибина шліфування, м;

$$\varepsilon = 1 + \frac{1}{B_1} \text{ – уточнення [34];}$$

$$B_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \text{ – безрозмірний параметр;}$$

σ – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м²;

$$K_{\text{ш}} = P_z / P_y;$$

P_z , P_y – тангенціальна і радіальна складові сили різання, Н;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

B – ширина круга, м;

$V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – швидкості деталі і круга, м/с;

n – кількість проходів круга.

Як видно, зі збільшенням параметрів ε і n можна суттєво зменшити величину y , що забезпечує необхідну точність обробки. На основі залежності (5.56) визначається основний час обробки:

$$\tau = \frac{n \cdot L}{V_{\text{дет}}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L \cdot n}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1 \right), \quad (5.57)$$

де L – довжина ходу круга, м;

$$\varepsilon_{\text{сум}} = t/y = \varepsilon^n \text{ – сумарне уточнення.}$$

Зі збільшенням кількості проходів круга n основний час обробки τ зменшується, асимптотично наближаючись до мінімального значення

$$\tau_{\text{min}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (5.58)$$

Отже, значно зменшити основний час обробки τ (із урахуванням обмеження за точністю оброблюваної поверхні) можна шляхом збільшення кількості проходів круга $n \rightarrow \infty$ і швидкості деталі $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$. Проте реалізувати практично цю умову не можна, оскільки обидва указані параметри повинні бути кінцевими величинами. У зв'язку із цим, важливо здійснити оцінювання ступеня зменшення основного часу обробки τ кінцевих значень n і $V_{\text{дет}}$. Для цього перетворимо залежності (5.57) і (5.58) до вигляду:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \alpha_1; \quad (5.59)$$

$$\tau_{\text{min}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \alpha_2, \quad (5.60)$$

де $\alpha_1 = n \cdot (\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1)$; $\alpha_2 = \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ – безрозмірні величини.

На рис. 5.13,а наведено розрахункові значення безрозмірної величини α_1 , а також пунктирними лініями показано значення α_2 для різних значень $\varepsilon_{\text{сум}}$, наведених у табл. 5.4. Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n безрозмірна величина α_1 безперервно зменшується, асимптотично наближаючись до мінімального значення α_2 . Найбільш інтенсивно відбувається зменшення величини α_1 на перших двох проходах круга. Із цього витікає, що з точки зору зменшення основного часу обробки τ ефективно здійснювати багатопрохідне шліфування, оскільки один і той же припуск (який у даному випадку дорівнює глибині шліфування t) під час багатопрохідного шліфування можна видалити значно швидше, ніж під час однопрохідного шліфування. Причому, зі збільшенням номінальної глибини шліфування t (відповідно до сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$) ефект обробки посилюється, оскільки відношення найбільшого та найменшого значень часу τ збільшується.

Зі збільшенням кількості проходів круга n відмінність значень α_1 для $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$ і $\varepsilon_{\text{сум}} = 1000$ значно зменшується. Так, якщо для $n = 1$ значення α_1 відрізняються у 100 разів, то за умови досягнення найменшого основного часу обробки τ_{min} (відповідного значенню α_2) – всього у 3 рази (табл. 5.4). Отже, із метою зменшення основного часу обробки τ знімання припуску доцільно здійснювати із максимально можливим сумар-

ним уточненням $\varepsilon_{\text{сум}}$ і, відповідно, максимальною глибиною шліфування t , оскільки зі збільшенням її основний час обробки τ_{min} збільшується незначно.

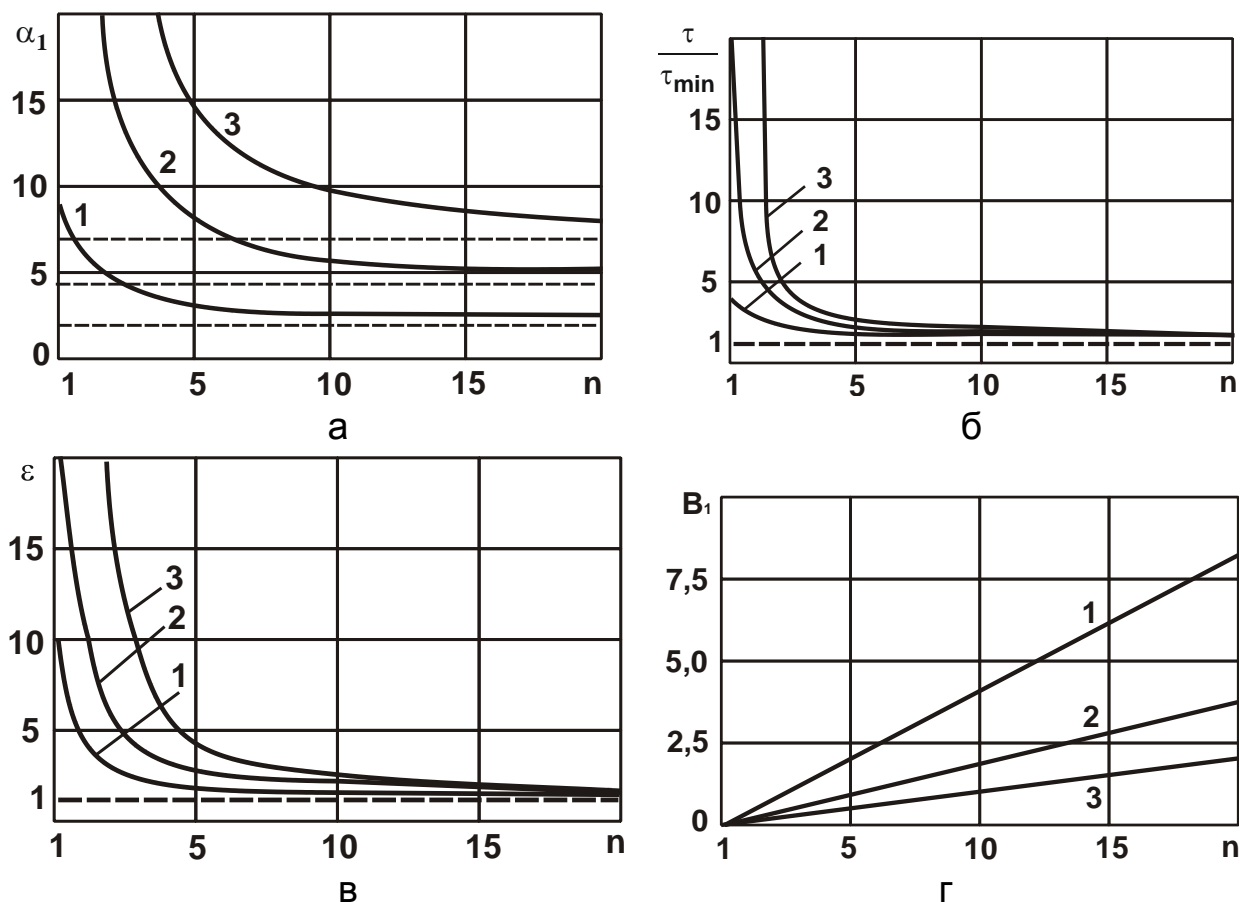


Рисунок 5.13 – Залежності величин α_1 (а), τ/τ_{min} (б), ε (в) і B_1 (г) від кількості проходів круга n : 1 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$; 2 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$; 3 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 1000$

Таблиця 5.4 – Розрахункові значення безрозмірної величини α_2

$\varepsilon_{\text{сум}}$	10	100	1000
α_2	2,3	4,6	7

На рис. 5.13,б наведено розраховані за залежністю

$$\frac{\tau}{\tau_{\text{min}}} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{n \cdot (\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1)}{\ln \varepsilon_{\text{сум}}} \quad (5.61)$$

значення відношення τ/τ_{min} . Як видно, зі збільшенням величини $\varepsilon_{\text{сум}}$ значення τ/τ_{min} суттєво збільшуються. Однак це відбувається у невеликому діапазоні зміни кількості проходів круга $n = 1 \dots 4$. Із подальшим

збільшенням кількості проходів круга n ця відмінність значно зменшується, а за умови $n = 128$ – практично зникає.

На рис. 5.13,в наведено розрахункові значення уточнення $\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}$, які досягаються на кожному проході круга. Відносно великі значення ε реалізуються на перших двох проходах. Із подальшим збільшенням кількості проходів круга n уточнення ε зменшується і набуває дуже малих значень, близьких до одиниці. Це означає, що і відношення t/u на кожному проході круга змінюється за тим самим законом, тобто величина пружного переміщення u незначно відрізняється від номінальної глибини шліфування t .

Між параметрами $\varepsilon_{\text{сум}}$ і $B_1 = t_{\text{ф}}/u$ існує такий зв'язок:

$$\left(1 + \frac{1}{B_1}\right) = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (5.62)$$

За цією залежністю можна визначити безрозмірний параметр B_1 (рис. 5.13,г), який, як видно, змінюється у значних межах, приймаючи значення як менше, так і більше одиниці. На перших двох проходах параметр B_1 менше одиниці для всіх розглянутих значень $\varepsilon_{\text{сум}}$. Починаючи із 16 проходів, він набуває значень, більших за одиницю. Отже, на перших проходах фактична глибина шліфування $t_{\text{ф}}$ більше за величину пружного переміщення u , а із подальшим збільшенням n , навпаки, менше за величину u . Це указує на значну частку в балансі шліфування пружних переміщень, що виникають у технологічній системі.

Слід зазначити, що безрозмірний параметр B_1 дозволяє принципово, по-новому, розкрити фізичні закономірності процесу шліфування. Цей параметр виражає зв'язок між фактичною глибиною шліфування $t_{\text{ф}}$ і величиною пружного переміщення u , тобто між параметрами, які не задають (наприклад, параметри режиму шліфування), а є внутрішніми параметрами шліфування. Отже, безрозмірний параметр B_1 є узагальнюючим, який дозволяє встановити нові внутрішні зв'язки між параметрами шліфування. Власне, завдяки використанню безрозмірного параметра B_1 отримано раніше наведені рішення. За суттю, безрозмірний параметр B_1 має таке значення для теорії шліфування (і в цілому для технології машинобудування) як уточнення ε . Їх відмінність поля-

гає у тому, що безрозмірний параметр $B_1 = t_{\text{ф}}/y$ встановлює зв'язок між фактичною глибиною шліфування $t_{\text{ф}}$ і величиною пружного переміщення y , а уточнення $\varepsilon = t/y$ встановлює зв'язок між номінальною глибиною шліфування t і величиною пружного переміщення y . Очевидно, розглядаючи ці параметри у сукупності, з'являється можливість більш повного уявлення щодо фізичних закономірностей і технологічних можливостей процесу шліфування.

Так, за характер зміни параметра B_1 можна оцінювати характер зміни швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ залежно від кількості проходів круга n .

Згідно наведеної раніше залежності: $B_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}$, швидкість деталі

$V_{\text{дет}}$ прямо пропорційно пов'язана із величиною B_1 . Тому зі збільшенням кількості проходів круга n швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ також безперервно збільшується, змінюючись у значних межах. Отже, ефект зменшення основного часу обробки τ зі збільшенням кількості проходів круга n обумовлено збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, тобто зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ стає значнішим ефект обробки. Очевидно, зі зніманням припуску за один прохід швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ буде значно менше, ніж під час багатопрохідного шліфування. Із цього можна зробити висновок, що домогтися суттєвого зменшення часу τ можна встановленням максимально можливої швидкості деталі, що реалізується на верстаті. Оптимальну швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ визначають із залежності:

$$V_{\text{дет}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot B} \cdot B_1. \quad (5.63)$$

Значення B_1 приймають із рис. 5.13,г, а значення σ , $K_{\text{ш}}$ і c встановлюють розрахунково-експериментальним шляхом. Наприклад, для вихідних даних: $B_1 = 1,4$; $\sigma = 15000 \text{ Н/мм}^2$; $K_{\text{ш}} = 0,3$; $c = 10000 \text{ Н/мм}$; $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$; $H = 10 \text{ мм}$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ дорівнює 50 м/хв .

За заданими значеннями параметра ε і величини y (рис. 5.13,в), можна встановити характер зміни за проходами круга фактичної глибини шліфування $t_{\text{ф}}$. На рис. 5.14 наведено розрахункові значення $t_{\text{ф}}$ для $y = 10 \text{ мкм}$ ($\varepsilon_{\text{сум}} = 10$; $t = 100 \text{ мкм}$). Як видно, зі збільшенням кіль-

кості проходів круга n фактична глибина шліфування t_{ϕ} безперервно зменшується, приймаючи відносно невеликі значення для $n \geq 8$ порівняно із однопрохідним шліфуванням ($n = 1$).

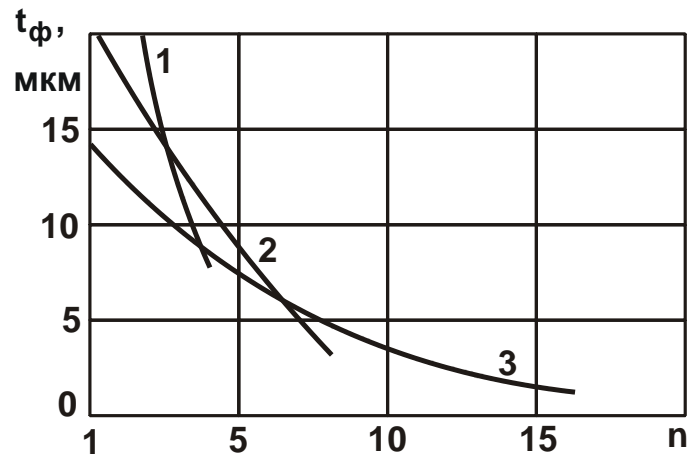


Рисунок 5.14 – Залежність фактичної глибини шліфування t_{ϕ}

від кількості проходів n :

1 – $n = 2$; 2 – $n = 4$; 3 – $n = 8$; 4 – $n = 16$

Заслугує на особливу увагу той факт, що зі збільшенням кількості проходів круга n спостерігається більш рівномірний розподіл значень фактичної глибини шліфування t_{ϕ} за проходами (рис. 5.14). Отже, зі збільшенням кількості проходів круга n можна обробку, за суттю, здійснювати із однаковою фактичною глибиною шліфування t_{ϕ} , і це суттєво не вплине на мінімально можливе значення основного часу обробки τ_{\min} . Іншими словами, з'являється можливість переходу від обробки зі змінною глибиною шліфування за проходами (під час виходжування) до обробки із постійною глибиною шліфування, що реалізується під час шліфування за жорсткою схемою.

На основі сказаного можна зробити висновок, що зі збільшенням кількості проходів круга n і швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ до значень швидкості круга $V_{\text{кр}}$ під час обробки за схемою виходжування і під час багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою можна реалізувати одні й ті самі значення τ_{\min} і величини y . Безперечно, це відкриває нові технологічні можливості підвищення продуктивності та точності обробки на фінішних операціях.

Таким чином, обґрунтовано технологічні закономірності зменшення основного часу обробки τ із одночасним забезпеченням заданої точності оброблюваної поверхні. Отримані теоретичні рішення справедливі для схеми виходжування, коли знімання матеріалу відбувається без поперечної подачі під дією пружно-відновлювальної сили, що виникає у технологічній системі. Цим, власне, і обумовлено зменшення фактичної глибини шліфування t_{ϕ} за проходами круга.

На основі залежності (5.60) визначимо максимально можливу продуктивність обробки під час шліфування:

$$Q_{\max} = \frac{\vartheta}{\tau_{\min}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot t}{\sigma \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma} \cdot \alpha_3, \quad (5.64)$$

де $\vartheta = L \cdot B \cdot t$ – об'єм знятого матеріалу, м³;

$\alpha_3 = t / \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ – розмірний параметр.

За суттю, величина Q_{\max} визначає продуктивність багатопрохідного шліфування, що реалізується із достатньо високою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ і за досить великої кількості проходів круга n . Як витікає із залежності (5.64), а також із рис. 5.15, домогтися збільшення максимально можливої продуктивності обробки Q_{\max} можна збільшенням параметрів c , $K_{\text{ш}}$, $V_{\text{кр}}$, t , у і зменшенням умовного напруження різання σ .

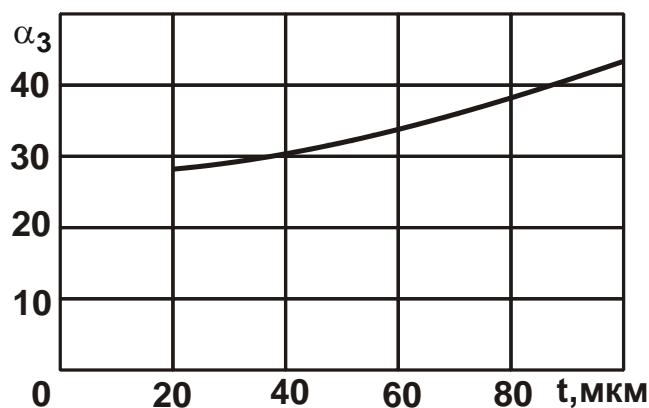


Рисунок 5.15 – Залежність розмірного параметра α_3 від глибини шліфування t

Ефект збільшення максимально можливої продуктивності обробки Q_{\max} зі збільшенням глибини шліфування t обумовлено тим, що функція τ_{\min} , що визначається залежністю (5.60), змінюється нелінійно

зі збільшенням глибини шліфування t . У зв'язку із цим відбувається збільшення розмірного параметра α_3 зі збільшенням глибини шліфування t . Тому із точки зору збільшення максимально можливої продуктивності обробки Q_{\max} за умови забезпечення заданої точності обробки (яка визначається величиною y) ефективно у технологічній системі створювати початковий натяг, рівний величині припуску, що знімається, тобто глибині шліфування t .

Із залежності (5.64) витікає, що чим менше величина пружного переміщення y , тим менше максимально можлива продуктивність обробки Q_{\max} . Це вказує на те, що чим вищі вимоги до точності обробки, тим менше максимально можлива продуктивність обробки Q_{\max} .

Як зазначалося раніше, дане теоретичне рішення отримано стосовно схеми виходжування, коли фактична глибина шліфування t_{ϕ} зменшується зі збільшенням кількості проходів круга n (рис. 5.14) і за умови $n \geq 8$ приймає відносно невеликі значення, характерні для багатопрохідного шліфування. Це призводить до того, що значення фактичної глибини шліфування t_{ϕ} більш рівномірно розподіляються за проходами круга. Виходячи із цього рішення, можна (у першому наближенні) перейти від схеми виходжування (зі змінною за проходам фактичною глибиною шліфування t_{ϕ}) до жорсткої схеми багатопрохідного шліфування із однаковою на кожному проході глибиною шліфування. Очевидно, чим менше глибина шліфування на кожному проході та, відповідно, більше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, тим менше розбіжність основного часу обробки τ із мінімальним значенням τ_{\min} і більше продуктивність. Збільшуючи швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ до значення швидкості круга ($V_{\text{дет}} \rightarrow V_{\text{кр}}$), можна виконати умову $\tau \rightarrow \tau_{\min}$. Це досягається шляхом застосування схеми багатопрохідного урізного шліфування всією шириною круга або схеми поздовжнього глибинного шліфування із незначною поздовжньою дольовою подачею $S_d \ll 1$.

Використовуючи, наприклад, схему глибинного шліфування, можна практично весь припуск видалити за один прохід, встановлюючи глибину шліфування t рівною величині припуску, що знімається. У цьому випадку глибина шліфування, що припадає на один оберт деталі (під час круглого зовнішнього шліфування), буде значно менше заданої гли-

бини шліфування t , яка дорівнює величині припуску, що знімається. Для її визначення розглянемо розрахункову схему, наведену на рис. 5.16.

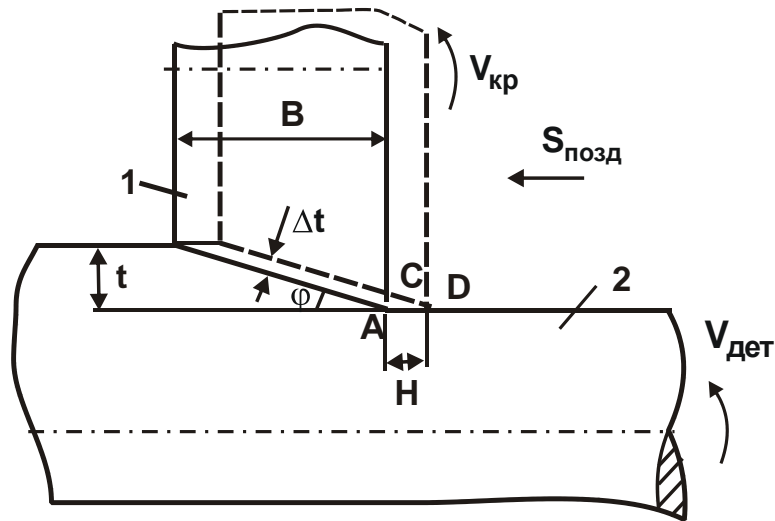


Рисунок 5.16 – Розрахункова схема параметрів круглого зовнішнього поздовжнього глибокого шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Як відомо, під час поздовжнього шліфування із дольовою поздовжньою подачею, яка значно менше одиниці, на шліфувальному кругі завжди буде утворюватися забірний конус із кутом φ . Внаслідок цього, фактична глибина шліфування Δt буде значно менше від заданої глибини шліфування $t = 0,15$ мм. Так, виходячи із прямокутного трикутника ACD (рис. 5.16), маємо: $\frac{\Delta t}{B} = \sin \varphi$, звідки $\Delta t = B \cdot \sin \varphi$. Із іншої сторони, $\sin \varphi = \frac{t}{\sqrt{H^2 + t^2}} \approx \frac{t}{H}$, де H – ширина шліфування, м. Тоді

$$\Delta t = B \cdot \frac{t}{H} = \frac{B}{H} \cdot t.$$

Для вихідних даних: $t = 0,15$ мм; $V_{дет} = 50$ м/хв; $B = 63$ мм;

$$H = 2,2 \text{ мм/об.}, \text{ маємо: } S_d = \frac{H}{B} = \frac{2,2}{63} \approx 0,035; \Delta t = 0,035 \cdot 0,15 \text{ мм} = 5,2 \text{ мкм.}$$

У результаті досягається невелика фактична глибина шліфування Δt .

Виходячи із рис. 5.16, від схеми глибокого шліфування можна перейти до схеми урізного багатопрохідного шліфування всією шириною круга, розглядаючи глибину шліфування Δt рівною $t \cdot S_d$, яка менша за глибину шліфування під час глибокого поздовжнього шліфу-

вання у $1/S_d$ разів (де $S_d = H/B < 1$ – дольова поздовжня подача). Отже, глибина шліфування Δt є номінальною під час круглого зовнішнього урізного багатопрохідного шліфування.

Слід зазначити, що випадок однопрохідного шліфування ($n=1$), згідно рис. 5.13,а, можна реалізувати на практиці шляхом застосування схеми глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі $V_{дет} \ll V_{кр}$ і, відповідно, $S_d = 1$. Порівняно зі схемою поздовжнього глибинного шліфування $V_{дет} \rightarrow V_{кр}$ і $S_d \ll 1$, дана схема характеризується меншою продуктивністю обробки, оскільки основний час обробки τ більше (рис. 5.13,а).

На рис. 5.17 схематично показано розташування трьох розглянутих (принципових) схем шліфування за рівнем досягаемого основного часу τ обробки (за умови забезпечення заданої точності обробки).

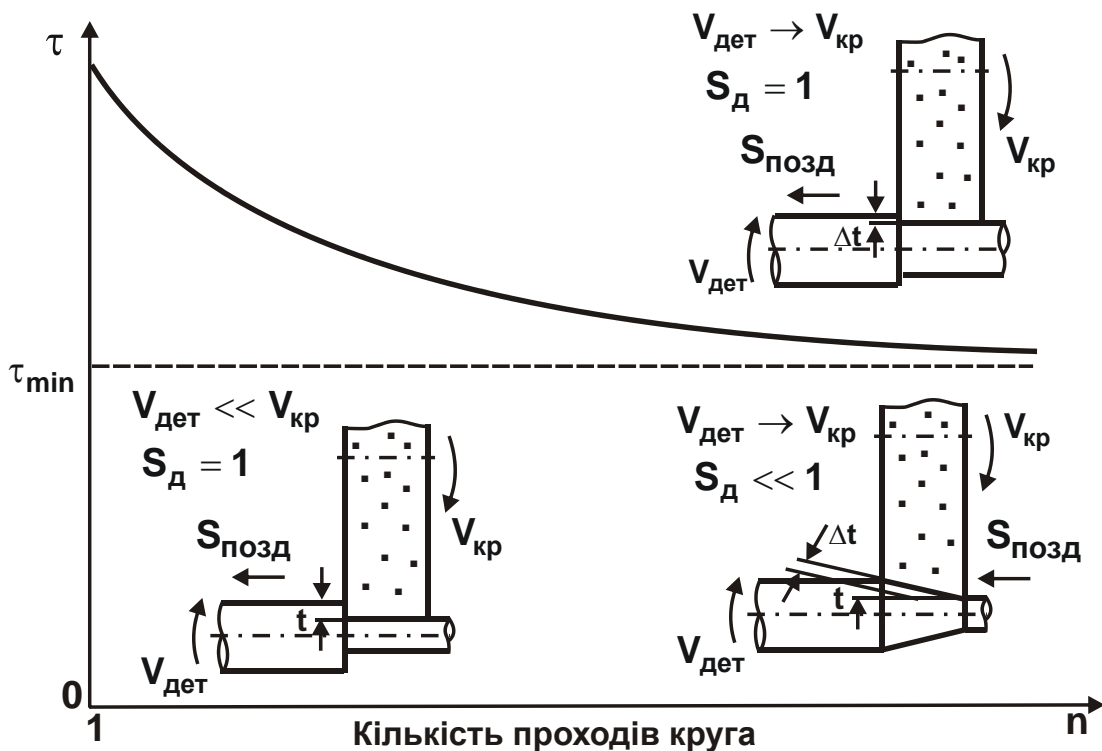


Рисунок 5.17 – Розташування трьох принципових схем шліфування за рівнем основного часу обробки τ

Очевидно, найменший основний час обробки $\tau \rightarrow \tau_{min}$ досягається під час поздовжнього глибинного шліфування із $S_d \ll 1$ і багатопрохідного урізного шліфування всією шириною круга ($S_d = 1$) із відносно

великою швидкістю деталі $V_{дет} \rightarrow V_{кр}$. Глибинне шліфування із $S_d = 1$ і відносно невеликою швидкістю деталі $V_{дет} \ll V_{кр}$ характеризується значно більшим основним часом обробки τ і, відповідно, меншою продуктивністю обробки. Таким чином, теоретично обґрунтовано основні умови підвищення продуктивності обробки шляхом забезпечення необхідної точності оброблюваної поверхні (рис. 5.18) та доведено перспективність застосування кінематичних схем глибинного і багатопрхідного шліфування, які реалізують відносно великі швидкості деталі $V_{дет}$.



Рисунок 5.18 – Структурна схема умов підвищення продуктивності із забезпеченням заданої точності обробки під час зовнішнього круглого шліфування

Отримана залежність (5.64) для визначення максимально можливої продуктивності обробки Q_{max} (для пружної схеми виходжування) справедлива і для умов шліфування за жорсткою схемою, оскільки ця

схема також характеризується кінцевою наведеною жорсткістю технологічної системи s .

Продуктивність обробки під час урізного багатопрохідного шліфування за умови $S_d = 1$ описується залежністю:

$$Q_{\max} = H \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Delta t, \quad (5.65)$$

де Δt – номінальна глибина шліфування, м.

Розглядаючи у залежності (5.64) задану глибину шліфування t (за аналогією із процесом виходжування) умовним початковим натягом, створюваним у технологічній системі, справедливе відношення $\Delta t = t/n$. Швидкість деталі у цьому випадку визначається залежністю (5.63), у якій параметр B_1 задано. Отже, невідомим параметром режиму шліфування залишається лише параметр H , який можна встановити, підставляючи залежність (5.65) у залежність (5.64):

$$H = \frac{s \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (5.66)$$

Як видно, чим більше n , тим більше H . Зі збільшенням t (відповідно, сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$) ширина шліфування H зменшується, проте не настільки суттєво із-за нелінійності функції $\ln \varepsilon_{\text{сум}}$. Під час поздовжнього глибинного шліфування справедлива залежність $Q_{\max} = S_d \cdot H \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$, підставляючи яку в залежність (5.64) із урахуванням умови $n = 1/S_d$, маємо:

$$H = \frac{s \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S_d \cdot V_{\text{дет}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}} = \frac{s \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (5.67)$$

Залежності (5.66) і (5.67) ідентичні. Отже, із погляду продуктивності обробки обидві схеми круглого зовнішнього шліфування, що розглядаються, рівнозначні, тобто із однаковою ефективністю можна застосувати як схему поздовжнього глибинного шліфування, так і схему багатопрохідного урізного шліфування. Із залежності (5.64) також витікає, що збільшуючи параметри s , $K_{\text{ш}}$, $V_{\text{кр}}$, t і зменшуючи умовне напруження різання (енергоємність обробки) σ для заданої величини пружного переміщення у можна суттєво збільшити продуктивність обробки.

Як показано раніше, за умови $S_d \approx 1$ реалізується схема круглого зовнішнього урізного багатопрохідного шліфування всією шириною круга, що дозволяє підтримувати прямолінійною напрямну круга і підвищує точ-

ність та шорсткість обробки. За цією схемою можна здійснювати шліфування послідовними урізаннями – із радіальною подачею уступами, тобто здійснюючи послідовно обробку всіх ділянок поверхні (рис. 5.19).

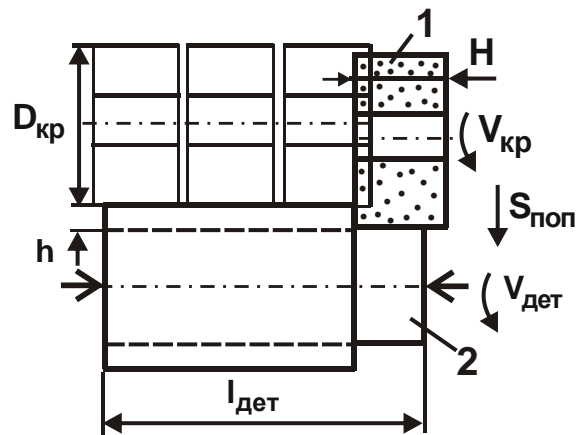


Рисунок 5.19 – Схема шліфування послідовними урізаннями – із радіальною подачею уступами:

1 – круг; 2 – оброблювана деталь довжиною $l_{дет}$

Коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, який входить у раніше наведені залежності, аналітично визначається:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{z.p} + P_{z.тр}}{P_{y.p} + P_{y.тр}}, \quad (5.68)$$

де $P_{z.p}$, $P_{y.p}$ – тангенціальна і радіальна складові сили різання у зоні стружкоутворення, Н;

$P_{z.тр}$, $P_{y.тр}$ – тангенціальна і радіальна складові сили тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, Н.

Встановимо закономірності зміни коефіцієнта шліфування $K_{ш}$. Для цього тангенціальну складову сили різання $P_z = P_{z.p} + P_{z.тр}$ подамо у вигляді:

$$K_{ш} \cdot P_y = K_{ш.p} \cdot P_{y.p} + f \cdot P_{y.тр}, \quad (5.69)$$

де $K_{ш.p} = P_{z.p} / P_{y.p}$;

$f = P_{z.тр} / P_{y.тр}$ – коефіцієнт тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга.

Із урахуванням виразу $P_{y.тр} = P_y - P_{y.p}$ залежність (5.69) можна перетворити до вигляду:

$$\frac{(K_{ш.р} - K_{ш})}{(K_{ш.р} - f)} = \frac{P_{у.тр}}{P_y}. \quad (5.70)$$

У результаті отримано достатньо складна залежність, що пов'язує 4 невідомі параметри: $K_{ш}$, $K_{ш.р}$, f і $P_{у.тр}$ із одним відомим параметром P_y .

Проведемо аналіз цієї залежності для двох випадків: $P_{у.тр}/P_y = 0$ і $P_{у.тр}/P_y < 1$. Перший випадок передбачає відсутність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, внаслідок чого виконується умова $K_{ш} = K_{ш.р}$. У другому випадку справедлива умова: $K_{ш.р} - K_{ш} < K_{ш.р} - f$ або $K_{ш} > f$. Причому зі збільшенням відношення $P_{у.тр}/P_y$ розбіжність параметрів $K_{ш}$ і $K_{ш.р}$ посилюється, однак, до певної межі $K_{ш} \rightarrow f$, оскільки за умови $K_{ш} < f$ чисельник залежності (5.71) стає більше знаменника, а це втрачає фізичний зміст. Із цього витікає, що за умови $P_{у.тр}/P_y \rightarrow 1$ справедлива умова $K_{ш} \rightarrow f$. В узагальненому вигляді характер залежності коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ від відношення $P_{у.тр}/P_y$ за однакового значення $K_{ш.р}$ показано на рис. 5.20,а.

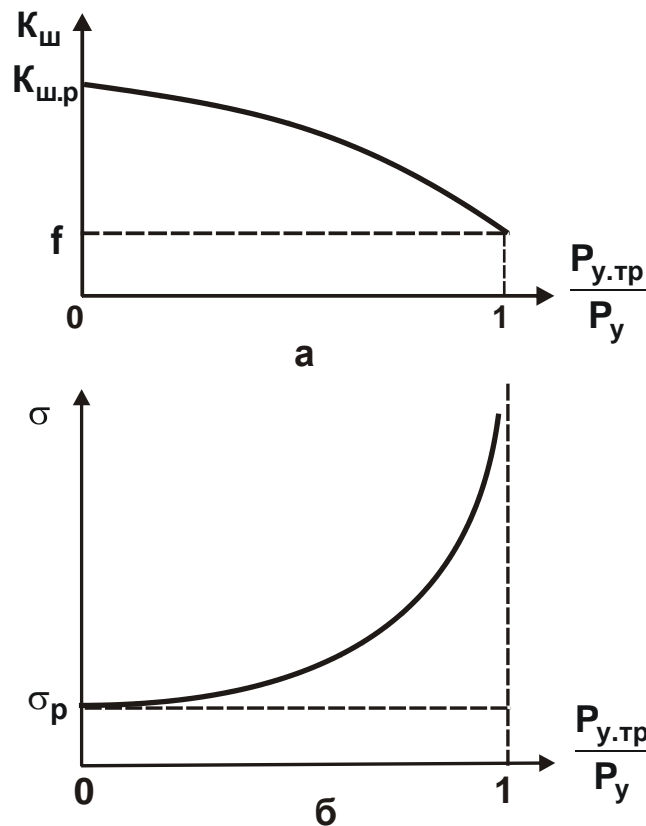


Рисунок 5.20 – Загальний вигляд залежностей коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ (а) і умовного напруження різання σ (б) від відношення $P_{у.тр}/P_y$

Як видно, збільшення коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ передбачає зменшення відношення $P_{y,\text{тр}}/P_y$, що відповідає зменшенню частки енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом в загальному енергетичному балансі процесу шліфування та підвищення ефективності обробки. Для зручності аналізу залежність (5.68) можна подати у вигляді:

$$K_{\text{ш}} = K_{\text{ш},\text{р}} \cdot \left(1 - \frac{P_{y,\text{тр}}}{P_y} \right) + f \cdot \frac{P_{y,\text{тр}}}{P_y}. \quad (5.71)$$

За умови $P_{y,\text{тр}}/P_y = 0$ справедлива умова $K_{\text{ш}} = K_{\text{ш},\text{р}}$. Зі збільшенням відношення $P_{y,\text{тр}}/P_y \rightarrow 1$ перший доданок залежності (5.71) зменшується до нуля, а другий доданок збільшується до значення f . Отже, має місце екстремальна залежність коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ від відношення $P_{y,\text{тр}}/P_y$. Для визначення екстремального значення функції $K_{\text{ш}}$ підкоримо її необхідній умові екстремуму. Для цього візьмемо першу похідну від функції $K_{\text{ш}}$ за змінною величиною $P_{y,\text{тр}}/P_y$ і отриманий вираз прирівняємо нулю. У результаті встановлено, що $K_{\text{ш}} = f$.

Друга похідна від функції $K_{\text{ш}}$ за змінною величиною $P_{y,\text{тр}}/P_y$ дорівнює нулю. Отже, екстремум функції $K_{\text{ш}}$ за змінною величиною $P_{y,\text{тр}}/P_y$ відсутній. Тому коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ зі збільшенням відношення $P_{y,\text{тр}}/P_y$ (від 0 до 1) безперервно зменшується від значення $K_{\text{ш},\text{р}}$ до значення f . Отже, за умови $P_{y,\text{тр}}/P_y \rightarrow 1$ виконується умова $K_{\text{ш}} \rightarrow f$, що відповідає графіку, наведеному на рис. 5.20,а. Умовне напруження різання σ описується наступною аналітичною залежністю: $\sigma = P_z/S_{\text{мит}}$. Із урахуванням виразу $P_z = P_{z,\text{р}} + P_{z,\text{тр}}$, маємо:

$$\sigma = \sigma_{\text{р}} + \sigma_{\text{тр}}, \quad (5.72)$$

де $\sigma_{\text{р}} = P_{z,\text{р}}/S_{\text{мит}}$;

$\sigma_{\text{тр}} = P_{z,\text{тр}}/S_{\text{мит}}$;

$S_{\text{мит}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2 .

Виразимо складову сили різання $P_{z,\text{тр}}$ залежністю:

$$P_{z,\text{тр}} = f \cdot P_{y,\text{тр}} = f \cdot (P_y - P_{y,\text{р}}) = f \cdot \left(\frac{P_z}{K_{\text{ш}}} + \frac{P_{z,\text{р}}}{K_{\text{ш},\text{р}}} \right). \quad (5.73)$$

Після підстановки залежності (5.73) у залежність (5.72) приходимо до рівняння, у якому в обох частинах міститься умовне напруження різання σ :

$$\sigma = \sigma_p + f \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}} + \frac{\sigma_p}{K_{ш,p}} \right). \quad (5.74)$$

Після вирішення отриманого рівняння (5.74) відносно умовного напруження різання σ , маємо:

$$\sigma = \sigma_p \cdot \frac{\left(1 - \frac{f}{K_{ш,p}} \right)}{\left(1 - \frac{f}{K_{ш}} \right)}. \quad (5.75)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність для визначення умовного напруження різання (енергоємності обробки) під час шліфування. Змінним параметром тут є коефіцієнт шліфування $K_{ш}$. Як видно, зі зменшенням коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) збільшується.

Підпорядкуємо залежність (5.75) розрахунковим даним, наведеним на рис. 5.20,а, згідно яким коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ змінюється у межах від значення $K_{ш,p}$ до значення f . Тому за умови $K_{ш} = K_{ш,p}$, маємо $\sigma = \sigma_p$, а за умови $K_{ш} \rightarrow f$, відповідно, $\sigma \rightarrow \infty$ (рис. 5.20,б). Отже, зі збільшенням відношення $P_{y,тр} / P_y$ (тобто із переходом від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом) умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) під час шліфування необмежено збільшується.

Власне, цим можна пояснити високу силову і теплову напруженості процесу шліфування і виникаючі на оброблюваних поверхнях припикання та інші температурні дефекти. Тому зменшити умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) під час шліфування можна, перш за все, шляхом зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, тобто шляхом зменшення у залежності (5.75) другого доданку $\sigma_{тр}$.

Подамо залежність (5.75) у вигляді суми двох доданків ($\sigma = \sigma_p + \sigma_{тр}$), які визначаються процесами різання і тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом:

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{\left(1 - \frac{f}{K_{ш,р}}\right)}{\left(1 - \frac{f}{K_{ш}}\right)} - \sigma_p = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{\left(\frac{1}{K_{ш}} - \frac{1}{K_{ш,р}}\right)}{\left(\frac{1}{f} - \frac{1}{K_{ш}}\right)} = \\ &= \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{ш,р}} \cdot \frac{(K_{ш,р} - K_{ш})}{(K_{ш} - f)}. \end{aligned} \quad (5.76)$$

У результаті отримано залежність, у якій перший і другий доданки пов'язані один із одним. Очевидно, другий доданок більше першого доданка, оскільки змінюється від значення σ_p (за умови $K_{ш} = K_{ш,р}$) до нескінченності (за умови $K_{ш} = f$).

Виразимо коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ через відношення $P_{у.тр}/P_y$, що визначається залежністю (5.71):

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{ш,р}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{у.тр}}{P_y}\right)}{\left(1 - \frac{P_{у.тр}}{P_y}\right)} = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{ш,р}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{у.тр}} - 1\right)}. \quad (5.77)$$

Як видно, за умови $P_{у.тр}/P_y = 0$, маємо $\sigma = \sigma_p$, а за умови $P_{у.тр}/P_y = 1$, відповідно, $\sigma \rightarrow \infty$. Аналогічний результат було отримано на основі аналізу залежності (5.73), графічно поданої на рис. 5.20,б.

Таким чином, із залежності (5.77) витікає, що зменшити умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) можна шляхом зменшення параметрів $P_{у.тр}/P_y$, σ_p , f і збільшенням $K_{ш,р}$. Це узгоджується із практикою алмазного та абразивного шліфування. У табл. 5.5 наведено розрахункові значення безрозмірної величини $\alpha_3 = \frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{у.тр}} - 1\right)}$, що входить

у залежність (5.77).

Таблиця 5.5 – Розрахункові значення безрозмірної величини α_3

$P_{у.тр}/P_y$	0	0,25	0,5	0,75	1,0
α_3	0	0,33	1,0	3,0	∞

Із урахуванням того, що відношення $f/K_{ш}$ може змінюватися приблизно в межах 0,3 ... 1,0, перший і другий доданки залежності (5.77) можуть дорівнювати один одному за умови $P_{у.тр}/P_y \approx 0,5 \dots 0,75$. Із перевищенням даних значень відношення $P_{у.тр}/P_y$ другий доданок залежності більше першого і умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) буде необмежено збільшуватися.

Таким чином, показано, що умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) під час шліфування цілком однозначно визначається відношенням $P_{у.тр}/P_y$. Із його збільшенням умовне напруження різання σ необмежено збільшується, що обумовлено переважанням енергії тертя зв'язки круга із матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

Оскільки основні параметри шліфування аналітично залежать від відношення $\sigma/K_{ш}$, то слід отримати його аналітичне вираження:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p \cdot \left[1 + \frac{f}{K_{ш.р}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{у.тр}}{P_y} \right)}{\left(1 - \frac{P_{у.тр}}{P_y} \right)} \right]}{\left[K_{ш.р} \cdot \left(1 - \frac{P_{у.тр}}{P_y} \right) + f \cdot \frac{P_{у.тр}}{P_y} \right]} = \frac{\sigma_p}{K_{ш.р}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{у.тр}}{P_y} \right)}. \quad (5.78)$$

Графічно залежність (5.78) показано на рис. 5.21, із якого витікає, що зі збільшенням відношення $P_{у.тр}/P_y$ від 0 до 1 відношення $\sigma/K_{ш}$ збільшується від значення $\sigma_p/K_{ш.р}$ нескінченно.

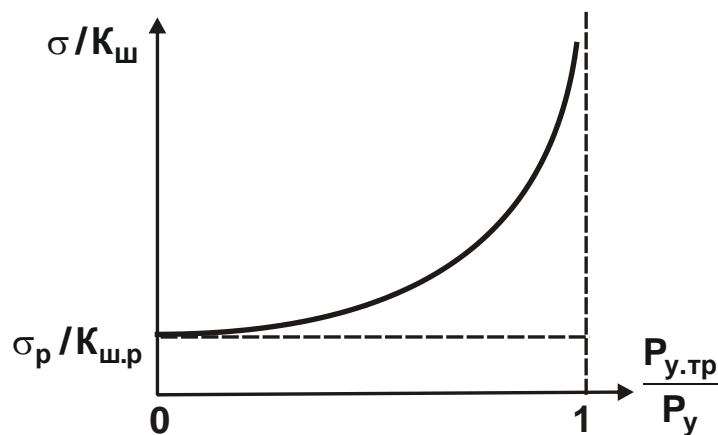


Рисунок 5.21 – Залежність відношення $\sigma/K_{ш}$ від відношення $P_{у.тр}/P_y$

Отже, наявність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом під час шліфування призводить до суттєвого збільшення відношення $\sigma/K_{ш}$ та, відповідно, силової і теплової напруженостей процесу шліфування. Тому основним шляхом зменшення відношення $\sigma/K_{ш}$ є зменшення відношення $P_{у.тр}/P_y \rightarrow 0$ (табл. 5.6), оскільки зменшення відношення $\sigma_p/K_{ш,p}$ (завдяки підвищенню гостроти ріжучих зерен круга) не призводить до суттєвого зменшення відношення $\sigma/K_{ш}$.

Таблиця 5.6 – Розрахункові значення величини $1/\left(1 - \frac{P_{у.тр}}{P_y}\right)$

$P_{у.тр}/P_y$	0	0,25	0,5	0,75	1,0
$1/\left(1 - \frac{P_{у.тр}}{P_y}\right)$	1	1,33	2,0	4,0	∞

На відміну від залежностей (5.71) і (5.77), залежність (5.78) не містить параметр f , що дозволяє більш просто та однозначно визначити енергетичний рівень процесу шліфування. Знаючи експериментальні значення $\sigma_p/K_{ш,p}$ і $\sigma/K_{ш}$ у початковий і поточний моменти шліфування, за залежністю (5.78) не складно визначити відношення $P_{у.тр}/P_y$ і таким чином виконати оцінювання частки енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

Перетворимо залежність (5.78) із урахуванням наступних виразів: $P_y = P_{у,p} + P_{у.тр} = c \cdot y_1 + c \cdot y_2$; $y_1 = t - t_{ф}$; $y_2 = n \cdot (t - t_{ф})$, де y_1 і y_2 – величини пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, від дії сил $P_{у,p}$; $P_{у.тр}$; $t_{ф}$ – фактична глибина шліфування; n – кількість проходів круга. Тоді

$$\frac{1}{\left(\frac{P_{у.тр}}{P_y} - 1\right)} = \frac{1}{\left(\frac{y_1 + y_2}{y_2} - 1\right)} = \frac{y_2}{y_1} = n; \quad (5.79)$$

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{ш,p}} \cdot n. \quad (5.80)$$

У залежності (5.80) функцію безрозмірної величини α_3 виконує параметр n . Із його збільшенням умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) необмежено збільшується. За умови $n > K_{ш,р}/f$ другий доданок залежності (5.77), який визначається умовами тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, більше першого доданку. Перетворимо величину σ_p :

$$\begin{aligned}\sigma_p &= \frac{P_{z,р} \cdot V_{кр}}{Q_\phi} = \frac{K_{ш,р} \cdot P_{y,р} \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \frac{K_{ш,р} \cdot c \cdot y \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \\ &= \frac{K_{ш,р} \cdot c \cdot (t - t_\phi) \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \frac{K_{ш,р} \cdot c \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 \right).\end{aligned}\quad (5.81)$$

Після підстановки залежності (5.81) у залежність (5.80), маємо:

$$\sigma = \sigma_p + \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 \right).\quad (5.82)$$

Другий доданок залежності (5.82) дорівнює величині $\sigma_{тр}$. Таким чином, показано, що із фізичної точки зору умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) обумовлене відмінністю фактичної та номінальної глибин шліфування t_ϕ/t , а також кількістю проходів круга n . За умови $t_\phi \rightarrow t$, що досягається забезпеченням високої ріжучої здатності круга, умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) зменшується.

5.7. Теоретичний аналіз взаємозв'язку між енергоємністю і продуктивністю обробки під час шліфування

Як відомо, продуктивність обробки залежить від відношення фактичної і номінальної глибин шліфування t_ϕ/t . Чим воно більше, тим більше продуктивність обробки. Тому необхідно визначити відношення t_ϕ/t . Із метою спрощення розрахунків розглянуто процес плоского шліфування (рис. 5.22), у якому виникаюча радіальна складова сили різання P_y урівноважується силою пружності $c \cdot y$. Радіальна складова сили різання P_y виражається залежністю:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{мит}}{K_{ш}} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_{ф}}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}}{V_{кр}}, \quad (5.83)$$

де $S_{мит} = Q_{ф} / V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

$Q_{ф} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}$ – фактична продуктивність обробки, м³/с.

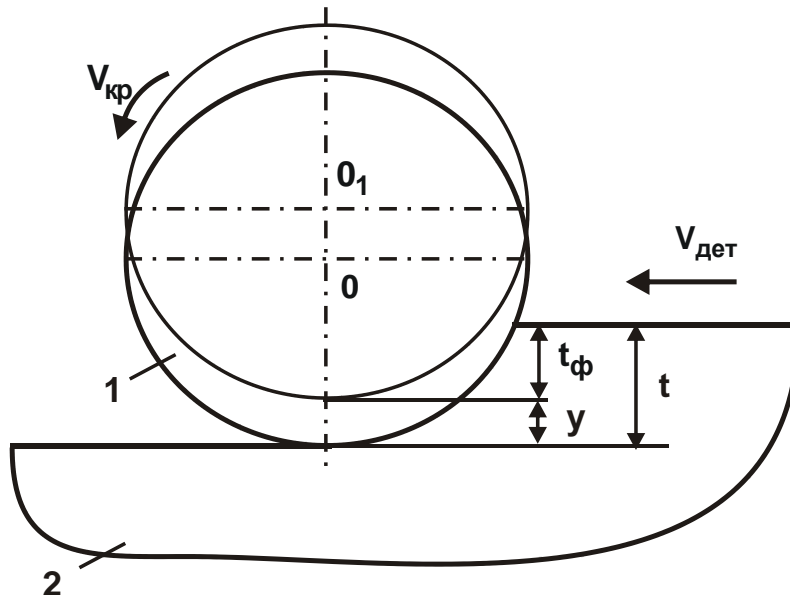


Рисунок 5.22 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:
1 – круг; 2 – деталь

Відношення $t_{ф} / t$ визначене за умови рівноваги сил P_y і $c \cdot y$ із урахуванням залежності $t = t_{ф} + y$:

$$\frac{t_{ф}}{t} = \frac{1}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}\right)}. \quad (5.84)$$

Як видно, відношення $t_{ф} / t$ тим більше, чим менше параметри σ , B , $V_{дет}$ і більше параметри c , $K_{ш}$, $V_{кр}$. У цьому випадку умовне напруження різання σ описується залежністю [93]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{ш}}, \quad (5.85)$$

а коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ – залежністю [93]:

$$K_{ш} = \frac{1}{\text{tg}(\gamma + \psi)}, \quad (5.86)$$

де $\sigma_{\text{СТ}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

ψ – умовний кут тертя на передній поверхні ріжучого зерна
($\text{tg}\psi = f$ – коефіцієнт тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом).

Після підстановки залежності (5.86) у залежність (5.85), визначено умовне напруження різання σ і відношення $\sigma/K_{\text{Ш}}$:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}(\gamma + \psi); \quad (5.87)$$

$$\frac{\sigma}{K_{\text{Ш}}} = 2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi). \quad (5.88)$$

Залежність (5.84) із урахуванням залежностей (5.87) і (5.88) вира- зиться:

$$\frac{t_{\text{ф}}}{t} = \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot V_{\text{кр}}}\right)}. \quad (5.89)$$

Чим менше кут γ , тобто чим гостріше ріжучі зерна круга, тим більше коефіцієнт шліфування $K_{\text{Ш}}$ та, відповідно, більше відношення $t_{\text{ф}}/t$. За фізичною суттю кут γ дорівнює негативному передньому куту ріжучого зерна. Умовний кут тертя ψ може змінюватися у межах $0 \dots 45^\circ$ (як правило, у межах $10 \dots 30^\circ$). Очевидно, зі збільшенням кута ψ умовне напруження різання σ збільшується, що призводить до зменшення відношення $t_{\text{ф}}/t$. Тому з погляду збільшення відношення $t_{\text{ф}}/t$ важливо кут ψ зменшувати завдяки застосуванню ефективних технологічних середовищ, які зменшують коефіцієнт тертя інструментального та оброблюваного матеріалів, а також завдяки застосуванню абразивних (інструментальних) матеріалів, що характеризуються низьким коефіцієнтом тертя (наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів: алмаза, ельбора та ін.).

У табл. 5.7 наведено розраховані за залежністю (5.86) значення коефіцієнта шліфування $K_{\text{Ш}}$. Як видно, зі збільшенням кута $\gamma + \psi$ коефіцієнт шліфування $K_{\text{Ш}}$ безупинно зменшується аж до нуля.

За експериментальними даними, наведеними у науково-технічній літературі, коефіцієнт шліфування $K_{\text{Ш}}$ приймає значення $0,1 \dots 1,0$. Отже, кут $\gamma + \psi$ змінюється у межах $45 \dots 85^\circ$. Вважається, що кут ψ

змінюється у межах $5 \dots 45^\circ$, оскільки коефіцієнт тертя $f = \operatorname{tg}\psi$ відповідає значенням $0,1 \dots 1,0$. Виходячи із цього, кут γ може приймати значення $(40 \dots 80^\circ) - (0 \dots 40^\circ)$, тобто за мінімального значення кута $\psi = 45^\circ$ кут $\gamma = 40 \dots 80^\circ$, а за максимального значення кута $\psi = 45^\circ$ кут $\gamma = 0 \dots 40^\circ$.

Таблиця 5.7 – Розрахункові значення $K_{\text{ш}}$ залежно від кута $\gamma + \psi$

$\gamma + \psi$, град	0	30	45	60	70	80	85	90
$K_{\text{ш}}$	∞	1,733	1,0	0,577	0,364	0,176	0,087	0

Зважаючи на те, що нижня межа коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ становить приблизно 0,1, умовне напруження різання σ , згідно залежності (5.85), може приймати значення, що у 20 разів перевищує межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу $\sigma_{\text{СТ}}$. Таке значне розходження параметрів σ і $\sigma_{\text{СТ}}$ пов'язане зі збільшенням негативного переднього кута γ ріжучого зерна через його зношування і затуплення. Наприклад, під час обробки твердого сплаву, у якого $\sigma_{\text{СТ}} = 4 \cdot 10^3$ МПа, умовне напруження різання σ , виходячи із залежності (5.85), може скласти $80 \cdot 10^3$ МПа. Згідно експериментальним даним, наведеним у роботі [93] (рис. 5.23), які отримано під час мікрорізання одиничним алмазним зерном твердого сплаву Т15К6, умовне напруження різання σ досягає максимального значення $90 \cdot 10^3$ МПа. Це погодиться із теоретичними результатами.

Найменше значення $\sigma = 17,5 \cdot 10^3$ МПа має місце за умови $K_{\text{ш}} = 0,65$. Для даного значення $K_{\text{ш}}$ умовне напруження різання σ , розраховане за залежністю (5.85), дорівнює $12,3 \cdot 10^3$ МПа, що фактично відповідає експериментальному значенню. У цьому випадку розходження значень σ і $\sigma_{\text{СТ}}$ менше і становить усього 3 рази.

У роботі [46] показано, що для максимального використання потенційних (ріжучих) можливостей круга швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ необхідно встановлювати за залежністю:

$$V_{\text{дет}} = \frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{мах}}^3}{630 \cdot \pi \cdot X^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t}}, \quad (5.90)$$

де m – об'ємна концентрація зерен круга (наприклад, для 100 %-ої концентрації зерен алмазного круга – $m = 100$);

H_{\max} – максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, м.

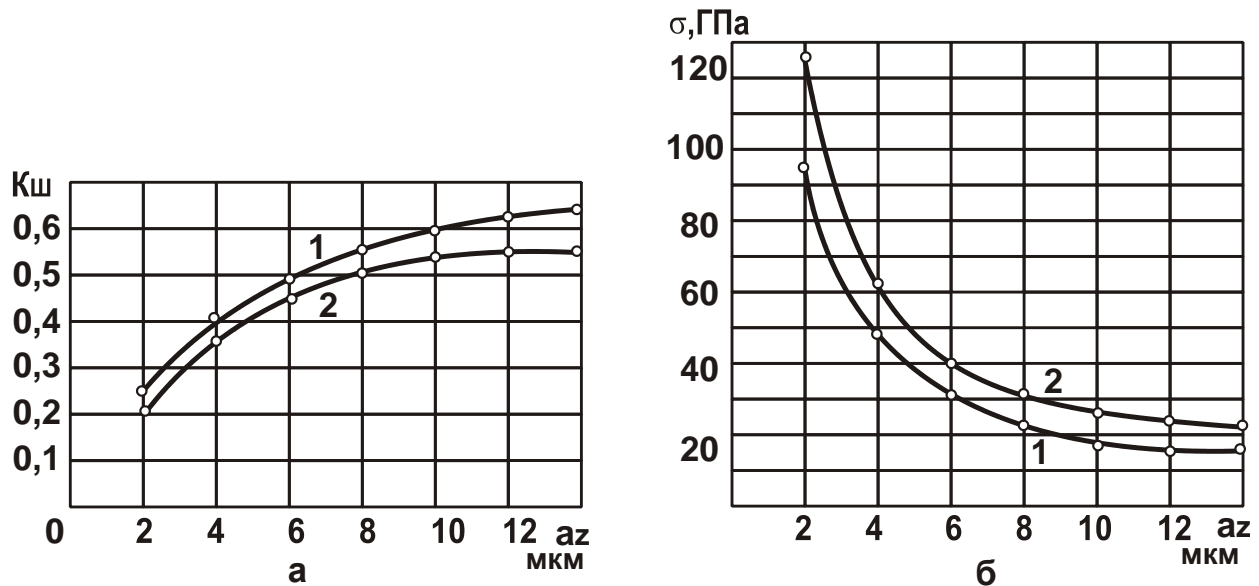


Рисунок 5.23 – Вплив товщини зрізу a_z на коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ (а) і умовне напруження різання σ (б): алмазне зерно АС50; швидкість різання $v = 20$ м/с; оброблюваний матеріал: 1 – твердий сплав Т15К6; 2 – твердий сплав ТН-20

Після підстановки залежності (5.90) у залежність (5.89), отримано:

$$\frac{t_{\text{ф}}}{t} = \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot B \cdot m \cdot H_{\text{max}}^3 \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t}}}{630 \cdot \pi \cdot X^3 \cdot c} \right)}. \quad (5.91)$$

Зі збільшенням номінальної глибини шліфування t відношення $t_{\text{ф}}/t$ збільшується, що указує на можливість підвищення фактичної продуктивності обробки $Q_{\text{ф}} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф}}$ в умовах глибинного шліфування.

Залежність (5.90) отримана без урахування утворення в технологічній системі пружного переміщення y , тобто для випадку $t_{\text{ф}} = t$. У дійсності параметри $t_{\text{ф}}$ і t пов'язані між собою вираженням $t_{\text{ф}} = t - y$. У зв'язку із цим у залежності (5.90) замість номінальної глибини шліфування t необхідно розглядати фактичну глибину шліфування $t_{\text{ф}}$:

$$V_{\text{дет}} = \frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t_{\text{ф}}}} \quad (5.92)$$

Фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф}}$ описується:

$$Q_{\text{ф}} = \frac{B \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^3 \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t_{\text{ф}}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \quad (5.93)$$

Підставляючи залежність (5.90) у залежність (5.83), за умови рівноваги сил P_y і $(c \cdot y)$ із урахуванням залежності $t = t_{\text{ф}} + y$, маємо

$$y = C_0 \cdot \sqrt{t - y} \quad (5.94)$$

або

$$y^2 + C_0 \cdot y - C_0 \cdot t = 0, \quad (5.95)$$

$$\text{де } C_0 = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot m \cdot H_{\text{max}}^3 \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot c}.$$

Розв'язок квадратного рівняння:

$$y = \frac{2 \cdot t}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{C_0}}\right)} \quad (5.96)$$

Очевидно, зі збільшенням номінальної глибини шліфування t величина пружного переміщення y збільшується. У той же час відношення

$$\frac{y}{t} = \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{C_0}}\right)} \quad (5.97)$$

зі збільшенням t , навпаки, зменшується, що указує на підвищення ефективності процесу шліфування.

Із урахуванням залежності $y = t - t_{\text{ф}}$ маємо:

$$\frac{t_{\text{ф}}}{t} = 1 - \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{C_0}}\right)} \quad (5.98)$$

Як видно, зі збільшенням номінальної глибини шліфування t відношення $t_{\text{ф}}/t$ збільшується. Отже, аналогічно залежності (5.91), домогтися збільшення відношення $t_{\text{ф}}/t$ можна завдяки переходу до глибинного шліфування, забезпечуючи знімання припуску за один прохід

круга. При цьому швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно встановлювати відповідно залежності (5.92) із урахуванням залежності (5.98), тобто:

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot t \cdot \left[1 - \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{C_0}} \right)} \right]} \quad (5.99)$$

Порівняно із аналогічною залежністю (5.90), роль номінальної глибини шліфування t у залежності (5.99) підсилюється, оскільки швидкість деталі $V_{дет}$ більшою мірою зменшується зі збільшенням номінальної глибини шліфування t . Фактична продуктивність обробки $Q_{ф}$, навпаки, більшою мірою збільшується зі збільшенням номінальної глибини шліфування t . Це витікає із залежності:

$$Q_{ф} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф} = \frac{B \cdot m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot t \cdot \left[1 - \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{C_0}} \right)} \right]} \quad (5.100)$$

Таким чином показано, що встановлення швидкості деталі $V_{дет}$ на основі уточненої залежності (5.99) дозволяє підвищити фактичну продуктивність обробки $Q_{ф}$ завдяки збільшенню відношення $t_{ф}/t$ за умови максимального використання міцності робочої поверхні шліфувального круга, узагальнено вираженої параметром H_{max} . За невиконання даної умови, тобто коли швидкість деталі $V_{дет}$ перевищує розраховане за залежністю (5.99) відповідне значення $V_{дет}$, параметр H_{max} збільшиться. Це призведе до інтенсивного контакту оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, підвищення сили тертя і енергоємності обробки, а отже, до підвищення сили і температури різання, зниження працездатності круга, продуктивності обробки та параметрів точності і якості оброблюваних поверхонь. У зв'язку із цим важливо визначити енергоємність обробки, обумовлену тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, і умови її зменшення з метою підвищення параметрів точності, якості та продуктивності обробки.

5.8. Оцінювання впливу інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на енергоємність обробки під час шліфування

Для аналізу закономірностей зміни енергоємності обробки важливо розглянути процес плоского багатопрхідного шліфування за жорсткою схемою із номінальною глибиною шліфування t (рис. 5.22). Прийнято, що ріжучої здатності круга недостатньо для видалення шару матеріалу товщиною t , тобто круг може зрізати лише шар матеріалу товщиною $t_{\phi} < t$. Тоді невилучений шар матеріалу буде призводити до утворення у технологічній системі пружного переміщення y . Рівняння балансу переміщень у технологічній системі прийме вигляд:

$$n \cdot t = n \cdot t_{\phi} + y \quad (5.101)$$

або

$$y = n \cdot (t - t_{\phi}). \quad (5.102)$$

Вважаючи величину $(t - t_{\phi})$ постійною для конкретних умов шліфування, на рис. 5.24 показано характер зміни величини пружного переміщення залежно від кількості проходів круга n . У цьому випадку відбувається пропорційне збільшення величини пружного переміщення y зі збільшенням кількості проходів круга n . Стабілізація процесу шліфування у часі не наступає. Це указує на необхідність обмеження кількості проходів круга n (у зв'язку із високою силовою і тепловою напруженостями процесу шліфування) або на необхідність зменшення величини $(t - t_{\phi})$, що викликає зменшення продуктивності обробки і не завжди ефективно.

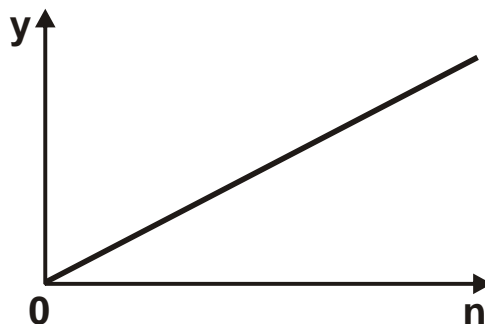


Рисунок 5.24 – Залежність величини пружного переміщення y від кількості проходів круга n

Таким чином показано, що наявність контакту зв'язки круга із оброблюваним матеріалом принципово змінює характер залежності величини пружного переміщення y від часу обробки τ на етапі урізання (рис. 5.3), який установлено без урахування контакту зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це узгоджується із експериментальними даними, отриманими під час дослідження процесу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування багатолезових інструментів зі швидкорізальної сталі Р18 кругами із ельбору на різних зв'язках (рис. 5.25 [93]).

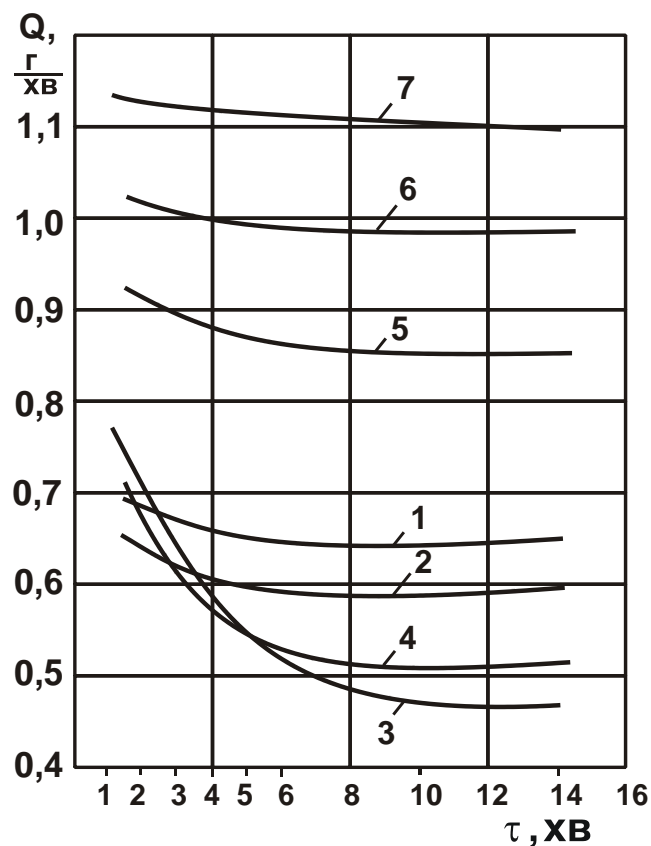


Рисунок 5.25 – Зміна фактичної продуктивності обробки Q із часом шліфування τ ельборовими кругами на різних зв'язках: 1 – В2-01; 2 – КБ; 3 – В1-02; 4 – С10; 5 – В2-01 (із металізованими ельборовими зернами розплавом Ni); 6 – В2-01 (із металізованими ельборовими зернами розплавом Cu-Ag-Ti); 7 – М1-04

Як видно, із часом фактична продуктивність обробки, а, відповідно, і фактична глибина шліфування t_{ϕ} спочатку зменшуються, потім практично стабілізуються і надалі залишаються незмінними. Причому, для кожної характеристики круга існує своя фактична продуктивність

обробки і фактична глибина шліфування t_{ϕ} . Показано, що характер зміни фактичної продуктивності обробки, а отже, і величини пружного переміщення y , підкоряється закономірностям, які витікають із рис. 5.24, а не з рис. 5.3. Із цього можна зазначити, що під час шліфування переважає тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, оскільки у іншому випадку характер зміни фактичної продуктивності обробки в часі підкорявся б графікові, показаному на рис. 5.3.

Виходячи зі сказаного, важливо визначити умовне напруження різання σ (енергоємність обробки), що визначається лише тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто, за суттю, визначити складову умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$. Для цього розглянуто плоске багатопрохідне шліфування за жорсткою схемою із номінальною глибиною шліфування t (рис. 5.22).

Прийнято, що ріжучої здатності круга недостатньо для видалення шару матеріалу товщиною t , тобто круг може зрізати лише шар матеріалу товщиною $t_{\phi} < t$. Тоді величина $\sigma_{\text{тр}}$ під час першого поздовжнього ходу круга визначиться:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{P_{z.\text{тр}}}{S_{\text{мит}}} = f \cdot P_{y.\text{тр}} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{Q_{\phi}}. \quad (5.103)$$

Виражаючи радіальну складову сили різання залежністю $P_{y.\text{тр}} = c \cdot y$, залежність (5.103) набуде вигляду:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{c \cdot y \cdot f \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}. \quad (5.104)$$

Із урахуванням виразу $y = t - t_{\phi}$ (рис. 5.26), маємо:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{c \cdot f \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1 \right). \quad (5.105)$$

Як видно, зі зменшенням фактичної глибини шліфування t_{ϕ} , тобто зі збільшенням величини пружного переміщення y , складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ збільшується. За умови $t_{\phi} = t$ складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}} = 0$. Це можливе у випадку відсутності тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, тобто коли у загальному енергетичному балансі процесу шліфування переважає частка енергії різання зернами круга.

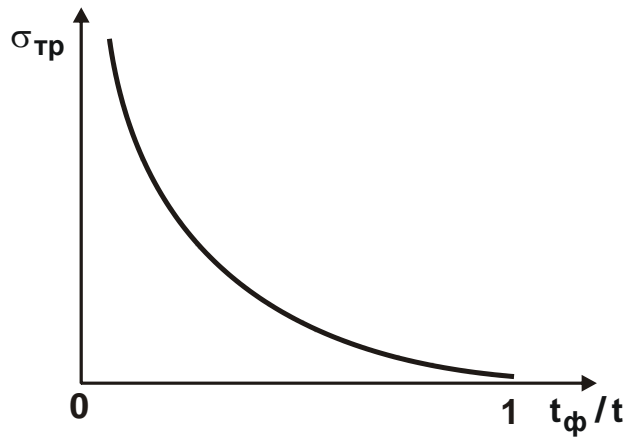


Рисунок 5.26 – Залежність $\sigma_{тр}$ від t_{ϕ}/t

Під час другого проходу круга залежність (5.105) залишається такою самою із тією лише відмінністю, що замість величини y треба розглядати величину $2y$. Відповідно, під час третього проходу круга замість величини y треба розглядати величину $3y$ і т. д. Остаточно під час n -го проходу круга залежність (5.105) набуде вигляду:

$$\sigma_{тр} = \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1 \right). \quad (5.106)$$

Наявність множника n у залежності (5.106) указує на достатньо інтенсивне збільшення складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$ зі збільшенням кількості проходів круга. Цим, властиво, можна пояснити те, що умовне напруження різання (енергоємність обробки) під час шліфування багаторазово перевищує умовне напруження різання (енергоємність процесу різання) окремим зерном. Із фізичної точки зору, це обумовлено наявністю виникаючих значних пружних переміщень у технологічній системі та інтенсивним тертям оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга. Причому, як витікає із залежності (5.106), збільшення складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$ не пов'язане із затупленням зерен круга, хоча, безсумнівно, поява на зернах круга майданчиків зношування призводить до ще більш інтенсивного збільшення складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$.

Із залежності (5.106) витікає, що за умови $t_{\phi} \rightarrow 0$ справедлива умова $\sigma_{тр} \rightarrow \infty$ (рис. 5.26). Це відповідає аналогічному аналітичному рішення, яке витікає із залежності (5.75) і графічно представлено на

рис. 5.20,б. Отже, необмежене збільшення складової умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ обумовлене зменшенням фактичної глибини шліфування $t_{\text{ф}} \rightarrow 0$ внаслідок втрати ріжучої здатності круга.

Використовуючи даний підхід, слід перетворити залежність (5.77) із урахуванням виразу: $P_y = P_{y.p} + P_{y.тр} = c \cdot y_1 + c \cdot y_2$, що враховує як процес тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, так і процес різання зернами круга. Тут величини y_1 й y_2 визначають пружні переміщення, які утворюються у технологічній системі під дією складових сили різання $P_{y.p}$, $P_{y.тр}$. При цьому сумарне пружне переміщення дорівнює $y = y_1 + y_2$. Приймаючи, що під час першого проходу круга $y = t - t_{\text{ф}}$, то справедливі вираження: $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\text{ф}})$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\text{ф}})$, де $\alpha = 0 \dots 1$ – безрозмірна величина.

Приймаючи, що під час другого проходу круга $y = 2 \cdot (t - t_{\text{ф}})$, отримано: $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\text{ф}})$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\text{ф}}) + (t - t_{\text{ф}}) = (2 - \alpha) \cdot (t - t_{\text{ф}})$.

Під час n -го проходу круга $y = n \cdot (t - t_{\text{ф}})$. Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\text{ф}})$;
 $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\text{ф}}) + (n - 1) \cdot (t - t_{\text{ф}}) = (n - \alpha) \cdot (t - t_{\text{ф}})$.

Відношення $\frac{P_{y.тр}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$. Отже, зі збільшенням кількості

проходів круга n дане відношення збільшується фактично від 0 до 1, що відповідає умовам шліфування. Тоді:

$$\frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{y.тр}} - 1\right)} = \frac{1}{\left(\frac{y_1 + y_2}{y_2} - 1\right)} = \frac{y_2}{y_1} = \frac{n}{\alpha} - 1. \quad (5.107)$$

Відповідно залежність (5.77) набуде вигляду:

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{ш.р}}} \cdot \left(\frac{n}{\alpha} - 1\right). \quad (5.108)$$

Зі збільшенням кількості проходів круга n умовне напруження різання σ збільшується. За умови $\left(\frac{n}{\alpha} - 1\right) > \frac{K_{\text{ш.р}}}{f}$ другий доданок залежності (5.77), що визначається умовами тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, більше першого доданка. Складова умовного напруження різання σ_p може бути перетворена до вигляду:

$$\begin{aligned}\sigma_p &= \frac{P_{z,p} \cdot V_{кр}}{Q_\phi} = \frac{K_{ш,p} \cdot P_{у,p} \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \frac{K_{ш,p} \cdot c \cdot y_1 \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \\ &= \frac{K_{ш,p} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \alpha}{B \cdot V_{дет}} \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 \right).\end{aligned}\quad (5.109)$$

Підставляючи залежність (5.109) у (5.108), маємо

$$\sigma = \sigma_p + \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot (n - \alpha) \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 \right).\quad (5.110)$$

У підсумку другий доданок залежності (5.110) дорівнює величині $\sigma_{тр}$, яка визначається залежністю (5.108), розглядаючи у ній замість кількості проходів круга n величину $(n - \alpha)$, що входить у залежність для визначення пружного переміщення y_2 . Таким чином встановлено, що на основі двох різних підходів прийшли до однієї й тієї ж залежності для визначення умовного напруження різання. Це указує, по-перше, на вірогідність отриманого теоретичного рішення, по-друге, на те, що із фізичної точки зору умовне напруження різання обумовлене розходженням фактичної та номінальної глибин шліфування, тобто обумовлене зміною відношення t_ϕ / t . Зі збільшенням кількості проходів круга n умовне напруження різання σ необмежено збільшується. Отже, основними шляхами зменшення умовного напруження різання σ є забезпечення примірної рівності значень t_ϕ і t , а також виключення впливу кількості проходів круга n на умовне напруження різання σ шляхом підтримання у процесі шліфування в технологічній системі заданого натягу, що визначається міцністю робочої поверхні круга.

Використовуючи залежність (5.71) і $\frac{P_{у,тр}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$, визначено коефіцієнт шліфування:

$$K_{ш} = K_{ш,p} \cdot \frac{\alpha}{n} + f \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{n} \right).\quad (5.111)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується, головним чином, завдяки зменшенню першого доданка, наближаючись до значення коефіцієнта тертя f зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Відношення $\sigma / K_{ш}$, яке визначається залежністю (5.78), набуде вигляду:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma_p}{K_{\text{ш},p}} \cdot \frac{n}{\alpha} = \frac{c \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_{\text{ф}}} - 1 \right). \quad (5.112)$$

У цьому випадку відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$, також як і параметри σ і $K_{\text{ш}}$, визначається кількістю проходів круга n і $t/t_{\text{ф}}$. Із їхнім збільшенням відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$ необмежено збільшується.

Для визначення величини $\sigma_{\text{тр}}$ за залежністю (5.106) прийнято наступні вихідні дані: $t/t_{\text{ф}} = 2$; $c = 10^7$ Н/м; $n = 20$; $f = 0,5$; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $B = 20$ мм; $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв. У підсумку отримано $\sigma_{\text{тр}} = 30 \cdot 10^4$ МПа. Як видно, дане значення більше аналогічного значення умовного напруження різання $\sigma = 8 \cdot 10^4$ МПа, отриманого у п. 5.7 розрахунковим шляхом для тих же умов обробки, але без урахування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, тобто коли в процесі шліфування приймають участь лише ріжучі зерна.

Цим показано, що основною причиною збільшення умовного напруження різання (енергоємності обробки) під час шліфування є тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом у зв'язку із утворенням на оброблюваній поверхні після кожного проходження круга "недорізу" величиною $t - t_{\text{ф}}$. Підсумовування "недорізів" призводить до збільшення величини пружного переміщення та енергоємності обробки, що є основною причиною збільшення температури шліфування.

Із урахуванням залежності (5.105), зменшити умовне напруження різання (енергоємність обробки) для заданої продуктивності обробки можна застосуванням пружної схеми шліфування із фіксованим радіальним зусиллям $P_y = c \cdot y$. У цьому випадку кількість проходів круга n не буде впливати на умовне напруження різання (енергоємність обробки), що має місце під час шліфування за жорсткою схемою, виходячи із залежності (5.106).

Використовуючи залежність (5.106), можна проаналізувати основні шляхи зменшення величини $\sigma_{\text{тр}}$. Вони полягають, головним чином, у збільшенні фактичної глибини шліфування $t_{\text{ф}} \rightarrow t$, оскільки у цьому випадку $\sigma_{\text{тр}} \rightarrow 0$, тобто зникає частка енергії тертя під час шліфуванні.

Збільшити фактичну глибину шліфування $t_{\text{ф}}$ можна різними методами. По-перше, застосуванням ефективних методів правлення кру-

га, які забезпечують збільшене виступання вершин зерен над рівнем зв'язки, достатнє для видалення шару матеріалу товщиною t_{ϕ} та вільне розміщення стружок й інших продуктів обробки у міжзеренному просторі круга. Ефективно у даному напрямі застосування високопористих кругів, а також електрофізикохімічних методів правлення алмазних кругів на металевих зв'язках, таких як електроерозійне й електрохімічне правлення.

Важливим шляхом збільшення фактичної глибини шліфування $t_{\phi} \rightarrow t$ є реалізація динамічних ефектів під час шліфування, наприклад, шляхом використання методу переривчастого шліфування, коли обробка здійснюється шліфувальним кругом із виступами і вирізами [110] (рис. 5.27). У цьому випадку ріжучі зерна глибше впроваджуються в оброблюваний матеріал і, за суттю, дозволяють виконати умову $t_{\phi} \rightarrow t$.

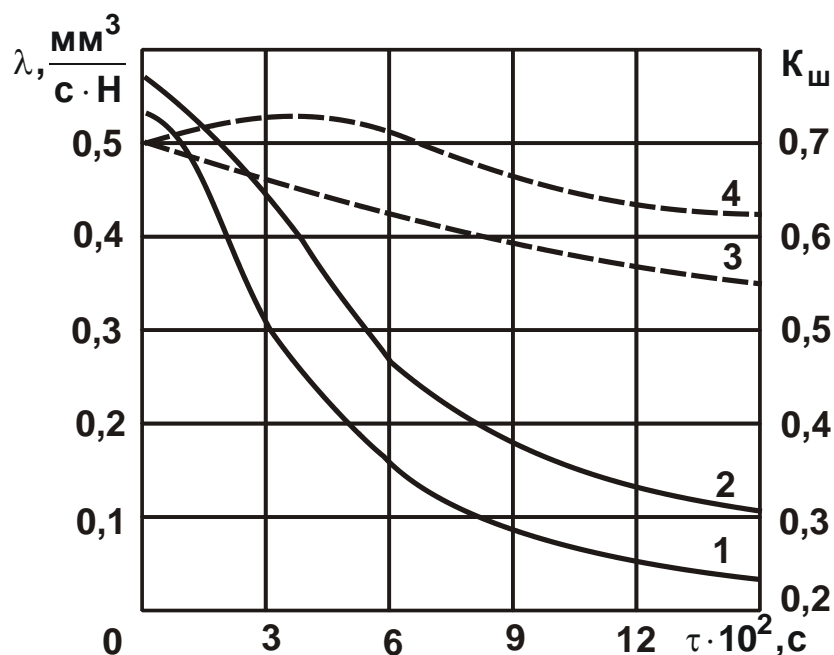


Рисунок 5.27 – Залежності величин $\lambda = Q/P_y$ (1; 3) і $K_{\text{ш}} = P_z/P_y$ (2; 4) від часу шліфування τ суцільним і переривчастим кругами 24A 25 HCM26K5: контурні лінії – суцільний круг; пунктирні лінії – переривчастий круг

При цьому завдяки ударному характеру взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю відбувається безперервне його правлення, що забезпечує високу ріжучу здатність круга (рис. 5.27).

5.9. Визначення енергоємності обробки на основі балансу переміщень у технологічній системі із урахуванням розмірного зношування круга

Із огляду на важливість отриманих у п.5.8 рішень, необхідно провести їхній детальний аналіз із урахуванням балансу переміщень у технологічній системі й розмірного зношування круга Δ , а також того, що фактична глибина шліфування t_{ϕ} обумовлена міцністю робочої поверхні круга:

$$n \cdot t = n \cdot t_{\phi} + y + \Delta. \quad (5.113)$$

Аналогічно підходу, запропонованому у п. 5.8, прийнято, що радіальна складова сили різання аналітично описується вираженням $P_y = P_{y.p} + P_{y.тр} = c \cdot y_1 + c \cdot y_2$, що враховує як процес тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, так і процес різання зернами круга. Величини y_1 і y_2 визначають пружні переміщення, що утворюються у технологічній системі під дією складових сили різання $P_{y.p}$, $P_{y.тр}$. Сукупне пружне переміщення y із урахуванням залежності (5.113) визначається:

$$y = y_1 + y_2 = n \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right).$$

Можна вважати, що під час першого проходу круга справедлива залежність $y = t - t_{\phi} - \Delta$. Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\phi} - \Delta)$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\phi} - \Delta)$, де $\alpha = 0 \dots 1$ – безрозмірна величина.

Відповідно, під час другого проходу круга $y = 2 \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right)$. Тоді

$$y_1 = \alpha \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right);$$

$$y_2 = (1 - \alpha) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right) + \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right) = (2 - \alpha) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right).$$

Під час n -го проходу круга $y = n \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right)$. Тоді

$$y_1 = \alpha \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right);$$

$$y_2 = (1 - \alpha) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right) + (n - 1) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right) = (n - \alpha) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right).$$

Відношення $\frac{P_{y.тр}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$. Тоді

$$\frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{y.тр}} - 1\right)} = \frac{1}{\left(\frac{y_1 + y_2}{y_2} - 1\right)} = \frac{y_2}{y_1} = \frac{n}{\alpha} - 1. \quad (5.114)$$

Відповідно, залежність (5.77) після перетворень прийме вигляд залежності (5.108):

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{ш.р}} \cdot \left(\frac{n}{\alpha} - 1\right). \quad (5.115)$$

Складова умовного напруження різання σ_p визначається:

$$\begin{aligned} \sigma_p &= \frac{P_{z.p} \cdot V_{кр}}{Q_\phi} = \frac{K_{ш.р} \cdot P_{y.p} \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \frac{K_{ш.р} \cdot c \cdot y_1 \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi} = \\ &= \frac{K_{ш.р} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \alpha}{B \cdot V_{дет}} \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 - \frac{\Delta}{n \cdot t_\phi}\right). \end{aligned} \quad (5.116)$$

Після підстановки залежності (5.116) у залежність (5.115), за умови $\Pi = n \cdot t$, отримано:

$$\sigma = \sigma_p + \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot (n - \alpha) \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 - \frac{\Delta}{\Pi} \cdot \frac{t}{t_\phi}\right). \quad (5.117)$$

Залежність (5.117) аналогічна залежності (5.110) із тією відмінністю, що містить у круглих дужках додатковий доданок $\frac{\Delta}{\Pi} \cdot \frac{t}{t_\phi}$. Зі збільшенням величини Δ цей доданок збільшується, що призводить до зменшення величини σ . Відношення $\sigma/K_{ш}$, яке визначається залежністю (5.78), після перетворень із урахуванням вираження

$\frac{P_{y.тр}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$, прийме вигляд:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{ш.р}} \cdot \frac{n}{\alpha} = \frac{c \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_\phi} - 1 - \frac{\Delta}{n \cdot t_\phi}\right). \quad (5.118)$$

Відношення $\sigma/K_{ш}$ аналогічне умовному напруженню різання σ суттєво залежить від розмірного зношування круга Δ . Із його збільшенням відношення $\sigma/K_{ш}$ зменшується. Вважаючи величину $(t - t_\phi)$ постійною для конкретних умов шліфування, із рівняння (5.113) витікає

умова зменшення умовного напруження різання σ та його основної складової $\sigma_{\text{тр}}$. Вона полягає у збільшенні розмірного зношування круга Δ до значення $\Delta \rightarrow n \cdot (t - t_{\text{ф}})$ завдяки реалізації режиму самозагострювання круга. Тоді пружне переміщення $y = 0$ і, відповідно, $\sigma_{\text{тр}} = 0$. На підставі сказаного можна зазначити, що забезпечити виконання умови $\sigma_{\text{тр}} \rightarrow 0$ можна двома шляхами: $t_{\text{ф}} \rightarrow t$ і $\Delta \rightarrow n \cdot (t - t_{\text{ф}})$ (рис. 5.28).

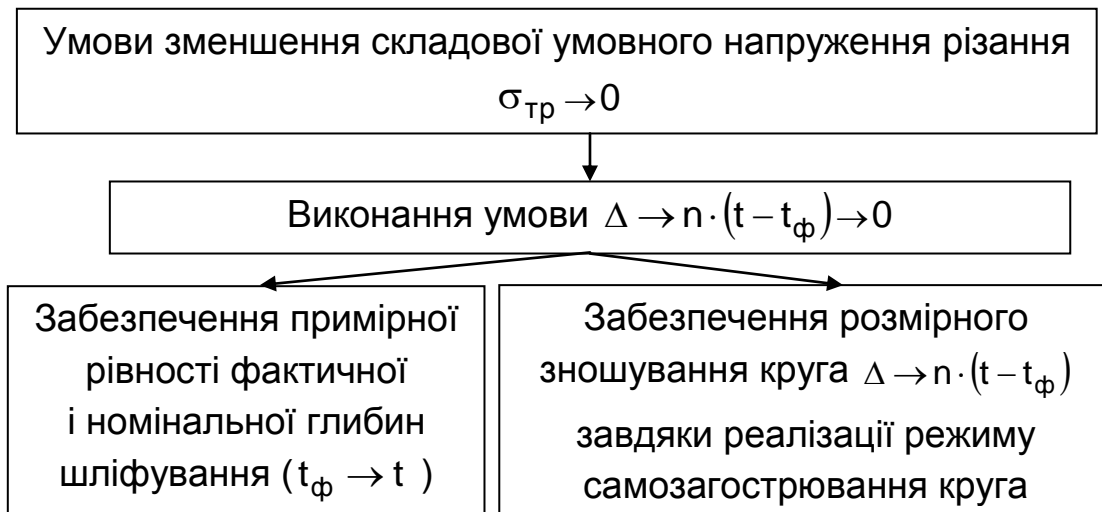


Рисунок 5.28 – Структурна схема реалізації умови $\sigma_{\text{тр}} \rightarrow 0$

За умови $n = \Pi / t$ складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ опишеться:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{c \cdot f \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi}{Q} \cdot \left[\frac{t}{t_{\text{ф}}} \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\Pi} \right) - 1 \right] = c \cdot f \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi \cdot \left[\frac{1}{Q_{\text{ф}}} \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\Pi} \right) - \frac{1}{Q} \right], \quad (5.119)$$

де $Q = V \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – номінальна продуктивність обробки, $\text{м}^3/\text{с}$.

Із залежності (5.119) витікають 4 основні напрями зменшення складової умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$:

- 1) виконання умови $t_{\text{ф}} \rightarrow t$ або забезпечення примірної рівності фактичної $Q_{\text{ф}}$ і номінальної Q продуктивності обробки;
- 2) збільшення номінальної і фактичної продуктивності обробки;
- 3) застосування відносно м'яких кругів, які повністю або частково компенсують виникнення пружних переміщень у технологічній системі завдяки розмірному зношуванню шліфувального круга Δ та забезпечення його роботи у режимі інтенсивного самозагострювання;
- 4) зменшення параметрів f і Π .

Швидкість круга $V_{кр}$, виходячи із залежності (5.119), неоднозначно впливає на складову умовного напруження різання $\sigma_{тр}$. Із однієї сторони, зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ зменшуються товщини зрізів окремими зернами круга, що сприяє збільшенню фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} і зменшенню складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$. Із іншої сторони, зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ відбувається збільшення складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$, оскільки швидкість круга безпосередньо входить у залежність (5.119). Очевидно, за певних умов шліфування складова умовного напруження різання $\sigma_{тр}$ буде зменшуватися зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$, за інших умов – збільшуватися або змінюватися за екстремальними залежностями, проходячи точки мінімуму або максимуму. Із метою зменшення складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$ слід прагнути до того, щоб зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ переважав фактор збільшення фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} .

На рис. 5.29 показано характер зміни коефіцієнта $k = \left[\frac{t}{t_{\phi}} \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\Pi} \right) - 1 \right]$, який входить у залежність (5.119), від відношення t/t_{ϕ} для різних значень Δ/Π .

Коефіцієнт k , а, отже, і складова умовного напруження різання $\sigma_{тр}$ можуть змінюватися у широких межах.

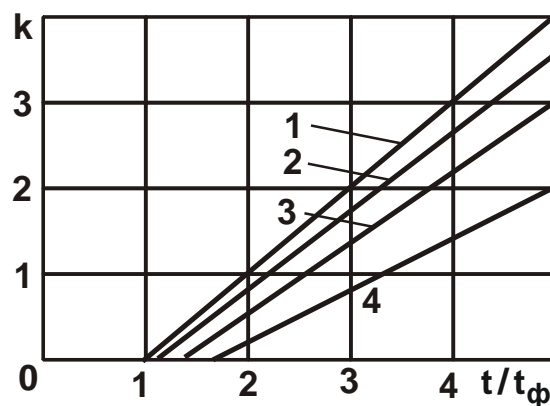


Рисунок 5.29 – Залежність коефіцієнта k від відношення t/t_{ϕ} :

1 – $\Delta/\Pi=0$; 2 – $\Delta/\Pi=0,1$; 3 – $\Delta/\Pi=0,2$; 4 – $\Delta/\Pi=0,4$

Із залежності (5.113) витікає чіткий зв'язок між величинами Δ і y : чим більше розмірне зношування шліфувального круга Δ , тим менше величина пружного переміщення y . Тому, збільшуючи жорсткість технологічної системи c та зменшуючи, тим самим, величину пружного переміщення y , збільшується величина Δ . Однак, складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ при цьому може як зменшуватися, так і збільшуватися, оскільки у дану залежність самостійно входить параметр c . Отже, жорсткість технологічної системи c неоднозначно впливає на складову умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$. Із цього можна зазначити, що існує оптимальне значення c , за яким складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ приймає найменше значення і яке необхідно визначити.

Відомо, що найменше зношування круга має місце під час алмазного шліфування. Отже, у цьому випадку умовне напруження різання (енергоємність обробки) завжди буде більше, ніж під час абразивного шліфування. Тому фактично неможливо компенсувати виникнення пружних переміщень у технологічній системі завдяки розмірному зношуванню шліфувального круга Δ , тоді як це цілком можна реалізувати під час шліфування відносно м'якими абразивними кругами, які працюють у режимі інтенсивного зношування та самозагострювання.

Під час алмазного шліфування залежність (5.119) із урахуванням умов $\Delta = 0$ і $t/t_{\text{ф}} = Q/Q_{\text{ф}}$ спрощується і приймає вигляд:

$$\sigma_{\text{тр}} = c \cdot f \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi \cdot \left(\frac{1}{Q_{\text{ф}}} - \frac{1}{Q} \right). \quad (5.120)$$

Очевидно, за умови $Q_{\text{ф}} = Q$ складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ дорівнює нулю. Отже, першою й основною умовою зменшення та навіть виключення із процесу шліфування параметра $\sigma_{\text{тр}}$ є забезпечення рівності фактичної та номінальної продуктивностей обробки. Складова умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ за фізичною суттю визначається розбіжністю фактичної та номінальної продуктивностей обробки. Чим воно більше, тим більше $\sigma_{\text{тр}}$.

Із цього витікає важливий висновок, який полягає у тому, що дисбаланс, який утворюється під час шліфування внаслідок розбіжності значень $Q_{\text{ф}}$ і Q , є основною причиною збільшення складової умовного

напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ і, відповідно, появи на оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів. Усунути зазначений вище дисбаланс можна шляхом застосування пружної схеми шліфування із фіксованим радіальним зусиллям P_y . Як вже зазначалося, у цьому випадку фізично виключається збільшення пружного переміщення у технологічній системі із часом обробки, що є позитивним чинником порівняно зі шліфуванням за жорсткою схемою. Даний висновок витікає із залежності (5.103). У зв'язку із цим важливо встановити оптимальне радіальне зусилля P_y , що забезпечує найменше умовне напруження різання σ (енергоємність обробки), яке визначається залежністю (5.87).

Для цього необхідно підставити залежність (5.88) у залежність (5.103) і виразити її відносно P_y :

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot \frac{Q_{\text{ф}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (5.121)$$

Як витікає із залежності (5.121), на радіальне зусилля P_y значно впливає кут $(\gamma + \psi)$. Із його збільшенням, тобто в міру зношування і затуплення зерен величина P_y збільшується. Тому за умови $P_y = \text{const}$ збільшення кута $(\gamma + \psi)$ призведе до зменшення фактичної продуктивності обробки $Q_{\text{ф}}$, а також і умовного напруження різання σ , згідно залежності (5.87), що є суттєвим недоліком пружної схеми шліфування.

Для ефективного здійснення процесу шліфування у даних умовах необхідно безупинно підтримувати високу ріжучу здатність круга шляхом застосування його правлення.

Слід зазначити, що під час шліфування за жорсткою схемою затуплення зерен круга впливає на продуктивність обробки у меншому ступені. Це, наприклад, витікає із залежності (5.89), у яку функція $\text{tg}^2(\gamma + \psi)$ входить окремим доданком. Збільшуючи параметри s , $V_{\text{кр}}$ і зменшуючи параметри H і $V_{\text{дет}}$, можна суттєво зменшити даний доданок і фактично нівелювати негативний вплив функції $\text{tg}^2(\gamma + \psi)$ на відношення $t_{\text{ф}}/t$ і, відповідно, продуктивність обробки. Однак, під час шліфування за жорсткою схемою, як і під час шліфування за пружною схемою, зі збільшенням кута $(\gamma + \psi)$ буде суттєво збільшуватися величина σ , згідно залежності (5.87).

Підставляючи у залежність (5.121) залежність (5.90) із урахуванням фактичної продуктивності обробки $Q_{\phi} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}$ і $t_{\phi} \approx t$, можна встановити оптимальне радіальне зусилля P_y , яке реалізує максимально можливу продуктивність обробки, що визначається міцністю робочої поверхні круга. Ця залежність рівноважна залежності (5.90) для визначення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ під час шліфування за жорсткою схемою.

Для більш повного аналізу можливостей зменшення складової умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ слід скористатися залежністю для визначення максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга, що за фізичною суттю відповідає фактичній продуктивності обробки Q_{ϕ} та із урахуванням залежності (5.90) описується:

$$Q_{\phi} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi} = \frac{B \cdot \text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t_{\phi}}}{630 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{H_{\text{max}}}{\bar{X}} \right)^3. \quad (5.122)$$

Підставляючи залежність (5.122) у залежність (5.120), маємо:

$$\sigma_{\text{тр}} = c \cdot f \cdot \Pi \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi}{B \cdot \text{tg}\gamma \cdot m \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t_{\phi}}} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{H_{\text{max}}} \right)^3 - \frac{V_{\text{кр}}}{Q} \right). \quad (5.123)$$

Як показано вище, основним напрямом зменшення величини $\sigma_{\text{тр}}$ є виконання умови $Q_{\phi} \rightarrow Q$. Виходячи із цього, верхня межа зміни номінальної продуктивності обробки Q повинна бути обмежена значеннями Q_{ϕ} , установленними на основі залежності (5.122).

Із залежності (5.123) витікає, що найбільше впливає на складову умовного напруження різання $\sigma_{\text{тр}}$ відношення H_{max} / \bar{X} , яке входить у залежність із найбільшим ступенем. Чим більше максимальна товщина зрізу H_{max} (що визначається міцністю зерен і зв'язки круга), тим менше величина $\sigma_{\text{тр}}$. Тому ефективно застосування високопродуктивного алмазного шліфування, що забезпечує збільшене виступання зерен над рівнем зв'язки круга завдяки використанню ефективних методів його правлення. Із залежності (5.123) також витікає можливість зменшення величини $\sigma_{\text{тр}}$ шляхом зменшення параметрів f , Π і збільшення $V_{\text{кр}}$, B , m , $R_{\text{кр}}$ і t_{ϕ} (рис. 5.30).

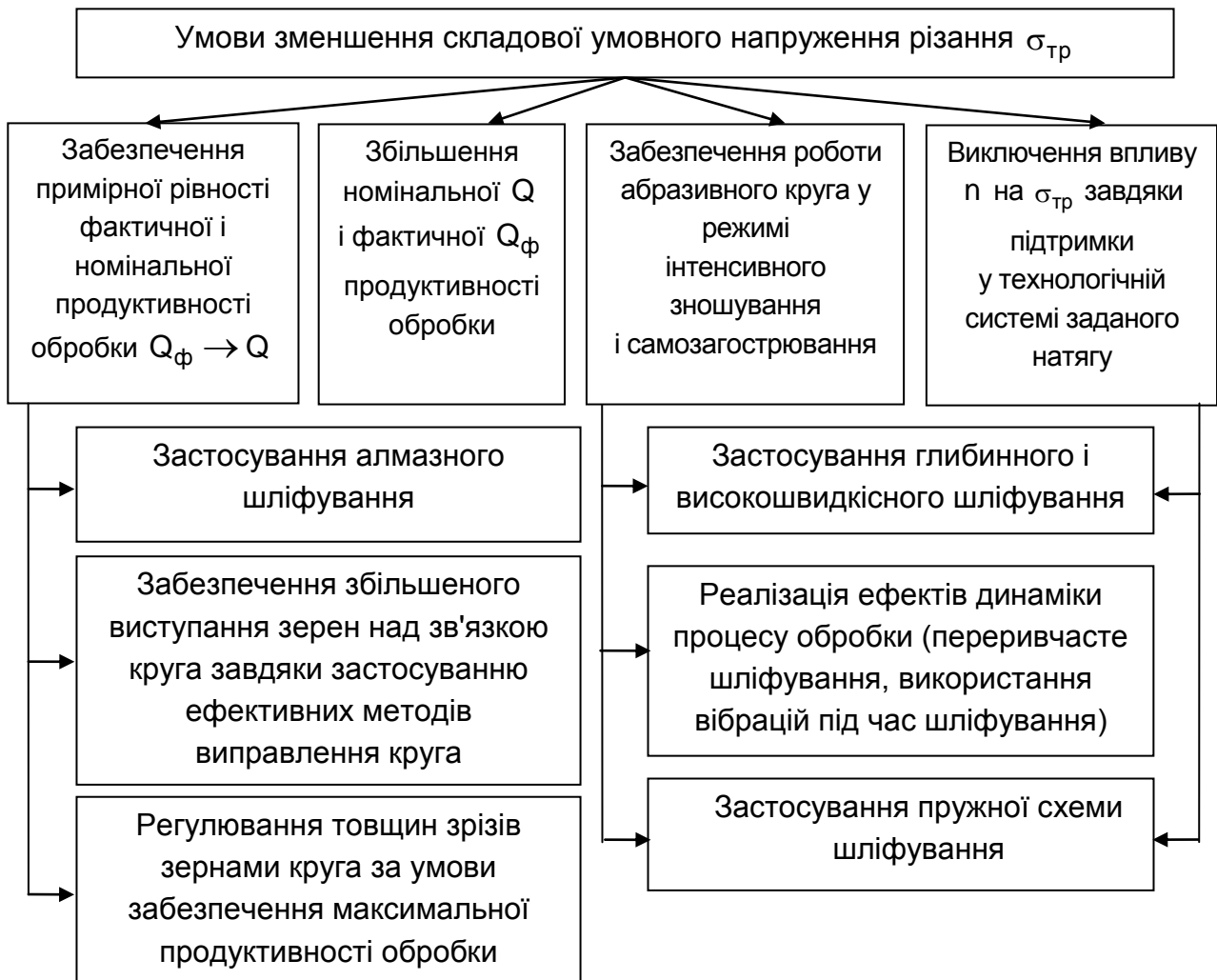


Рисунок 5.30 – Структурна схема умов зменшення складової умовного напруження різання $\sigma_{тр}$

Цим доведено ефективність застосування глибинного і високошвидкісного шліфування. Зернистість круга \bar{X} впливає на величину $\sigma_{тр}$ не безпосередньо, а через зміну максимальної товщини зрізу H_{max} . Тому із погляду зменшення величини $\sigma_{тр}$ доцільно зернистість круга \bar{X} збільшувати. Ці умови є основою для обґрунтування та реалізації нових технологічних можливостей процесу шліфування.

5.10. Механіка внутрішнього алмазного шліфування

Під час внутрішнього алмазного шліфування, коли здійснюється знімання відносно невеликих припусків, порівнянних із величиною пружного переміщення елементів технологічної системи, може мати

місце суттєва різниця між фактичною та номінальною продуктивністю обробки. Для того щоб наблизити фактичну і номінальну продуктивності обробки, розглянемо на першому етапі баланс пружних переміщень у технологічній системі під час шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга.

Під дією радіальної складової сили різання P_y відбуваються пружні переміщення елементів технологічної системи P_y . Загалом

$$y = V'_{\text{дет}} \cdot \tau - \int \bar{V}'_{\text{дет}} \cdot d\tau, \quad (5.124)$$

де τ – час обробки, с;

$V'_{\text{дет}}$, $\bar{V}'_{\text{дет}}$ – номінальна та фактична швидкості знімання матеріалу, м/с.

Під час роботи круга у режимі самозагострювання процес шліфування стабілізується у часі і величина пружного переміщення у набуває постійного значення. Фактичне знімання матеріалу, що визначається другим доданком у залежності (5.124), менше номінального знімання, що встановлюється за лімбом верстата і визначається першим доданком. Під час роботи круга у режимі затуплення величина y змінна у часі (безперервно збільшується). Це зумовлено більш інтенсивним збільшенням першого доданка у залежності (5.124).

Під час внутрішнього шліфування твердого сплаву ВК15 алмазним кругом на керамічній зв'язці К1-01 продуктивність обробки спочатку зменшується, потім стабілізується у часі (рис. 5.31).

Виходячи із залежності (5.124), це пов'язано із тим, що у початковий період часу обробки перший доданок більше другого доданку. Через 4 хвилини роботи алмазного круга різниця першого та другого доданків набуває постійного значення. Різниця $\Delta Q = Q_1 - Q_2$, відповідно, для $\tau_1 = 2$ хв і $\tau_2 = 4$ хв визначає величину y . Для поперечної подачі $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв – $\Delta Q = 60$ мм³/хв; для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв – $\Delta Q = 65$ мм³/хв; для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв – $\Delta Q = 150$ мм³/хв, тобто зі збільшенням поперечної подачі $S_{\text{поп}}$ параметри ΔQ і y збільшуються.

Представимо залежність (5.124) у спрощеному вигляді з урахуванням залежності (2.22):

$$y = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho} \cdot \tau \cdot (\sqrt{t} - \sqrt{t_{\text{ф}}}), \quad (5.125)$$

де $t_{\text{ф}}$ – фактична глибина шліфування, м.

У роботі [83] наведено аналітичні залежності для визначення радіальної складової сили різання P_y :

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{(1 - \eta)} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}}; \quad (5.126)$$

$$P_y = \frac{B \cdot m \cdot P_{y_1}^{1.5}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \left(\frac{2 \cdot t}{\pi \cdot HV \cdot \rho} \right)^{0.5}. \quad (5.127)$$

де HV – твердість оброблюваного матеріалу, H/m^2 ;

η – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь затуплення зерна круга (змінюється у межах $0 \dots 1$);

P_{y_1} – радіальна складова сили різання, що діє на окреме зерно, H .

Підставимо залежність (5.125) у залежність (5.127), розглядаючи параметр t фактичною глибиною шліфування $t_{\text{ф}}$, а $P_y = c \cdot y$, тоді

$$\frac{1,42 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho \cdot \tau}{c} \cdot \left(\sqrt{\frac{t}{t_{\text{ф}}}} - 1 \right) = \frac{m \cdot P_{y_1}^{1.5} \cdot B}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \left(\frac{2}{\pi \cdot HV} \right)^{0.5}, \quad (5.128)$$

де c – наведена жорсткість технологічної системи, $\text{H}/\text{м}$.

Радіальна складова сили різання P_{y_1} для фіксованого часу τ залежить від відношення $t/t_{\text{ф}}$: сила P_{y_1} тим більше, чим більше $t/t_{\text{ф}}$. Фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ визначається параметром $t_{\text{ф}}$:

$$Q_{\text{ф}} = 2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t_{\text{ф}}. \quad (5.129)$$

Виходячи із рис. 5.31, можна прийняти, що для $\tau = 2$ хв фактична $t_{\text{ф}}$ та номінальна глибини шліфування t рівні, тобто відношення $t/t_{\text{ф}} = 1$. Для $\tau = 4$ хв відношення $t/t_{\text{ф}}$ визначається відношенням продуктивності обробки для $\tau = 2$ хв і $\tau = 4$ хв та дорівнює 1,39. Отже, за дві хвилини шліфування відношення $t/t_{\text{ф}}$ збільшилось у 1,39 разів. Згідно залежності (5.128), це призводить до збільшення радіальної складової сили різання P_{y_1} , що діє на окреме зерно круга.

Визначимо характер зміни безрозмірного коефіцієнта η згідно залежності (5.126), розглядаючи параметр t як $t_{\text{ф}}$. Із урахуванням залежності (5.125) залежність (5.126) набуде вигляду:

$$\frac{1,42 \cdot \rho \cdot \tau}{c \cdot \sqrt{t_{\text{ф}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{t}{t_{\text{ф}}}} - 1 \right) = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{(1 - \eta)} \cdot \frac{S_{\text{позд}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (5.130)$$

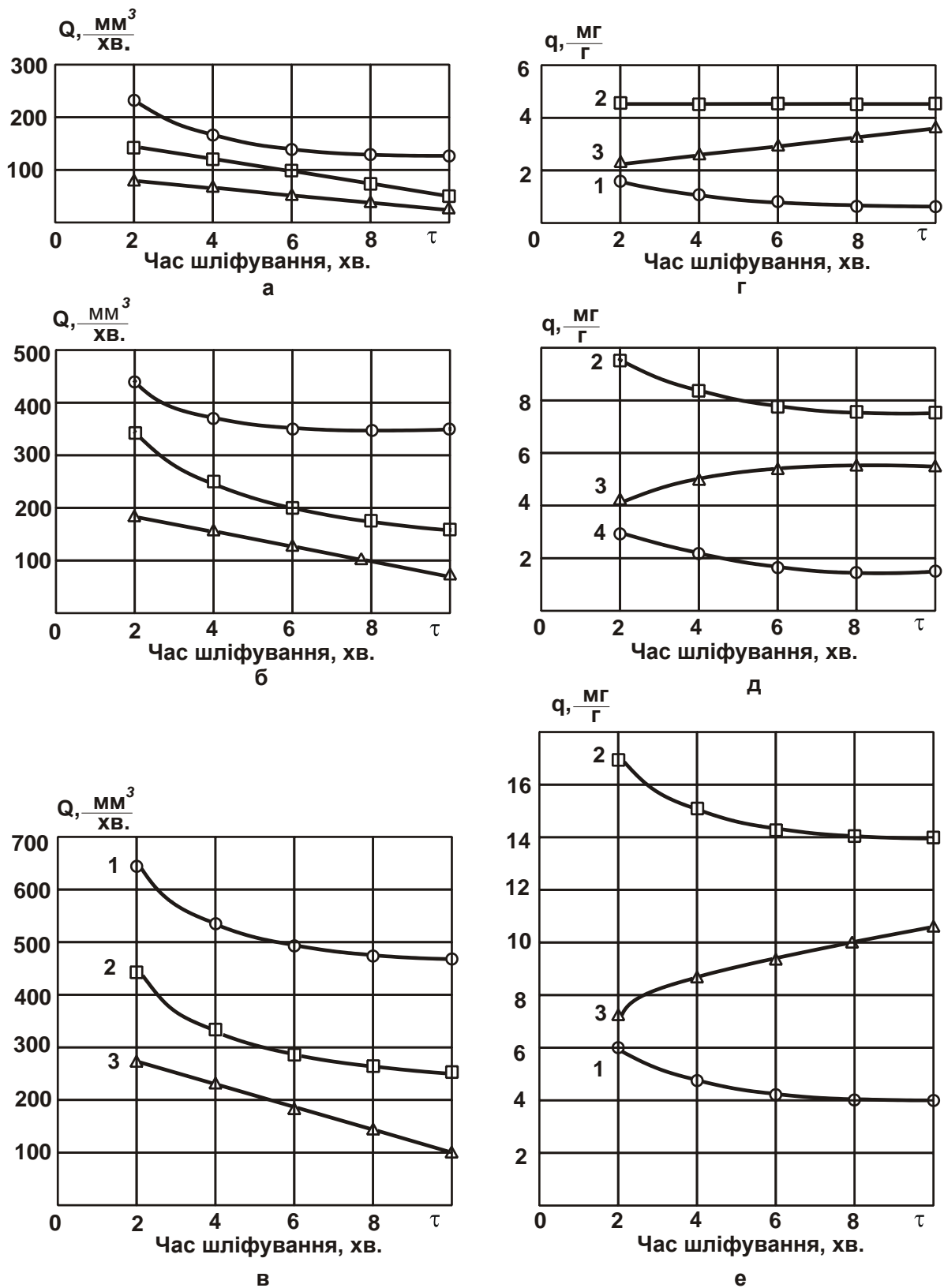


Рисунок 5.31– Залежності продуктивності обробки Q і питомої витрати алмаза q : а, г – $S_{\text{поп}} = 0,1 \text{ мм/хв.}$; б, д – $S_{\text{поп}} = 0,2 \text{ мм/хв.}$;

в, е – $S_{\text{поп}} = 0,3 \text{ мм/хв.}$: 1 – алмазний круг АС6 160/125 К1-01 4;

2 – АС6 160/125 В2-01 4; 3 – АС6 160/125 М2-01 4;

$V_{\text{кр}} = 23 \text{ м/с}$; $V_{\text{дет}} = 60 \text{ м/хв.}$; $S_{\text{позд}} = 3 \text{ м/хв}$

Зі збільшенням часу обробки τ параметр t_{ϕ} зменшується. Це призводить до збільшення безрозмірного коефіцієнта η , що указує на збільшення ступеня затуплення алмазних зерен круга. Відповідно до залежностей (5.126) і (5.127), для $\tau > 4$ хв (рис. 5.31) параметри P_{y_1} та η із часом обробки залишаються постійними у зв'язку із стабілізацією параметрів ΔQ і y . Технологічна система приймає рівноважний стан завдяки роботі алмазного круга у режимі самозагострення.

Якщо прийняти за початок відліку значення t , що відповідає $\tau = 2$ хв, то можна визначити параметри P_{y_1} і η для $\tau = 10$ хв. Для $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв значення Q і Q_{ϕ} відповідно дорівнюють: 250 і 180 мм³/хв, а $t/t_{\phi} = Q/Q_{\phi} = 1,39$. Для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв значення Q і Q_{ϕ} дорівнюють: 450 і 370 мм³/хв; $t/t_{\phi} = 1,2$. Для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв значення Q і Q_{ϕ} дорівнюють: 650 і 500 мм³/хв; $t/t_{\phi} = 1,3$.

Із урахуванням залежності (5.130) величина $\frac{1}{\sqrt{t}} \cdot \left(\sqrt{\frac{t}{t_{\phi}}} - 1 \right)$ для $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв дорівнює 0,013 (розглядаючи замість t_{ϕ} параметр Q_{ϕ}). Для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв величина $\frac{1}{\sqrt{t}} \cdot \left(\sqrt{\frac{t}{t_{\phi}}} - 1 \right)$ дорівнює 0,005, а для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв – дорівнює 0,006. Отже, зі збільшенням поперечної подачі $S_{\text{поп}}$ спостерігається тенденція до збільшення величини $(1 - \eta)$ та зменшення безрозмірного коефіцієнта η . Це указує на зменшення ступеня затуплення зерна до моменту його випадіння зі зв'язки алмазного круга, що узгоджується із експериментальними даними.

Під час внутрішнього шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці В2-01 продуктивність обробки із часом безперервно зменшується (рис. 5.31) у результаті роботи круга у режимі затуплення. Виходячи із залежності (5.124), це призводить до збільшення безрозмірного коефіцієнта η , а, виходячи із залежності (5.128), – до збільшення сили P_{y_1} , що діє на окреме зерно алмазного круга. Із часом обробки параметр t_{ϕ}

зменшується. Отже, величина $\frac{1}{\sqrt{t}} \cdot \left(\sqrt{\frac{t}{t_{\phi}}} - 1 \right)$ і безрозмірний коефіцієнт η ,

згідно залежності (5.130), збільшується. Цим зумовлено збільшення сили P_{y_1} , величини пружного переміщення у та зменшення продуктивності обробки.

Ця закономірність спостерігається для всіх значень поперечної подачі $S_{\text{поп}}$. Різниця ΔQ за 8 хв шліфування для $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв дорівнює $80 \text{ мм}^3/\text{хв}$, для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв – $170 \text{ мм}^3/\text{хв}$, для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв – $200 \text{ мм}^3/\text{хв}$, тобто зі збільшенням поперечної подачі $S_{\text{поп}}$ різниця ΔQ та, відповідно, величина пружного переміщення у збільшуються.

Для $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв значення Q і $Q_{\text{ф}}$, відповідно, дорівнюють 150 і $70 \text{ мм}^3/\text{хв}$; для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв – 340 і $180 \text{ мм}^3/\text{хв}$; для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм /хв – 470 і $260 \text{ мм}^3/\text{хв}$. Тоді для $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв відношення $t/t_{\text{ф}} = 2,14$; для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв – $t/t_{\text{ф}} = 1,88$; для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв – $t/t_{\text{ф}} = 1,8$. Отже, зі збільшенням поперечної подачі $S_{\text{поп}}$ внаслідок зменшення $t/t_{\text{ф}}$ сила P_{y_1} , згідно залежності (5.128), зменшується.

$$\text{Величина } \frac{1}{\sqrt{t}} \cdot \left(\sqrt{\frac{t}{t_{\text{ф}}}} - 1 \right), \text{ що приблизно дорівнює } \frac{1}{\sqrt{Q}} \cdot \left(\sqrt{\frac{Q}{Q_{\text{ф}}}} - 1 \right),$$

для $S_{\text{поп}} = 0,1$ мм/хв дорівнює $0,055$; для $S_{\text{поп}} = 0,2$ мм/хв – $0,026$; для $S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв – $0,02$. Виходячи із залежності (5.130), це призводить до зменшення безрозмірного коефіцієнта η , тобто збільшення $Q_{\text{ф}}$ зі збільшенням $S_{\text{поп}}$ відбувається внаслідок зменшення безрозмірного коефіцієнта η .

Порівняємо значення P_{y_1} і η для різних зв'язок алмазних кругів ($S_{\text{поп}} = 0,3$ мм/хв, $\tau = 10$ хв).

Для алмазного круга на керамічній зв'язці значення Q і $Q_{\text{ф}}$, відповідно, дорівнюють: 650 і $500 \text{ м}^3/\text{хв}$; $t/t_{\text{ф}} = 1,3$; $\frac{1}{\sqrt{Q}} \cdot \left(\sqrt{\frac{Q}{Q_{\text{ф}}}} - 1 \right) = 0,006$.

Для алмазного круга на органічній зв'язці значення Q і $Q_{\text{ф}}$ дорівнюють: 470 і $260 \text{ мм}^3/\text{хв}$; $t/t_{\text{ф}} = 1,8$; $\frac{1}{\sqrt{Q}} \cdot \left(\sqrt{\frac{Q}{Q_{\text{ф}}}} - 1 \right) = 0,02$.

Для алмазного круга на металевій зв'язці значення Q і Q_{ϕ} дорівнюють: 290 і 120 мм³/хв; $t/t_{\phi} = 2,4$; $\frac{1}{\sqrt{Q}} \cdot \left(\sqrt{\frac{Q}{Q_{\phi}}} - 1 \right) = 0,05$.

Виходячи із залежності (5.128), зі збільшенням відношення t/t_{ϕ} сила P_{y_1} збільшується. Отже, найбільша сила P_{y_1} досягається під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці, а найменша – під час шліфування алмазним кругом на керамічній зв'язці. Металева зв'язка забезпечує найбільшу міцність утримання зерен, чим і зумовлені збільшені значення параметрів P_{y_1} і η та низька продуктивність обробки.

5.11. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення температури різання під час шліфування

Підвищення якості виготовлення деталей машин є важливою умовою створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. В успішному вирішенні цього завдання важлива роль належить удосконаленню процесів механічної обробки деталей і, особливо, процесу шліфування, який є основним методом фінішної обробки і, як правило, визначає показники якості оброблюваних поверхонь [33]. Зараз нагромаджено значний досвід ефективного застосування процесів шліфування. Значний внесок у теорію та практику шліфування зробив професор Якимов О. В. [24, 83, 84, 86, 88, 93 – 100, 109]. Розроблена ним теорія теплофізики шліфування та високоефективний метод переривчастого шліфування дозволили кардинально вирішити проблему бездефектної обробки деталей машин, зокрема, високоточних деталей авіаційного призначення [107, 108]. Разом із тим, прагнення підвищення продуктивності обробки і освоєння нових зразків техніки вимагають постійного вдосконалення процесу шліфування. Для цього необхідно мати нові теоретичні рішення відносно умов підвищення якості та продуктивності обробки на основі зменшення теплової напруженості процесу шліфування, що вимагає подальшого розвитку теорії теплофізики шліфування.

Традиційно розрахунки температури різання під час шліфування θ здійснюють із використанням рівняння теплопровідності матеріалу [14, 21, 35, 37, 70, 75, 84, 86, 88, 94, 102, 109, 110]:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a^2 \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (5.131)$$

де $a^2 = \lambda / c \cdot \rho$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, $\text{м}^2/\text{с}$;

c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$;

λ – коефіцієнт теплопроводности оброблюваного матеріалу, $\text{Вт}/\text{м} \cdot \text{К}$;

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, $\text{кг}/\text{м}^3$;

τ – час обробки, с ;

x, y, z – координати.

Вирішення цього рівняння, як правило, становить значні складності. Тому у роботі професора Якимова О. В. [107] отримано рішення рівняння (5.131) на основі використання спрощеної розрахункової схеми процесу шліфування (рис. 5.32), у якій шліфувальний круг рухається вздовж оброблюваної (плоскої) поверхні, а оброблювану деталь подано пакетом елементарних нескінченно тонких адіабатичних стержнів. У цьому випадку тепло, що виникає під час шліфування, поширюється лише вздовж адіабатичного стержня, тобто у напрямі осі координат x .

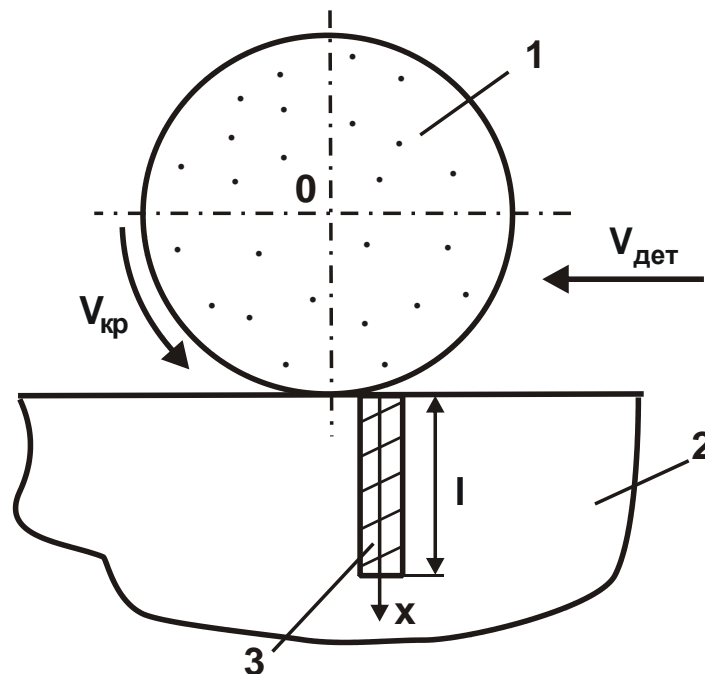


Рисунок 5.32 – Розрахункова схема температури плоского шліфування:

1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

Якщо прийняти, що стінки стержня ізольовано і теплообмін між ними не відбувається, то аналіз теплових процесів можна здійснити на основі спрощеного рішення рівняння теплопровідності (для несталою у часі теплового процесу) в одновимірній системі координат:

$$\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2}. \quad (5.133)$$

Для розрахунку температури різання під час шліфування прийнято такі початкові та граничні умови:

$$\theta(x, \tau)|_{\tau=0} = \theta_0; \quad \theta(x, \tau)|_{x=0} = \theta_k; \quad \left. \frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad (5.134)$$

де θ_0 – початкова температура деталі, що дорівнює температурі середовища, К;

θ_k – температура зони контакту, К;

τ – час дії теплового джерела на торець виділеного елементарного стержня, с.

У результаті встановлено характер розподілу температури за глибиною оброблюваного зразка (адіабатичного стержня) у зоні шліфування із урахуванням часу впливу джерела теплоти на торець виділеного адіабатичного стержня $\tau = 2h / V_{\text{дет}}$ і щільності теплового потоку q :

$$\theta_y = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x \cdot \sqrt{V_{\text{дет}}}}{2 \cdot \sqrt{a^2 \cdot h}} \right) \right], \quad (5.135)$$

де $2h$ і $V_{\text{дет}}$ – ширина (м) і швидкість переміщення джерела теплоти (м/с).

Максимальна температура досягається на торці виділеного адіабатичного стержня, тобто у місці його контакту із шліфувальним кругом. Зі збільшенням координати x температура θ_y безперервно зменшується. Зменшити температуру в зоні шліфування можна завдяки зменшенню щільності теплового потоку q і часу дії теплового джерела τ .

Аналогічне рішення для граничного $\left. \frac{\partial \theta}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{1}{\lambda} \cdot q$ і початкового $\theta|_{\tau=0} = 0$ умов отримано у роботі [102]:

$$\theta(z) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf} z) \right]; \quad (5.136)$$

$$q(z) = q \cdot (1 - \operatorname{erf}z), \quad (5.137)$$

де $z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}$;

x – координата, м;

τ – час, с.

Температура $\theta(z)$ і щільність теплового потоку $q(z)$ за глибиною поверхневого шару оброблюваного матеріалу безперервно зменшуються, асимптотично наближаючись до нульового значення (рис. 5.33).

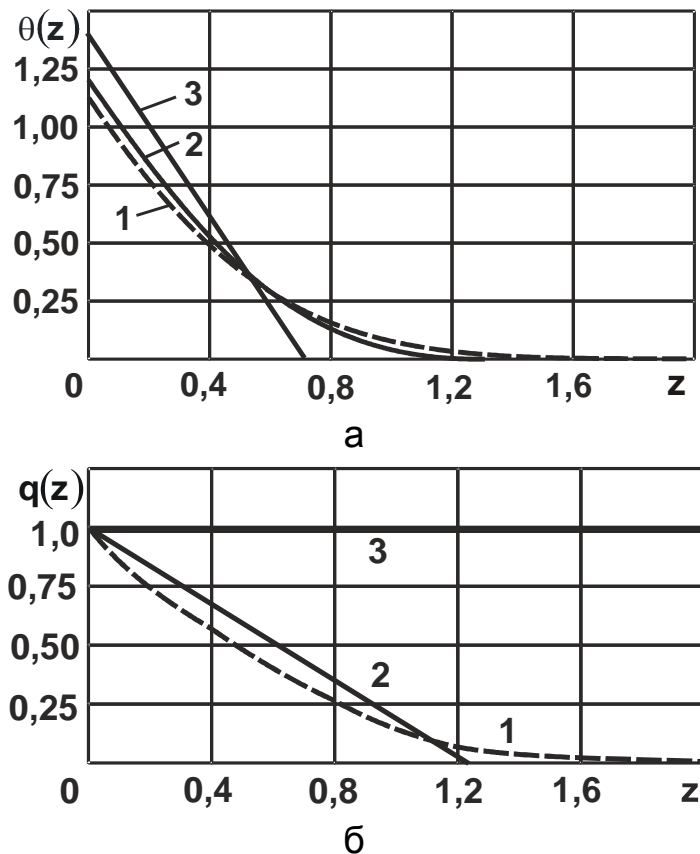


Рисунок 5.33 – Графіки функцій $\theta(z)$ (а) і $q(z)$ (б), які описано залежностями: 1 – (5.136) і (5.137); 2 – (5.138) і (5.139); 3 – (5.140) і $q(z) = 1$ за умови $a \cdot \sqrt{\Delta\tau} \cdot q / \lambda = 1$

У цьому випадку глибина проникнення тепла у поверхневий шар матеріалу нескінченна і тому не можна однозначно визначити справжнє значення товщини порушеного (дефектного із точки зору теплової дії) шару оброблюваного матеріалу. Тому для вирішення цього завдання у роботі [44] запропоновано спрощений підхід до визначення температури шліфування, який засновано на заданні закону розподілу щільності теп-

лового потоку за глибиною поверхневого шару оброблюваного матеріалу. Встановлено, що для випадку $q(x) = q \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)$ і граничної умови $\theta(x = \Delta x) = 0$ рішення набуває вигляду:

$$\theta(z) = 1,225 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot (1 - 0,816 \cdot z)^2; \quad (5.138)$$

$$q(z) = q \cdot (1 - 0,816 \cdot z), \quad (5.139)$$

де Δx – глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваного матеріалу, м.

Для випадку $q(x) = q$ (або $q(z) = 1$) отримано:

$$\theta(z) = 1,414 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot (1 - 1,414 \cdot z). \quad (5.140)$$

Як встановлено, значення максимальної температури шліфування, що отримані із використанням залежностей (5.135), (5.137) і (5.140), відрізняються у межах 15 % (рис. 5.33). Отже, із достатньою для практики точністю можна здійснювати розрахунки максимальної температури шліфування і глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваного матеріалу на основі запропонованого спрощеного рішення, що описується залежностями (5.140) і $q(z) = 1$ (рис. 5.33).

На основі залежності (5.140) аналітично описано характер зміни температури шліфування зі зміною кількості переривань процесу шліфування n :

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{n}{m^2} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}; \quad (5.141)$$

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{m^2 \cdot \tau_1^2} \left(n \cdot \tau_1 - (n-1) \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}, \quad (5.142)$$

де σ – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м²;

θ_0, θ_{\max} – температури після дії n -го теплового імпульсу і охолодження оброблюваної деталі, К;

α – коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м²·К);

Π – величина припуску, що знімається, м;

m – кількість розбиттів припуску на частини;

τ_1 – час дії теплового імпульсу, с;

τ_2 – час охолодження оброблюваної деталі, с.

Розрахунками встановлено, що зі зменшенням часу τ_1 від 0,356 до 0,089 с сумарний час обробки $\tau = m \cdot \tau_1 + (m-1) \cdot \tau_2$ зменшився від 1,43 с до 0,535 с для заданої максимальної температури шліфування $\theta_{\max} = 1000$ °С (рис. 5.34).

Вихідні дані: $\sigma = 10^5$ Н/мм²; $\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град);
 $\lambda = 14$ кал/(м·с·град); $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град); $\Pi = 0,1$ мм; $m = 4$;

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (4 - 11,236 \cdot \tau_1)}{75}}.$$

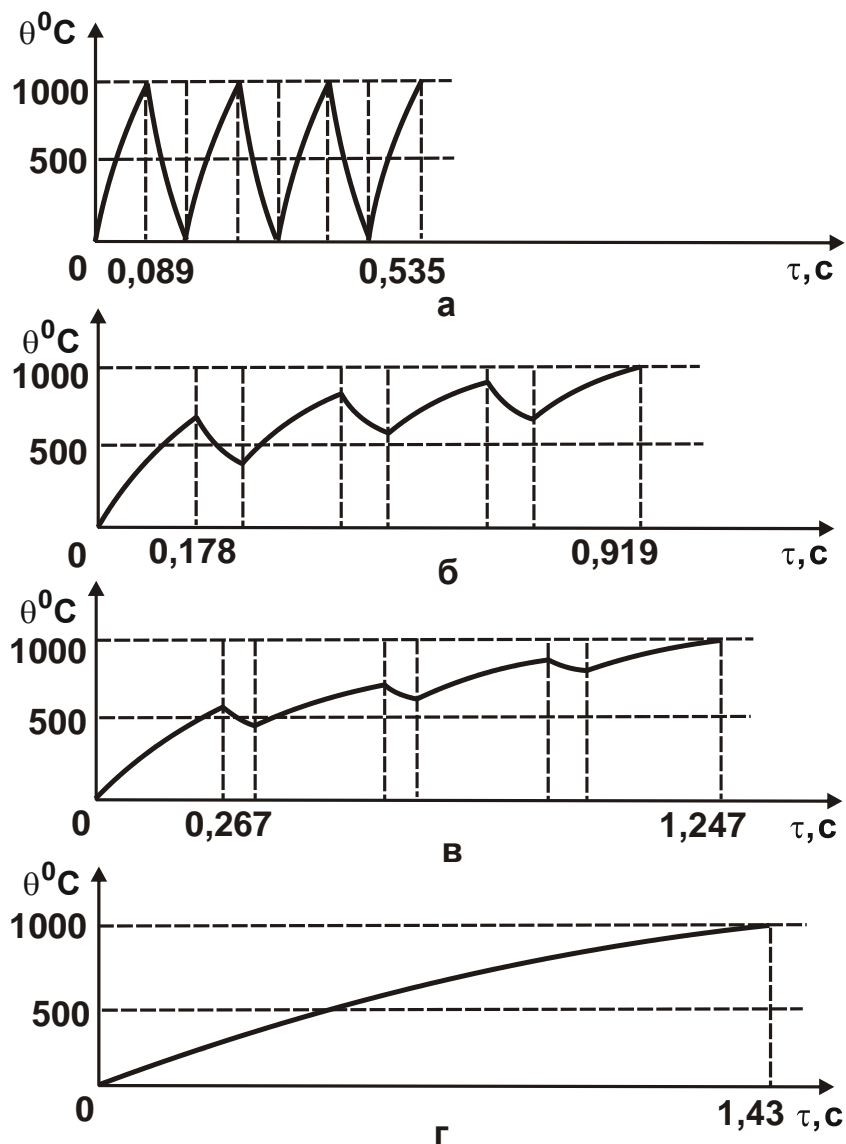


Рисунок 5.34 – Характер зміни температури шліфування θ від основного часу обробки τ : а – $\tau_1 = 0,089$ с; б – $\tau_1 = 0,178$ с;
 в – $\tau_1 = 0,267$ с; г – $\tau_1 = 0,356$ с

Із рис. 5.34 також витікає, що за умови $\tau_1 = 0,089$ с відбувається повне охолодження оброблюваної деталі у момент переривання процесу шліфування, а за умови $\tau_1 > 0,089$ с – неповне охолодження. Тому досягти найбільшого ефекту обробки можна у випадку $\tau_1 = 0,089$ с.

Із залежності (5.141) витікають три основні умови зменшення температури θ_0 . Перша умова полягає у зменшенні енергоємності обробки σ , друга – у збільшенні m , а третя – у забезпеченні рівності доданків підкореного виразу.

Реалізація третього випадку передбачає стабілізацію у часі (зі збільшенням n) максимального значення температури θ_{\max} (рис. 5.34,а) завдяки застосуванню переривчастого шліфування або здійснення зворотно-поступальних рухів круга та оброблюваної деталі під час шліфування.

У роботі [83], аналогічно раніше наведеним рішенням, отримано наближені залежності для розрахунку максимальної температури шліфування θ , глибини l_2 та швидкості V_θ поширення тепла вглиб поверхневого шару оброблюваного матеріалу:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho}}; \quad l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}; \quad V_\theta = \frac{dl_2}{d\tau} = \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \tau}}. \quad (5.143)$$

Як видно, основними умовами зменшення максимальної температури різання під час шліфування θ є зменшення щільності теплового потоку q та часу його дії τ на фіксовану точку оброблюваної поверхні, а зменшення глибини l_2 проникнення тепла – зменшення часу τ . Це досягається зменшенням силової напруженості процесу шліфування (шляхом підвищення ріжучої здатності круга та зменшення інтенсивності тертя у зоні шліфування) та застосуванням переривчастого шліфування. Зменшити час τ можна завдяки збільшенню швидкості переміщення джерела теплоти $V_{\text{дет}}$ (рис. 5.32), здійснюючи багатопрохідне шліфування. Застосування глибинного шліфування, що здійснюється із невеликою швидкістю $V_{\text{дет}}$, передбачає збільшення часу τ .

Тому добитися зменшення температури різання під час шліфування θ у цьому випадку можна зменшенням щільності теплового потоку q шляхом застосування абразивних високопористих кругів, що забезпечують зменшення інтенсивності тертя у зоні різання.

5.12. Підвищення ефективності внутрішнього шліфування шляхом зменшення температури різання

Підвищення якості та продуктивності механічної обробки є найважливішою умовою створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції та виходу на міжнародні ринки. Однак, як відомо, якість обробки знижується зі збільшенням продуктивності, що обмежує технологічні можливості механічної обробки. Це відбувається внаслідок підвищення силової та теплової напруженостей процесу різання і, відповідно, сили і температури різання. Практика показує, що найважливішою умовою їх зменшення є застосування ефективних технологічних середовищ, що забезпечують зменшення інтенсивності тертя у зоні різання та тепловідведення із зони різання. Особливо це стосується операцій внутрішнього шліфування поверхонь у пневмо- та гідроциліндрах, до якості обробки яких висуваються високі вимоги. Разом із тим, проблема їх високоякісної обробки на операціях внутрішнього шліфування повною мірою не вирішена, особливо, у зв'язку із високою теплонапруженістю процесу різання. Тому пошук нових більш ефективних методів і умов зменшення температури різання із одночасним збільшенням продуктивності процесу шліфування має велике практичне значення. Це указує на необхідність проведення подальших досліджень щодо вирішення актуальної науково-практичної проблеми підвищення якості та продуктивності процесу шліфування.

Питанням дослідження температурних явищ під час шліфування у науково-технічній літературі приділено велику увагу. Їм присвячено роботи [16, 21, 37, 70, 73, 109, 114, 116, 118 – 121, 126]. У цих роботах досліджено умови формування температури різання та обґрунтовано умови її зменшення. Ці умови полягають у застосуванні переривчастих, імпрегнованих і високопористих абразивних кругів. Однак у наведених теоретичних рішеннях недостатньо уваги приділено питанню розподілу тепла, що виникає під час шліфування у зоні різання. Згідно із отриманими аналітичними рішеннями, відсутнє кінцеве значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі – вона набуває нескінченного значення, що позбавлене фізичного сенсу. Це не дозволяє аналітично пов'язати температуру різання із товщиною поверхневого шару оброблюваної деталі, порушеного внаслідок теплової дії.

Відповідно, складно аналітично встановити кількість тепла, що надходить в стружки, що утворюються, та оброблювану деталь. А це не дозволяє науково обґрунтовано встановити закономірності формування температури різання та дійсні умови її зменшення. У результаті це питання залишається до кінця не вирішеним, незважаючи на те, що теоретичним дослідженням температури різання під час шліфування приділено надзвичайно велику увагу в науково-технічній літературі. Тому важливо, використовуючи теоретичний підхід, запропонований у роботах [76, 54], провести подальші дослідження закономірностей формування температури різання під час шліфування та виявити нові технологічні можливості її зменшення. Це дозволить підвищити ефективність операцій внутрішнього шліфування поверхонь у пневмо- та гідроциліндрах.

Для вирішення поставлених завдань слід скористатися розрахунковою схемою параметрів теплового процесу під час плоского шліфування, які наведено у роботах [42, 54] (рис. 5.35). Згідно цієї схеми, припуск представлено пакетом елементарних адіабатичних стержнів, які під час шліфування перерізаються шліфувальним кругом із швидкістю $V_{\text{різ}}$.

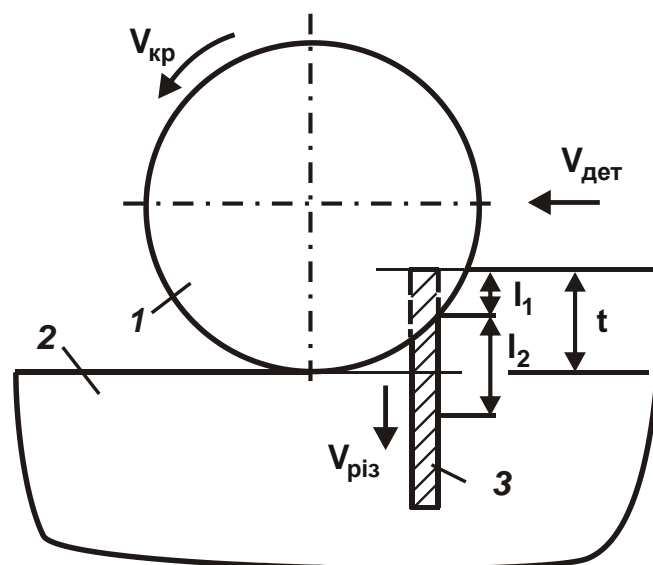


Рисунок 5.35 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час плоского шліфування: 1 – шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень

На рис. 5.35 показано довжину частини зрізаного адіабатичного стержня l_1 і глибину проникнення тепла вздовж адіабатичного стержня l_2 . Максимальна глибина проникнення тепла вздовж адіабатичного

стержня (або максимальна глибина проникнення тепла у поверхневий шар матеріалу оброблюваної деталі) l_2 досягається у момент повного перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом.

Тепло, що виділяється під час шліфування, $Q_T = N \cdot \tau$ надходить до стружок, що утворюються, та у поверхневий шар матеріалу оброблюваної деталі на кінцеву глибину $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$ [42, 47, 54], де $N = P_z \cdot V_{кр}$ – потужність шліфування, Вт.

Виходячи із цього, рівняння балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, та у поверхневий шар матеріалу оброблюваної деталі за час шліфування τ , набуває вигляду:

$$P_z \cdot V_{кр} \cdot \tau = c \cdot m_{стр} \cdot \theta + 0,5 \cdot c \cdot m_M \cdot \theta, \quad (5.144)$$

де $P_z = \sigma \cdot S_{пит}$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{пит} = Q / V_{кр}$ – сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу

всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м²;

Q – продуктивність обробки, м³/с;

$m_{стр} = \rho \cdot \vartheta_{стр}$; $m_M = \rho \cdot \vartheta_M$ – відповідно, нагріті маси стружок, що утворюються, та поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі товщиною l_2 , кг;

$\vartheta_{стр} = B \cdot l \cdot t$; $\vartheta_M = B \cdot l \cdot l_2$ – нагріті об'єми стружок, що утворюються, та поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі товщиною l_2 , м³;

B – ширина шліфування, м;

t – глибина шліфування, м;

$l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – довжина дуги контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю, м;

$R_{кр}$ – радіус шліфувального круга, м;

θ – температура різання, К.

Із урахуванням залежності $Q \cdot \tau = \vartheta_{стр}$ рівняння (5.144) після нескладних перетворень набуває вигляду:

$$\theta = \theta_{max} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{\vartheta_M}{2 \cdot \vartheta_{стр}}\right)} = \theta_{max} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{2t}\right)}, \quad (5.145)$$

де $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ – максимальна температура різання, К.

Із урахуванням залежностей $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$; $\tau = l/V_{\text{дет}}$ та $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$ залежність (5.145) набуває вигляду:

$$\theta = \theta_{\text{max}} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{V_{\text{дет}} \cdot t}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}\right)} = \theta_{\text{max}} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{Q_{\text{пит}}}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}\right)}, \quad (5.146)$$

де $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с;

$Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

Із залежності (5.146) витікає, що зі збільшенням параметрів $V_{\text{дет}}$, t і $Q_{\text{пит}}$ температура різання θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення θ_{max} (рис. 5.36). Отже, основною умовою зменшення температури різання θ із одночасним суттєвим збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ є зменшення значення θ_{max} шляхом зменшення умовного напруження різання σ . Це досягається зменшенням інтенсивності тертя у зоні різання у результаті застосування ефективних технологічних середовищ і методів правлення шліфувальних кругів.

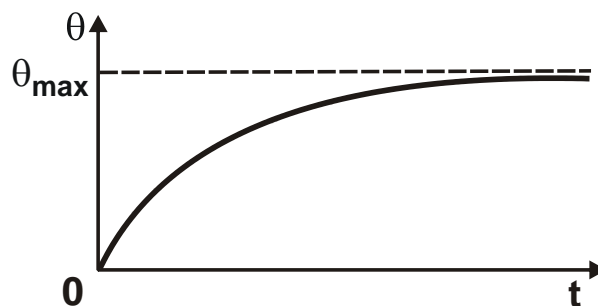


Рисунок 5.36 – Загальний вигляд залежності температури різання θ від глибини шліфування t

Зменшити температуру різання θ за умови $Q_{\text{пит}} = \text{const}$ також можна зменшенням глибини шліфування t та пропорційним зменшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, тобто застосуванням схеми багатопрохідного шліфування.

Для більш детального аналізу закономірностей зменшення температури різання θ важливо оцінити частки тепла, що надходять до стружок, що утворюються, $\alpha_{\text{стр}}$ та у поверхневий шар матеріалу $\alpha_{\text{м}}$

оброблюваної деталі. Виходячи із рівняння (5.144), параметри $\alpha_{\text{стр}}$ і $\alpha_{\text{м}}$ визначаються залежностями:

$$\alpha_{\text{стр}} = \frac{c \cdot m_{\text{стр}} \cdot \theta}{P_z \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau} = \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}; \quad (5.147)$$

$$\alpha_{\text{м}} = 1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}. \quad (5.148)$$

Таким чином встановлено, що параметр $\alpha_{\text{стр}}$ змінюється за законом зміни температури різання θ : чим більше θ , тим більше $\alpha_{\text{стр}}$. За умови $\theta = \theta_{\text{max}}$ маємо $\alpha_{\text{стр}} = 1$, тобто у цьому випадку до стружок, що утворюються, надходить все тепло, яке виділяється у процесі шліфування. Для виконання цієї умови та, за суттю, необмеженого збільшення продуктивності обробки (рис. 5.36) необхідно забезпечити суттєве зменшення другого доданку у знаменнику залежності (5.146). Це досягається збільшенням глибини шліфування t і пропорційним зменшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, тобто застосуванням схеми глибинного шліфування. Однак значення θ_{max} під час шліфування, як встановлено розрахунково-експериментальним методом [54], багаторазово перевищує температуру плавлення оброблюваного металу. Тому необхідно прагнути до зменшення θ_{max} шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні різання.

Проведений аналіз значень умовного напруження різання σ показав, що під час шліфування вони можуть змінюватися у межах до 150000 Н/мм^2 , а під час точіння – у межах $1000 \dots 8000 \text{ Н/мм}^2$ [44]. Відповідно, максимальна температура різання $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ під час шліфування може досягати значення $10000 \text{ }^\circ\text{C}$, а під час лезової обробки змінюватися лише у межах $1500 \text{ }^\circ\text{C}$. Отже, під час шліфування у зв'язку із високими значеннями умовного напруження різання σ фактично неможливо реалізувати умову $\theta = \theta_{\text{max}}$, її можна досягти лише під час лезової обробки.

Виходячи із цього, максимальна температура різання θ_{max} є основним параметром процесу різання, який визначає його потенційні можливості та дозволяє порівнювати різні методи механічної обробки за температурним критерієм і вибирати найбільш ефективні з них. Це пов'язано із тим, що параметр θ_{max} не залежить від параметрів режиму

різання – це фактично умовна температурна величина, яку складно реалізувати на практиці, тобто змусити все тепло, що виділяється у процесі різання, надійти лише до стружок, оскільки обов'язково частина тепла буде надходити у поверхневий шар оброблюваної деталі, а також невелика частина тепла буде надходити ще і в ріжучий інструмент.

Слід зазначити, що розглянуті у роботі два узагальнюючі параметри механічної обробки σ та θ_{\max} є дуже важливими для подальшого розвитку технології машинобудування і теорії різання матеріалів, оскільки за їх допомогою можна кількісно оцінювати силову і теплову напруженості обробки абразивними та лезовими інструментами. Параметр θ_{\max} , у першу чергу, має важливе значення для вирішення проблеми проектування маршрутної технології (структурної оптимізації, аналізу та синтезу), а температура різання θ , яка аналітично визначається через параметр θ_{\max} , має важливе значення для проектування операційних технологій (визначення оптимальних параметрів режимів різання, характеристик ріжучих інструментів та інших умов обробки). Тому застосування параметра θ_{\max} дозволяє підійти до вирішення питань вибору ефективної структури технологічних процесів механічної обробки – вибору найкращих із них за найменшим значенням θ_{\max} . На цій основі можна оцінювати, наприклад, ефективність застосування нових закордонних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" і нових ріжучих інструментів (у тому числі збірних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями), які дозволяють підприємствам збільшити продуктивність до 10 разів (та приблизно у стільки ж разів зменшити трудомісткість і собівартість обробки із забезпеченням високої якості та точності) і впевнено почувати в умовах, за суттю, одиничного виробництва – успішно виходити на закордонні ринки і отримувати прибуток [7, 15, 21, 57, 73, 76, 87].

Слід зазначити, що основною причиною надзвичайно високої енергоємності обробки під час шліфування (умовного напруження різання σ) є інтенсивне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Тому, зменшуючи його, можна зменшити енергоємність обробки. Це підтверджується відомими експериментальними даними [44, 107 – 109], за якими за умови забезпечення ефективного правлення шліфувального круга та суттєвого зменшення енергоємності обробки максимальна температура різання θ_{\max} може приймати значення, які менше температури плавлення оброблюваного матеріалу.

Тому з'являється можливість реалізації умови $\theta = \theta_{\max}$ та, виходячи із рис. 5.36, і залежності (5.146), значного підвищення продуктивності обробки в умовах глибинного шліфування. При цьому, як встановлено експериментально, фактично все тепло, що виділяється під час глибинного шліфування, надходить до стружок, що утворюються. Це дозволяє одночасно підвищити якість поверхневого шару оброблюваної деталі (виключити припикання та мікротріщини).

Наведене теоретичне рішення щодо визначення температури різання θ також узгоджується із уточненим аналогічним аналітичним рішенням, наведеним у роботі [44]:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}} \quad (5.149)$$

Відмінність розрахункових значень температури різання θ , отриманих на основі використання залежностей (5.146) і (5.149), становить всього 1,26 % для умов шліфування сплаву ЖС6К із режимом різання: $V_{\text{дет}} = 0,1$ м/с; $t = 0,02$ мм; $R_{\text{кр}} = 0,1$ м; $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3,73 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\sigma = 52065$ Н/мм² [110].

На основі залежності (5.146) встановлено: $\theta / \theta_{\max} = 0,0938$; $\theta = 1095$ °С; $\theta_{\max} = 11673,7$ °С. На основі залежності (5.149) встановлено: $\theta / \theta_{\max} = 0,095$; $\theta = 1109$ °С.

Для тих самих вихідних даних експериментально встановлене в роботі [110] значення температури різання θ становить 1000 °С. Як видно, розбіжність розрахункових і експериментального значень температури різання θ не перевищує 11 %. Це указує на достовірність отриманого у роботі теоретичного рішення для визначення температури різання θ та можливість його практичного застосування.

Для зменшення інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом слід суттєво збільшити поверхневу концентрацію абразивних зерен на робочій поверхні круга шляхом застосування шліфувальних кругів із м'якою основою, наприклад, м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П [78, 79]. У цьому випадку фактично відсутній контакт зв'язки круга із оброблюваним матеріалом – із матеріалом контактують в основному абразивні зерна, що зменшує інтенсивність тертя у зоні шліфування і температуру різання.

Із залежності (5.146) витікає, що зі збільшенням радіусу шліфувального круга $R_{кр}$ температура різання θ зменшується. Тому доцільно шліфування здійснювати зі збільшеною довжиною дуги контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю І. Ефективним рішенням у цьому напрямі є застосування схеми внутрішнього шліфування, в якій вісь обертання шліфувального круга із індивідуальним приводом встановлюється перпендикулярно осі обертання оброблюваного отвору (рис. 5.37 [78, 79]).



Рисунок 5.37 – Схема внутрішнього шліфування

Порівняно із традиційно застосовуваною схемою круглого внутрішнього шліфування, довжина дуги контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю І у цьому випадку може бути збільшена в декілька разів, що створює умови зменшення температури різання θ та, відповідно, підвищення якості й продуктивності обробки.

Найважливішим чинником підвищення продуктивності обробки Q або зменшення температури різання θ у цьому випадку необхідно розглядати зменшення умовного напруження різання σ шляхом застосування шліфувальних кругів із м'якою основою, які зменшують інтенсивність тертя у зоні шліфування.

Як показано у роботі [54], ця схема внутрішнього шліфування дозволяє також зменшити шорсткість поверхні, що забезпечує високоякісну обробку.

Результати практичного застосування запропонованої схеми внутрішнього шліфування поверхонь у пневмо- та гідроциліндрах показали на її високу ефективність. За показниками якості та продуктив-

ності обробки ця схема внутрішнього шліфування перевершує застосувану на практиці схему звичайного внутрішнього шліфування і дозволяє здійснити фінішну обробку із більш високою продуктивністю без утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів.

5.13. Теоретичне обґрунтування технологічних можливостей процесів комбінованого алмазного шліфування

Практикою доведено, що додаткова електроерозійна або електрохімічна дія на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці призводить до збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга та підвищення його ріжучої здатності. Для розкриття фізичної сутності процесу шліфування таким алмазним кругом розглянемо схему, у якій ріжуче зерно перебуває під дією лише радіальної складової сили різання P_{y1} (рис. 5.38), оскільки $P_{y1} \gg P_{z1}$ (де P_{z1} – тангенціальна складова сили різання, що діє на окреме зерно круга).

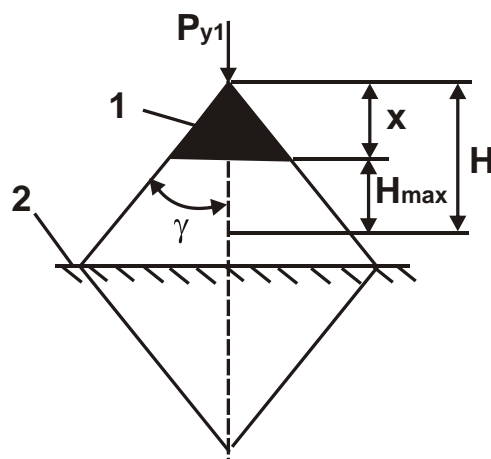


Рисунок 5.38 – Розрахункова схема стійкості ріжучого зерна під час шліфування: 1 – зношена частина ріжучого зерна; 2 – рівень зв'язки алмазного круга

Значення глибини залягання зерна у зв'язці алмазного круга y , за якою відбудеться втрата стійкості ріжучого зерна, приблизно визначається за умови:

$$P_{y1} = \alpha \cdot y, \quad (5.150)$$

де α – параметр, що залежить від міцності зв'язки алмазного круга, Н/м.

Із урахуванням залежності $y = x - b$ умова (5.150) виразиться:

$$P_{y1} + a \cdot b = a \cdot \bar{X}, \quad (5.151)$$

де b – максимальна висота виступання ріжучого зерна над рівнем зв'язки алмазного круга, м;

\bar{X} – зернистість алмазного круга, м.

Значення сили P_{y1} тим менше, чим більше висота b за умови $a \cdot x = \text{const}$. Отже, збільшення висоти b у процесах комбінованого шліфування призводить до зменшення силової напруженості процесу різання. Це обумовлено стійкістю ріжучих зерен у зв'язці алмазного круга.

Подамо радіальну складову сили різання P_{y1} у вигляді:

$$P_{y1} = \frac{P_{z1}}{K_{\text{різ}}}, \quad (5.152)$$

де $K_{\text{різ}} = 2\sigma_{\text{ст}} / \sigma$ – коефіцієнт різання;

$\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

$P_{z1} = S \cdot \sigma$;

S – площа поперечного перерізу зрізу зерном круга, м²;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Виходячи із розрахункової схеми, наведеної на рис. 5.38, параметр S аналітично описується залежністю:

$$S = \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2), \quad (5.153)$$

де γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

$$H = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{630\pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (5.154)$$

$V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – відповідно, швидкості деталі і круга, м/с;

t – глибина шліфування, м;

m – об'ємна концентрація зерен круга;

$\rho = 1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}}$;

$R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – відповідно, радіуси круга і деталі, м;

$\eta = x/H$ – безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь затуплення зерен, $\eta = 0 \dots 1$ ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна; $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна);

x – величина лінійного зношування зерна, м.

Із урахуванням відомої залежності для визначення умовного напруження різання [9]:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{(1 - \eta)}} \quad (5.155)$$

радіальна складова сили різання P_{y1} виразиться:

$$P_{y1} = 0,5\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot (1 + \eta) \cdot HV \cdot H^2, \quad (5.156)$$

де HV – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, H/m^2 .

Радіальна складова сили різання P_{y1} залежить, головним чином, від параметрів HV і H . Як показано раніше, у процесах комбінованого алмазного шліфування висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга b збільшується, а сила P_{y1} зменшується. Згідно залежності (5.156), зменшити силу P_{y1} можна завдяки зменшенню параметра H , що визначає умовно максимальну глибину впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, відраховуючи її від вершини вихідного незношеного зерна.

У свою чергу, параметр H , виходячи із залежності (5.154), можна зменшити у результаті зменшення безрозмірного коефіцієнта η під час шліфування за жорсткою схемою ($V_{\text{дет}}$ і t – постійні величини). Отже, під час здійснення комбінованого процесу шліфування значення безрозмірного коефіцієнта η менше, ніж під час звичайного алмазного шліфування.

Для аналізу безрозмірного коефіцієнта η залежність (5.154) слід подати у вигляді:

$$H = H_0 \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{(1 - \eta^2)}}, \quad (5.157)$$

де H_0 – значення параметра H для $\eta = 0$.

Підставимо залежність (5.157) у залежність $x = \eta \cdot H$:

$$x = \eta \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{(1 - \eta^2)}} \cdot H_0. \quad (5.158)$$

Із залежності (5.158) витікає, що для заданого значення H_0 зі зменшенням безрозмірного коефіцієнта η від 1 до 0 величина x зменшується (рис. 5.39). Отже, у процесах комбінованого алмазного шліфування величина лінійного зношування зерна x до моменту його випадіння зі зв'язки алмазного круга менше, ніж під час звичайного алмазного шліфування.

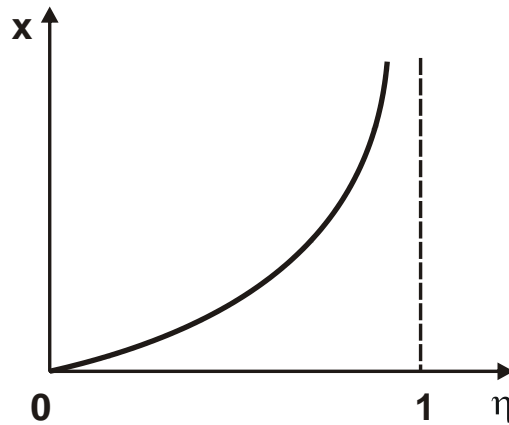


Рисунок 5.39 – Залежність величини лінійного зношування зерна x від безрозмірного коефіцієнта η

Це призводить до зменшення ресурса роботи зерна у крузі та, очевидно, до підвищеного зношування круга. Питома витрата алмазу збільшується, що узгоджується із численними експериментальними даними, отриманими, наприклад, під час дослідження електроерозійного алмазного шліфування [40].

Підставимо залежність (5.156) у залежність (5.151):

$$0,5\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot (1 + \eta) \cdot HV \cdot H^2 + a \cdot b = a \cdot \bar{X}. \quad (5.159)$$

Як видно, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV для виконання умови $a \cdot \bar{X} = \text{const}$ необхідно зменшити параметри H або b . Зменшення параметра x , виходячи із залежності (5.154), можливе завдяки зменшенню безрозмірного коефіцієнта η , величини лінійного зменшування ріжучого зерна x .

Однак це знижує ресурс роботи зерна, збільшує зношування алмазного круга, що не завжди ефективно. Тому слід зменшувати висоту виступання зерна над рівнем зв'язки алмазного круга b . Отже, для кожного оброблюваного матеріалу існує цілком конкретне значення величини b , яке необхідно підтримувати у процесі шліфування шляхом

введення у зону різання або автономно до алмазного круга додаткової електричної енергії. Із урахуванням залежності (5.157) залежність (5.159) виражає зв'язок між величинами η і b для заданого значення H_0 , яке визначається параметрами режиму шліфування, характеристиками алмазного круга і деталі.

У даному розділі показано, що основні параметри шліфування: сила та температура різання, питома витрата алмазу, шорсткість та точність обробки визначаються, головним чином, безрозмірним коефіцієнтом η . Величина b у отримані аналітичні залежності не входить. Встановлена залежність (5.159) призводить до замкнутого рішення, виходячи з якого спочатку слід визначити оптимальне значення безрозмірного коефіцієнта η , потім із залежності (5.159) – оптимальне значення величини b . Отже, основним параметром під час шліфування необхідно розглядати безрозмірний коефіцієнт η , а величину b – допоміжним параметром, що реалізує оптимальне значення η завдяки електроерозійній або електрохімічній дії на робочу поверхню алмазного круга.

Із залежності (5.159) витікає, що, завдяки зміні висоти b , змінюється безрозмірний коефіцієнт η , а отже, і всі фізичні та технологічні параметри шліфування, тобто вплив висоти b на процес різання відбувається не безпосередньо, а через зміну безрозмірного коефіцієнта η . У цьому полягає фізична сутність процесів комбінованого алмазного шліфування, які дозволяють регулювати висоту виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга b , а завдяки їй – всі основні параметри обробки.

Висновки

1. У роботі в узагальненому вигляді аналітично визначено величину пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час шліфування, та теоретично обґрунтовано основні напрями підвищення точності обробки. Установлено, що під час шліфування за жорсткою схемою величина пружного переміщення із часом обробки збільшується, асимптотично наближаючись до значення, яке відповідає умові рівності фактичної та номінальної глибин шліфування. Теоретично визначено оптимальні цикли шліфування, які забезпечують задану точність обробки за найбільшою продуктивністю:

– цикл шліфування, який включає етап врізання круга в нерухливу циліндричну деталь на глибину різання, рівну величині припуску, і етап знімання всього припуску за одне повільне обертання деталі з глибиною різання, рівною величині припуску;

– цикл шліфування, який включає етап прискореного врізання круга в оброблювану деталь на величину пружного переміщення, рівну величині припуску, потім етап виходжування для досягнення заданої точності обробки. У цьому випадку етап чорнового багатопрохідного шліфування відсутній.

2. Проведено оптимізацію структури і параметрів операції круглого урізного шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки із урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні. Установлено, що оптимальною за структурою є операція шліфування, яка включає лише перехід виходжування. Для її реалізації необхідно на початку обробки створити натяг у технологічній системі, рівний або кратний величині припуску, що знімається. Найбільш ефективною областю застосування даного технічного рішення є технологічні операції круглого зовнішнього поздовжнього шліфування з недостатньо жорстким кріпленням оброблюваного виробу на верстаті. Теоретично та експериментально встановлено, що структура операції шліфування залежить від ріжучої здатності алмазного круга. Чим вона вище, тим більше повинен бути припуск, що видаляється на переході виходжування, і менше – на переході чорнового шліфування. В умовах використання алмазного круга із гостровершинними зернами (після його електроерозійного правлення), що має високу ріжучу здатність, можна здійснити оптимальну за структурою операцію шліфування, яка включає лише перехід виходжування.

3. Аналітично описано характер зміни у часі сили різання, інтенсивності знімання оброблюваного матеріалу і величини пружного переміщення під час шліфування із початковим натягом у технологічній системі. Показано, що всі ці параметри зменшуються із часом обробки, забезпечуючи необхідні (високі) показники точності та якості оброблених поверхонь. Теоретично встановлено, що за інтенсивністю зміни цих показників у часі розглянута схема шліфування перевершує пружну схему шліфування. Це указує на ефективність її застосування на кінцевому етапі операції шліфування за умови низької жорсткості технологічної системи для забезпечення високих показників точності обробки.

Наведено приклади ефективного практичного використання цієї схеми шліфування. Так, під час обробки отворів діаметром 6 – 10 мм у кільцях із високотвердих магнітних сплавів АНКО-3А і ЮНДК-18 (HRC 62–63) перехід від жорсткої схеми шліфування до схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі дозволив скоротити час обробки у 1,5 разів.

4. У роботі теоретично обґрунтовано можливість підвищення точності та продуктивності обробки на основі застосування кінематичної схеми круглого зовнішнього поздовжнього глибинного шліфування із дольовою поздовжньою подачею, значно меншою одиниці, та швидкістю деталі, порівнянною із швидкістю круга. Аналітично встановлено, що умовне напруження різання (енергоємність обробки) під час шліфування у загальному вигляді визначається відношенням радіальної складової сили різання, що обумовлена тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, і сумарної радіальної складової сили різання. Збільшення цього відношення у межах від 0 до 1 викликає необмежене збільшення умовного напруження різання (енергоємності обробки), що і є причиною надзвичайно високих значень енергоємності обробки під час шліфуванні, які досягаються на практиці. Теоретично обґрунтовано основні умови зменшення енергоємності обробки. Вони полягають у забезпеченні приблизної рівності фактичної і номінальної продуктивності обробки; у збільшенні номінальної і фактичної продуктивності обробки; у застосуванні відносно м'яких кругів, які повністю або частково компенсують виникнення пружних переміщень у технологічній системі шляхом розмірного зношування шліфувального круга та забезпечення його роботи у режимі самозагострювання.

5. На основі балансу пружних переміщень у технологічній системі теоретично визначено основні співвідношення параметрів механіки внутрішнього алмазного шліфування. Обґрунтовано умови підвищення продуктивності обробки під час внутрішнього шліфування твердого сплаву ВК15 алмазними кругами на металевій, керамічній та органічній зв'язках. Встановлено, що найбільша сила різання, що діє на окреме зерно, досягається під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці, а найменша – під час шліфування алмазним кругом на керамічній зв'язці. Металева зв'язка забезпечує найбільшу міцність утримання зерен, що визначає збільшення сили різання, що діє на окреме зерно, і ступеня затуплення зерна круга та найменшу продуктивність обробки.

6. Встановлено спрощені розрахункові залежності для визначення температури різання під час шліфування, за допомогою яких можна встановити кінцеві значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Це дозволяє, по-новому, підходити до визначення оптимальних умов шліфування, оскільки у відомих залежностях характер поширення температури вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі підпорядковується експоненційному закону, що виключає можливості встановлення кінцевих (справжніх) значень глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі та обмежує однозначність вибору оптимальних режимів шліфування та характеристик круга.

7. Наведено аналітичне рішення щодо визначення температури різання під час шліфування, яке отримано із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, та до поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі. Показано, що температура різання зі збільшенням глибини шліфування і швидкості деталі безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення, що визначається відношенням умовного напруження різання до добутку питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу. При цьому частка тепла, що надходить до стружок, що утворюються, безперервно збільшується – аж до 100 % і змінюється за законом зміни температури різання. За умови досягнення температурою максимального значення все тепло надходить до стружок, що утворюються, і з'являється можливість суттєвого збільшення продуктивності обробки. Встановлено, що цю умову можна реалізувати шляхом зменшення енергоємності обробки та, відповідно, максимальної температури різання до значення, яке менше температури плавлення оброблюваного матеріалу. Для цього ефективно збільшити поверхневу концентрацію зерен на робочій поверхні круга завдяки застосуванню шліфувальних кругів із м'якою основою, наприклад, м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П. Ефективним є також застосування схеми внутрішнього шліфування поверхонь у пневмо- та гідроциліндрах, у якій вісь обертання шліфувального круга із індивідуальним приводом встановлюється перпендикулярно осі обертання оброблюваного отвору.

Розділ 6

Розроблення високоефективних технологічних процесів алмазного шліфування із застосуванням електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках

6.1. Ефективність застосування електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час алмазного шліфування інструментальних матеріалів

Для обробки виробів із твердих сплавів широко застосовують алмазне шліфування. Завдяки високій ріжучій здатності алмазного круга забезпечується висока якість оброблюваних поверхонь. Однак алмазні круги на органічних зв'язках інтенсивно зношуються, тому їх економічно не вигідно застосовувати на форсованих режимах шліфування. Алмазні круги на металевих зв'язках зношуються із меншою інтенсивністю, але швидко засалюються і втрачають ріжучу здатність. Це призводить до зниження продуктивності та якості обробки. Відомі методи механічного правлення таких кругів малоефективні. Більш значними можливостями характеризується метод електроерозійного правлення, заснований на ефекті термічного руйнування металевої зв'язки алмазного круга [4, 40, 59, 68, 117]. Так, впроваджений в інструментальному цеху ХНПК "ФЕД" (м. Харків) на операціях круглого зовнішнього поздовжнього та урізного шліфування твердосплавних ріжучих інструментів процес електроерозійного правлення алмазних кругів форми 1А1 на металевій зв'язці М1-01 дозволяє забезпечити необхідну геометричну форму, усунути засалювання та вивести биття круга. На робочій поверхні алмазного круга формується розвинений ріжучий рельєф, що характеризується значним виступанням алмазних зерен над рівнем зв'язки і великим об'ємом міжзеренного простору круга, достатнім для вільного розміщення стружок, що утворюються, та інших продуктів обробки.

За суттю, у процесі електроерозійного правлення формується принципово новий алмазний інструмент із добре розвиненим (регулю-

ваним) ріжучим рельєфом, що створює об'єктивні передумови шліфування зі збільшеними параметрами зрізів (збільшеними товщинами і довжинами зрізів) та суттєвого збільшення продуктивності обробки. Висока гострота ріжучих кромки алмазного круга забезпечує зменшення сил і температури різання, поліпшення якості обробки (виключаються припикання, мікротріщини, відколювання та інші дефекти поверхневого шару оброблюваного матеріалу), а висока міцність металевої зв'язки забезпечує підвищення зносостійкості алмазного круга. Підготовлений таким способом до роботи алмазний круг характеризується значними технологічними можливостями із точки зору збільшення продуктивності обробки і його стійкості під час шліфування твердих сплавів, високоміцних сталей та інших металевих і неметалевих важкооброблюваних матеріалів.

Електроерозійне правлення алмазного круга можна здійснювати безперервно у процесі шліфування або періодично по мірі його затуплення. У першому випадку електродом для правлення алмазного круга може бути оброблювана деталь. Процес шліфування поєднується із правленням алмазного круга (на практиці цей процес отримав назву "електроерозійне алмазне шліфування"). У другому випадку електродом для правлення алмазних кругів форми 1А1 на круглошліфувальному верстаті використовують циліндричну заготовку із чавуну (сталі) або іншого ерозійностійкого матеріалу. При цьому ефективно використовувати джерела технологічного електричного струму підвищеної потужності (до 4 кВт) із метою забезпечення значного виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. Встановлено, що у процесі обробки твердих сплавів одночасно із сталлю (твердосплавних ріжучих інструментів) заправлений такий способом алмазний круг може ефективно працювати протягом однієї години і більше.

Робочим середовищем під час електроерозійного правлення можна використовувати прості за складом нешкідливі технологічні рідини (наприклад, звичайні емульсії, що застосовуються під час шліфування), рекомендується 1 ... 3 %-й розчин соди.

Процес електроерозійного правлення алмазного круга здійснюють на спеціальних або звичайних шліфувальних верстатах після їх відповідної модернізації (електроізоляції шпинделя круга) і підключення джерела технологічного електричного струму.

Після встановлення на верстат нового алмазного круга на металевій зв'язці необхідно здійснити його початкове правлення та усунути биття. Для цього позитивний полюс джерела технологічного струму слід підключити до щітки на алмазному крузі, а негативний полюс – до корпусу задньої бабки шліфувального верстата. У центрах встановлюють циліндричну заготовку – електрод із чавуну чи сталі.

У момент дотику алмазного круга до деталі під час шліфування у зоні обробки збуджуються електричні розряди, у результаті чого відбувається термічне руйнування металевої зв'язки алмазного круга і правлення його алмазовмісного шару. Для підтримання розрядного електричного струму на рівні 70 ... 80 А необхідно періодично здійснювати поперечну подачу алмазного круга. Контроль величини електричного струму необхідно здійснювати за приладом, встановленим на джерелі електричного струму. Процес правлення слід здійснювати доти, доки вся ріжуча поверхня алмазного круга розкриється, на що указує відсутність його биття. Контроль за станом ріжучої поверхні алмазного круга слід здійснювати візуально, періодично зупиняючи круг. Тривалість процесу початкового правлення, як правило, не перевищує 10 ... 20 хв.

Після підготовлення алмазного круга до роботи рекомендується шліфувати деталі з відключеним джерелом технологічного електричного струму. По мірі затуплення алмазного круга слід періодично у процесі шліфування включати джерело електричного струму та здійснювати правлення алмазного круга. Правлячим електродом у цьому випадку є оброблювану деталь.

При цьому тривалість правлення значно менше, ніж тривалість початкового правлення алмазного круга і становить декілька хвилин, а розрядний електричний струм слід підтримувати на рівні 20 ... 40 А.

Можливий варіант шліфування із постійно увімкненим джерелом технологічного електричного струму. При цьому розрядний електричний струм слід підтримувати на рівні до 20 А. Однак, цей варіант не завжди ефективний, оскільки приводить до підвищеного зношування алмазного круга і погіршує екологію виробництва. Доцільно використовувати періодичне електроерозійне правлення, забезпечуючи при цьому значне виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга та його високу ріжучу здатність. Під час шліфування деталі з включеним джерелом електричного струму можливе утворення на оброблюваній

поверхні слідів від електричних розрядів, що виникають (чорний колір). У такому разі необхідно здійснити виходжування із відключеним джерелом електричного струму (сліди усуваються).

Експериментально встановлено, що у процесі електроерозійного шліфування твердосплавних ріжучих інструментів із-за високої гостроти алмазного круга досягається шорсткість обробки на рівні 7 ... 8 класів шорсткості. Для забезпечення 9-го класу шорсткості та вище рекомендується після електроерозійного правлення здійснити затуплення алмазних зерен круга із використанням алмазного олівця типу "Славутич" або алмазного різця (алмазного ролика, алмазного круга). Для цього алмазний олівець встановлюють у спеціальній пристрій на круглошліфувальному верстаті та здійснюють його шліфування заправленим алмазним кругом за один поздовжній хід стола верстата. У результаті відбувається зрізання вершин алмазних зерен і алмазний круг можна ефективно використовувати на операціях чистового шліфування, забезпечуючи стабільно 9-й клас шорсткості й вище.

Отже, алмазний круг на металевій зв'язці ефективно застосовувати під час попереднього та остаточного шліфування.

Попереднє кругле зовнішнє поздовжнє шліфування доцільно здійснювати за схемою багатопрхідного шліфування із швидкістю обертання круга 25 ... 35 м/с; швидкістю обертання деталі 20 ... 60 м/хв; швидкістю поздовжньої подачі 0 ... 20 мм/(оберт деталі) із висотою алмазного круга 25 мм; швидкістю поперечної подачі 0,1 мм/(поздовжній хід столу) і більше. Під час круглого урізного шліфування швидкість поперечної подачі слід встановлювати у межах до 6 мм/хв.

Рекомендується використовувати схему глибинного зовнішнього круглого шліфування із швидкістю обертання деталі 0,5 ... 5 м/хв; швидкістю поздовжньої подачі 0,02 ... 0,2 м/хв; глибиною шліфування – до 1 мм на прохід. Для реалізації схеми глибинного шліфування необхідно зменшити швидкість обертання деталі, що досягається встановленням на верстаті редуктора. Глибинне шліфування збільшує продуктивність обробки у 5 разів і більше, зменшує зношування алмазного круга, покращує шорсткість обробки, що дозволяє поєднувати ефекти обробки під час попереднього та остаточного шліфування.

Під час електроерозійного шліфування ефективно використовувати алмазні круги діаметром 300 ... 400 мм і висотою 20 ... 40 мм, зер-

ністю 100/80 і нижче (із метою поліпшення шорсткості обробки), об'ємною концентрацією зерен круга 50 % ... 100 %), із мідно-алюмінієвою металевою зв'язкою М1-01 (ріжуча поверхня сірого кольору). Застосування алмазних кругів на мідно-оловянистих зв'язках М2-01 (ріжуча поверхня коричневого кольору) під час обробки твердих сплавів і сталей є малоефективним. Ці алмазні круги доцільно використовувати під час шліфування неметалевих матеріалів (скла, керамік, твердих порід каменю тощо).

6.2. Електроерозійне правлення алмазних кругів на металевих зв'язках без зняття їх із шліфувального верстату

Під час шліфування деталей із важкооброблюваних матеріалів широко застосовують алмазні круги на металевих зв'язках. Однак із-за їх значного биття (0,03 – 0,09 мм) неможливо здійснити обробку деталей із достатньою точністю.

У загальному випадку биття алмазного круга, встановленого на шліфувальному верстаті, можна подати у вигляді залежності:

$$\Delta\delta = \Delta\delta_{\text{подш}} + \Delta\delta_{\text{пос}} + \Delta\delta_{\text{опр}} + \Delta\delta_{\text{кр}},$$

де $\Delta\delta_{\text{подш}}$ – биття шпинделя верстата у підшипниках;

$\Delta\delta_{\text{пос}}$ – биття, що викликане неточністю посадкового сполучення оправки (фланця) із отвором алмазного круга;

$\Delta\delta_{\text{опр}}$ – биття, що викликане неточністю посадкового сполучення оправки (фланця) і шпинделя верстата;

$\Delta\delta_{\text{кр}}$ – биття, що викликане відхиленням зовнішнього діаметра алмазного круга відносно осі отвору.

Для усунення биття алмазного круга у процесі розтину і правлення його алмазовмісного шару слід застосовувати електроерозійне правлення. Електричні розряди, що виникають у ерозійному проміжку, дозволяють значно зменшити биття алмазного круга і отримати достатньо розвинений його ріжучий рельєф.

Продуктивність процесу електроерозійного правлення багато в чому залежить від джерела технологічного електричного струму, що

застосовується, енергії, що вводиться до зони різання, методу правлення, матеріалу і форми правлячих електродів.

Із метою дослідження впливу цих чинників на величину биття алмазного круга проведено досліді, що дозволяють вибрати оптимальні умови правлення алмазних кругів на металевій зв'язці М2-01. Джерелами технологічного електричного струму використали генератори типу ІТТ-35 і ШГІ 40-440, а правлячим електродом – чавунний валик діаметром 50 мм, що охоплює чавунний електрод, і алмазний круг 1А1 50×10×3×16 АС6 160/125 М2-01 4 (табл. 6.1).

Таблиця 6.1 – Характеристики джерел технологічного електричного струму

Джерело технологічного електричного струму *	Напруга холостого ходу, В	Час правлення, хв	Величина зменшення биття алмазного круга, мм		
			круглий електрод	охоплюючий електрод	алмазний ролик
ІТТ-35	65	10	0,007	0,01	–
			0,01	0,02	–
ШГІ 40-440	60	10	0,01	–	0,02
		20	0,022	–	0,033

* Середній електричний струм 20 А

Застосування охоплюючого електроду дозволяє збільшити площу контакту і зменшити у 1,5 – 2 рази биття алмазного круга порівняно із застосуванням круглого електроду. Однак продуктивність процесу електроерозійного правлення із використанням джерела технологічного електричного струму ІТТ-35 низька, а інтенсивність знімання металевої зв'язки алмазного круга не перевищує 0,01 мм за 10 хв роботи. Отже, щоб зменшити биття алмазного круга до 0,01 – 0,015 мм необхідно збільшити час правлення до 60 – 90 хв. Низька продуктивність правлення алмазного круга від застосування джерела технологічного електричного струму ІТТ-35 пояснюється низькою частотою проходження імпульсів – 50 Гц, тобто один імпульс здійснюється за 0,5 – 7 обертів алмазного круга. Внаслідок цього значну частину часу алмазний круг працює без дії на нього електричної енергії.

Зі збільшенням частоти проходження імпульсів до 8 кГц у разі застосування генератора імпульсного електричного струму ШГІ 40-440 збільшується інтенсивність знімання металеві зв'язки із алмазного круга: вона досягає 0,1 – 0,12 мм за 10 хв електроерозійного правлення проти 0,003 – 0,007 мм за тих самих умов під час застосування джерела електричного струму ІТТ-35. Отже, продуктивність процесу електроерозійного правлення алмазного круга збільшується на 30 – 50 %.

Застосування електродом-інструментом алмазного ролика дозволяє ще значніше збільшити продуктивність процесу електроерозійного правлення і забезпечити інтенсивність знімання металеві зв'язки із алмазного круга на рівні 0,013 – 0,02 мм за 10 хв роботи. У цьому випадку алмазні зерна ролика додатково діють на металеву зв'язку алмазного круга і, тим самим, прискорюють його електроерозійне правлення. При цьому відбувається згладжування ріжучого рельєфу алмазного круга, що викликає необхідність подальшого електроерозійного правлення із метою створення високорозвинутого ріжучого рельєфу алмазного круга.

Проведені дослідження дозволили розробити та впровадити у виробництво пристрій для електроерозійного правлення алмазних кругів під час шліфування керамічних пластин товщиною 0,8 мм на серійних верстатах моделі 3102А із вертикальним розташуванням двох шпинделів. Раніше для цього застосовували плоскошліфувальні верстати, на яких правлення алмазних кругів здійснювали абразивними кругами. Керамічні заготовки (у вигляді пластин) для обробки на цих верстатах кріпили спеціальним клеєм. Оскільки заготовки необхідно обробляти із двох сторін, то доводилося двічі наклеювати їх на спеціальні матриці, що призводило до великих витрат часу та значної кількості коштовного спеціального клею. У процесі наклеювання часто спостерігалось нещільне прилягання пластин до матриці, а це приводило до збільшення браку виготовленої продукції.

Обробку здійснювали алмазними кругами на металевій зв'язці М1-01, які можуть працювати у режимі самозагострювання. Часткове правлення їх алмазовмісного шару здійснюється у процесі обробки. Знімання алмазного шару під час правлення контролюється візуально, бо пристроїв, здатних оцінити якість правлення, немає, внаслідок чого рівень витрати алмазних кругів дуже високий.

Запропонований пристрій для шліфування розраховано на застосування 2 алмазних кругів форми 12A2 300×50×6 AC6 100/80 M2-01 4, які встановлено один до одного із зазором, рівним товщині оброблюваної керамічної пластини. Заготовки укладено у комірочки касети, які подаються до зони обробки. Процес різання здійснюється одночасно двома алмазними кругами із припуском $t = 0,4 \dots 0,5$ мм. Виміри споживаної потужності на шпинделях верстата показали значне підвищення сили різання зі збільшенням припуску оброблюваного матеріалу. Тому із метою зменшення силової напруженості процесу шліфування встановлено оптимальну швидкість подачі оброблюваного матеріалу та визначено кут нахилу осей алмазних кругів один відносно одного, тобто встановлено оптимальний кут розкриття поверхонь для входу керамічних заготовок.

Застосування алмазних кругів на високоміцній металевій зв'язці M2-01 дозволило значно підвищити їх стійкість, але після обробки невеликої партії керамічних пластин спостерігалось значне підвищення потужності шліфування і розтріскування пластин, тобто необхідно було припинити процес шліфування та здійснювати правлення алмазного круга.

Найбільш ефективним методом правлення алмазних кругів на металевій зв'язці M1-01 є електроерозійний метод. Спроба здійснити електроерозійне правлення алмазного круга на стандартній установці не виправдалась із-за значної похибки, яка виникає під час подвійного встановлення алмазних кругів. Спостерігалась низька продуктивність обробки у зв'язку із великими складнощами у момент знімання і встановлення алмазних кругів. Тому запропоновано і впроваджено процес електроерозійного правлення робочої поверхні алмазного круга безпосередньо на верстаті з використанням спеціального пристрою (рис. 6.1.) Пристрій складається із електродвигуна із понижувальним редуктором РД-9, обертальний рух якого за допомогою кривошипа перетворюється на поступальний рух напрямної планки зі спеціальним електродом. Рух напрямної планки відбувається по кульках, які вкрито у пази упорних планок, та напрямної. Ця конструкція надійно фіксує планку від зсуву і повертання, а також виникнення значних сил тертя у процесі руху під навантаженням. Указані елементи конструкції кріпляться на металевій плиті. Електроізоляцію пристрою від корпусу верстата здійснено за допомогою текстолітової пластини, до якої закріплено пристрій.

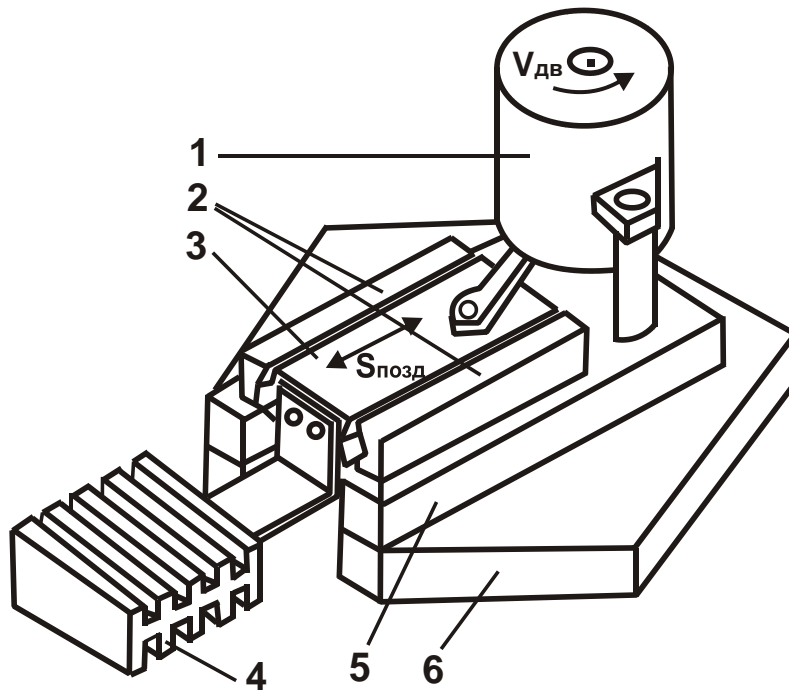


Рисунок 6.1 – Пристрій для електроерозійного правлення одночасно двох алмазних кругів на шліфувальному верстаті моделі 3102:
 1 – електродвигун РД-9; 2 – упорні планки; 3 – напрямна планка;
 4 – мідний електрод; 5 – опорна планка; 6 – текстолітова пластина

Для зручності кріплення правлячого пристрою до верстату ізоляційну пластину виготовлено із формою посадкового місця на верстаті. Живлення електродвигуна РД-9 надходить від щита розподілу верстата включенням у електричний ланцюг додаткової ємності (рис. 6.1).

Джерелом технологічного струму використано генератор ШГІ-80. Технологічним середовищем електроерозійного правлення є технічна вода. За допомогою конструкції правлячого електрода, виготовленого із міді, можна здійснювати правлення одночасно двох алмазних кругів, розведених на відповідну відстань. Така форма правлення значно зменшує час, необхідний для відновлення ріжучої здатності алмазного круга.

Під час встановлення пристрою на шліфувальний верстат необхідно враховувати умову, щоб площина руху електрода була паралельна площині алмазного круга, інакше процес руйнування металевої зв'язки алмазного круга здійснюватиметься нерівномірно, а це негативно позначиться на процесі обробки.

Запропонований пристрій дозволяє здійснювати електроерозійне правлення алмазних кругів, не знімаючи їх із верстата, і не порушуючи

точності їх встановлення, що значно впливає на зменшення витрати алмазовмісного шару круга.

Більш ретельне дослідження процесу електроерозійного правлення алмазних кругів і подальше шліфування їми дозволило встановити оптимальні терміни між правленнями, узгоджуючи їх зі збільшенням потужності, що витрачається під час шліфування.

Впровадження процесу електроерозійного правлення алмазних кругів безпосередньо на шліфувальному верстаті моделі 3102А дозволило збільшити об'єм виготовленої продукції за робочу зміну в 1,6 разів та зменшити на 15% брак виготовленої продукції. Безпосередньо на шліфувальних верстатах ділянки цеху було вивільнено трьох робітників: двох слюсарів, які займалися зняттям і встановленням алмазних кругів для правлення на стаціонарній установці та оператора установки, на якій здійснювали електроерозійне правлення. При цьому значно покращилися гігієнічні умови праці.

6.3. Ефективність застосування електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час алмазного шліфування металевих і неметалевих матеріалів підвищеної твердості

Алмазні круги на металевих зв'язках характеризуються значними технологічними можливостями із точки зору підвищення зносостійкості та продуктивності обробки під час шліфування металевих важкооброблюваних матеріалів. Однак на практиці вони отримали застосування в основному (до 95 %) під час обробки неметалевих матеріалів (виробів із скла і кристалю, керамік, феритів і графітів, твердих порід каменю, у виробництві діамантів тощо). Під час шліфування металевих матеріалів ці круги швидко втрачають ріжучу здатність і їх застосування виявляється малоефективним.

Ще у 1960-ті роки науково доведено перспективність підвищення працездатності алмазних кругів на металевих зв'язках завдяки використанню електроерозійного правлення. Разом із тим, існує велика розбіжність між результатами застосування електроерозійного правлення під час шліфування у лабораторних і виробничих умовах. Висока нестабільність (низька надійність) роботи алмазного круга із використанням

електроерозійного правлення, а також дуже низькі показники продуктивності обробки – основні труднощі застосування алмазних кругів у виробничих умовах. Особливо це стосується обробки твердосплавних виробів, обробка яких у лабораторних умовах показує позитивні результати. Із цього витікає актуальність отримання нових технологічних рішень, які дозволяють підвищити надійність роботи алмазних кругів у виробничих умовах та більш повно використати їх технологічні можливості.

Наприкінці 1980-х років у Харківському НВО "Прогрес" і НТК "Ельбор" авторами даної роботи було отримано нові практичні рішення, які дозволили кардинально вирішити проблему підвищення надійності роботи алмазних кругів на металевих зв'язках (із застосуванням електроерозійного правлення) у виробничих умовах. Із цією метою освоєно виробництво спеціальних джерел технологічного електричного струму, у тому числі електроімпульсних генераторів (понад 50 різних конструкцій). Розроблені на цій основі вискоефективні технології алмазного шліфування впроваджено більш ніж на 100 підприємствах під час обробки різноманітних виробів.

Позитивні результати отримано на операціях шліфування і загострювання твердосплавних ріжучих інструментів алмазними кругами на металевих зв'язках М1-01 і М2-01, у тому числі великогабаритними алмазними кругами діаметром 400 мм і 500 мм. Так, застосування алмазних кругів форми 1А1 діаметром 500 мм на металевій зв'язці М2-01 із використанням електроерозійного правлення дозволило вирішити проблему високопродуктивного шліфування ріжучих інструментів із твердих сплавів і швидкорізальних сталей, виключити застосування абразивних кругів на операціях попереднього шліфування. Наприклад, вирішено проблеми круглого зовнішнього шліфування довгих протяжок із швидкорізальної сталі (під час абразивної обробки внаслідок збільшених сил і температури різання не забезпечувалися необхідні параметри точності та якості обробки) і алмазного шліфування твердосплавних виробів із переривчастими поверхнями, що характеризується низькою зносостійкістю алмазних кругів. На ряді підприємств впроваджено процеси електроерозійного правлення замість електрохімічного правлення із метою покращення екології виробництва і підвищення ріжучої здатності алмазних кругів на операціях круглого зовнішнього, внутрішнього, плоского шліфування та загострювання ріжучих інструментів.

Розроблені технології алмазного шліфування базуються, в основному, на використанні періодичного електроерозійного правлення алмазних кругів на менш міцних металевих зв'язках типу М1-01. Для реалізації процесів електроерозійного правлення розроблено оригінальні конструкції технологічного оснащення, які отримали також застосування під час шліфування різних твердосплавних виробів, наприклад, твердосплавних вставок, торцевих ущільнень із композиції "твердий сплав "Реліт – мідь" (Завод "Потенціал", м. Харків) та ін. Однак, основне застосування розроблені технології отримали на операціях шліфування неметалевих важкооброблюваних матеріалів, де використовується до 95 % виготовлених алмазних кругів на металевих зв'язках. У результаті було вирішено важливу проблему високоякісної обробки шліфуванням цих матеріалів. Наприклад, розроблено дуже простий варіант технології електроерозійного підзаправлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час обробки виробів із хрустала. Для цього використовується простий правлячий пристрій – ручний ізольований Г-подібний електрод (рис. 6.2), який у процесі підзаправлення алмазного круга робітник-шліфувальник утримує у руці. Процес здійснюється безпосередньо на робочому місці робітником із періодичністю не менше 15 хвилин. Це не вимагає модернізації верстата, тобто електроізоляції шпинделя та ін., не потрібна також висока кваліфікація робітника.

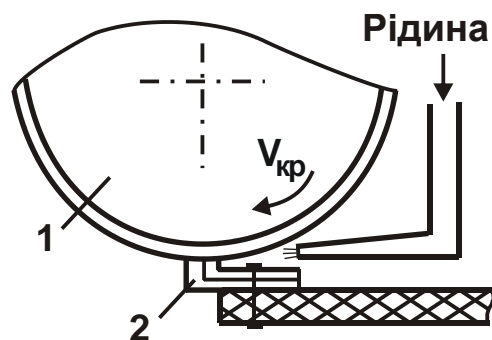


Рисунок 6.2 – Схема електроерозійного підзаправлення алмазного круга (1) із використанням ручного ізольованого Г-подібного електрода (2)

За допомогою такого пристрою протягом 5 секунд повністю відновлюється ріжуча здатність алмазного круга і забезпечується необхідна геометрія робочої поверхні алмазного круга. Цей пристрій, поряд із високоякісною та високопродуктивною обробкою, дозволяє також усунути

биття алмазного круга на етапі підготовки його до роботи, що раніше із використанням правлення абразивним бруском було нездійснено.

На основі запропонованого технічного рішення розроблено технологію електроерозійного підзаправлення алмазних кругів на металевих зв'язках. Які застосовуються на операції шліфування блок-матриць для синтезу алмазного порошку. Блок-матриця складається зі сталевий обійми із запресованою до неї твердосплавною камерою, в якій відбувається процес синтезу алмазного порошку. Для забезпечення площинності верхньої частини блок-матриці здійснюється її шліфування алмазним кругом на плоскошліфувальному верстаті моделі ЗГ71. Спільна обробка сталі й твердого сплаву алмазним кругом 1А1 250×20×5 на органічній зв'язці, як показує практика, призводить до інтенсивного зношування алмазного круга і зменшення продуктивності обробки. Застосування алмазного круга на керамічній зв'язці дозволяє певною мірою підвищити продуктивність обробки і зменшити зношування круга, однак вирішити проблему високопродуктивного шліфування не вдалося.

Принципово проблему було вирішено завдяки застосуванню алмазного круга форми 1А1 300×20×5 на металевій зв'язці М1-01 та його періодичного електроерозійного правлення. Для цього проведено модернізацію плоскошліфувального верстата, яка включала електроізоляцію алмазного круга і підведення до нього електричного струму через графітову щітку. Правлячим електродом спочатку використовували оброблювану деталь. Джерелом технологічного електричного струму застосовували спеціально виготовлений генератор імпульсного електричного струму.

Однак традиційне електроерозійне правлення алмазного круга безпосередньо у процесі шліфування не дозволило досягти очікуваних результатів. Щільний контакт алмазного круга із оброблюваною поверхнею деталі, із однієї сторони, приводив до суттєвого збільшення розрядного струму, а з іншої сторони, викликав інтенсивне засалювання алмазного круга. Алмазний круг фактично не піддавався правленню, його робоча поверхня була повністю покрита світло-сірим шаром сталевий стружки. Тому від такої ідеї електроерозійного правлення алмазного круга довелося відмовитися. Замість неї запропоновано ідею здійснення електроерозійного підзаправлення із використанням ручного ізольованого електроду на основі запропонованого технічного рішення

(рис. 6.2), практична реалізація якого показала позитивні результати. Так, новий алмазний круг на металевій зв'язці М1-01, який було встановлено на шліфувальний верстат і який характеризувався значним биттям робочої поверхні, за допомогою ручного електроду був підготовлений до роботи за дуже короткий проміжок часу. Отже, застосування розробленої технології електроерозійного підзаправлення із використанням ручного ізольованого електроду дозволяє виготовляти конку-рентоздатну промислову продукцію.

Також розроблено і впроваджено у виробництво ефективні технології електроерозійної обробки спеціальних профільних алмазних кругів на металевих зв'язках, що використовуються для створення фальцету на листовому склі, у дзеркальному виробництві тощо. На їх основі вирішено проблему електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках для шліфування виробів оптики, зокрема, лінз. Ці технології впроваджено на ряді скляних заводів у великих обсягах. Тому далі наведено аналіз розроблених найбільш ефективних технологій обробки важкооброблюваних неметалевих матеріалів із застосуванням електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках [52, 96].

1. Під час шліфування деталей із керамік і феритів на верстатах із столом, що обертається (моделі ЗД756), застосовують великогабаритні торцеві збірні алмазні круги на металевих кобальтових зв'язках і зв'язці М2-01 діаметром 800 мм і більше. Як показує практика, після збирання ріжучих елементів (циліндричних алмазних вставок діаметром 40 мм) у крузі має місце їх значна різновисотність (1 мм і більше). При цьому виникають проблеми підготовки алмазного круга до роботи, пов'язані, перш за все, із необхідністю утворення на його робочій поверхні збірного конуса. Традиційно для цього здійснюють шліфування збірного алмазного круга абразивним кругом. Ця операція дуже тривала і трудомістка, споживає дуже велику кількість абразивних кругів. Тому впровадження розробленої технології електроерозійного правлення алмазного круга, спеціального технологічного оснащення і створених електроімпульсних генераторів суттєво скорочує час підготовки алмазного круга до шліфування і не вимагає застосування абразивних кругів. При цьому забезпечується якісне розкриття алмазовмісного шару крупнозернистого алмазного круга, що суттєво підвищує його стійкість

та зменшує тертя металевої зв'язки із оброблюваним матеріалом під час шліфування. Розроблену технологію електроерозійного правлення із високою ефективністю впроваджено в основне виробництво НВФ "Ферокерам" (м. Біла Церква Київської області). Під цю технологію переобладнано понад 20 шліфувальних верстатів.

2. Під час двостороннього торцевого шліфування за жорсткою схемою керамічних пластин (які використовують у електронній промисловості) на верстатах моделі 3102 внаслідок затуплення алмазних кругів на металевій зв'язці М2-01 значно збільшуються сили різання. Це призводить до зниження якості обробки і підвищення навантажень, які діють на радіально-упорні підшипники шпиндельного вузла верстата і приводять до передчасного виходу їх із ладу, що потребує трудомісткого ремонту верстата. Встановлено, що методи механічного правлення алмазного круга, що застосовуються, малоефективні, оскільки не забезпечують достатнього виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. Тому для здійснення електроерозійної періодичної обробки одночасно двох алмазних кругів (встановлених паралельно) безпо-середньо на верстаті розроблено конструкцію правлячого пристрою (рис. 6.1), що працює в автоматичному режимі та забезпечує збільшене виступання зерен, усуває торцеве биття алмазних кругів, багаторазово підвищує їх стійкість між правленнями, точність та якість оброблюваних пластин, зменшує витрати алмазу. Застосування електроерозійного правлення дозволило підвищити продуктивність обробки завдяки використанню алмазних кругів підвищеної зернистості 250/200, які у звичайних умовах непрацездатні із-за неможливості достатнього розкриття алмазовмісного шару круга під час застосування звичайних методів механічного правлення.

3. Для огранювання природних алмазів у діаманти на Полтавському алмазному заводі виготовлено дрібнозернисті (зернистістю 10/7) алмазні круги форми 6А2 на металевих зв'язках. Однак із-за незначного виступання зерен над рівнем зв'язки ці алмазні круги практично непрацездатні. Ефективність традиційного огранювання природних алмазів у діаманти із використанням чавунних шаржованих алмазами дисків та дисків, виготовлених електрогальванічним методом, значно вище.

Тому розроблено ефективну технологію електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках, що забезпечує підви-

щення точності обробки робочих поверхонь кругів (площинність) у межах 0,01 мм і значне виступання зерен над зв'язкою. Це відкрило технологічні можливості ефективного використання даних алмазних кругів. Встановлено відсутність масопереносу компонентів металевої зв'язки на оброблюваний виріб, що мало місце після шліфування алмазним кругом, який піддавався традиційному механічному правленню. Подальше вдосконалення конструкції алмазного круга вимагає збільшення концентрації зерен понад 200 %, що є, на жаль, завданням, яке складно вирішити.

4. Розроблено ефективну технологію електроерозійної обробки великогабаритних (діаметром більше 1000 мм) алмазних сегментних пил, які використовують у каменеобробці. Технологія забезпечує усунення значної різновисотності (1 мм і більше) розташування алмазних сегментів на корпусі пили і якісне розкриття їх алмазовмісних шарів високої міцності, чого не досягалося у процесі традиційного механічного правлення абразивними кругами, у тому числі на спеціальному (західноєвропейському) обладнанні.

6.4. Основні напрями підвищення ефективності технологій алмазного шліфування неметалевих матеріалів підвищеної твердості

6.4.1. Теоретичне обґрунтування умов підвищення ефективності шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках неметалевих матеріалів підвищеної твердості

У загальному випадку глибина впровадження ріжучого зерна в оброблюваний матеріал H визначається твердістю матеріалу HV і радіальним зусиллям P , що діє на зерно, яке можна розглядати у вигляді конуса із кутом у вершини 2γ :

$$HV = \frac{P}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2}. \quad (6.1)$$

Як витікає із залежності (6.1), чим більше твердість оброблюваного матеріалу HV і менше радіальне зусилля P , тим менше глибина впровадження зерна у оброблюваний матеріал H . Отже, під час шлі-

фування таких важкообробних матеріалів як кераміки, композити, синтетичні надтверді матеріали, природні алмази тощо, глибина впровадження зерна у оброблюваний матеріал H буде невеликою. Коефіцієнт $(1-\varepsilon)=H/\bar{X}$, що визначає ступінь виступання зерна над рівнем зв'язки алмазного круга і змінюється у межах $0 \dots 1$ (за умови $b = H$, де b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки, м; \bar{X} – зернистість круга, м) зменшиться. Однак, із цього не витікає зменшення продуктивності обробки Q , що визначається залежністю:

$$Q = \frac{S \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1-\varepsilon)^3 \cdot (1-\eta^2)}{600 \cdot \pi}, \quad (6.2)$$

де S – площа поперечного перерізу оброблюваного прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга, м^2 ;

m – об'ємна концентрація зерен круга;

$\eta=0 \dots 1$ – безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь затуплення ріжучих зерен (для гострого зерна $\eta = 0$, для затупленого зерна $\eta \rightarrow 1$).

Це пов'язано із тим, що одночасно зі зменшенням величини $b = H$ у залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V'_{\text{дет}}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}, \quad (6.3)$$

(де $V'_{\text{дет}}$ – швидкість руху оброблюваного зразка за нормаллю до круга, м/с ; k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м^2) зменшується безрозмірний коефіцієнт η , що дозволяє компенсувати зменшення продуктивності обробки Q шляхом зменшення коефіцієнта $(1-\varepsilon)$.

Таким чином, встановлено, що основною умовою збільшення продуктивності обробки Q під час шліфування матеріалів високої твердості є підтримання на алмазному крузі "гострого" ріжучого рельєфу ($\eta \rightarrow 0$). Це досягається роботою алмазного круга у режимі самогострювання шляхом введення оброблюваного матеріалу в контакт зі зв'язкою круга (застосовуючи маломіцні органічні або керамічні зв'язки), або роботою круга у режимі безперервного електроерозійного або електрохімічного правлення.

Відомо, що зі збільшенням зернистості алмазного круга міцність зерна на стиск (яка визначається руйнівним навантаженням, у даному

випадку радіальним зусиллям P) збільшується за залежністю $P = \alpha \cdot A^\beta$, де α і $\beta < 1$ – постійні величини. Тоді коефіцієнт $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$ із урахуванням залежності (6.1) визначиться:

$$(1 - \varepsilon) = \frac{1}{\bar{X}^{(1-0,5\beta)}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV}} \quad (6.4)$$

Як видно, коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$ тим більше, чим менше зернистість алмазного круга \bar{X} і більше параметр α , що визначає відносну міцність зерен різних марок алмазів. Отже, добитися збільшення продуктивності обробки Q , згідно залежності (6.2), під час обробки матеріалів високої твердості можна шляхом застосування дрібнозернистих алмазних кругів із підвищеною міцністю алмазних зерен.

Враховуючи те, що параметри \bar{X} і HV входять у залежність (4) приблизно із однаковим ступенем, рівним 0,5, зернистість алмазного круга слід приймати обернено пропорційною твердості оброблюваного матеріалу. Наприклад, під час обробки твердих сплавів зернистість HV має бути значно більшою, ніж під час обробки синтетичних або природних алмазів, оскільки твердості цих матеріалів суттєво відрізняються. Цим, зокрема, пояснюється те, що під час шліфування природних алмазів рекомендується використовувати зернистість 3 ... 7 мкм, а під час шліфування твердих сплавів – зернистість 160 ... 250 мкм і більше.

Зменшення зернистості \bar{X} , згідно залежності (6.4), призводить до збільшення коефіцієнта $(1 - \varepsilon)$, тобто до підвищення ступеня виступання зерна над рівнем зв'язки і зменшення частини зерна, розташованої у зв'язці алмазного круга. Отже, міцність утримання зерна зменшиться і для її збільшення необхідно використовувати більш міцні металеві зв'язки. Цей висновок узгоджується із практикою шліфування природних алмазів у діаманти, де використовують спеціальні дрібнозернисті алмазні круги на металевих зв'язках, у тому числі одношарові алмазні круги, виготовлені електрогальванічним методом. Стійкість таких кругів визначається діапазоном зміни параметра $\eta = 0 \dots \eta_1 < 1$. Чим більше значення η_1 , тим вище стійкість круга. Збільшення значення η_1 , у свою чергу, вимагає збільшення параметра H згідно залежності:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V'_{дет}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}} \quad (6.5)$$

і коефіцієнта $(1-\varepsilon)$ згідно залежності (6.4). Отже, збільшити стійкість алмазного круга можна шляхом збільшення висоти виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга, застосовуючи більш міцні металеві зв'язки та ефективні методи первинного розтину алмазовмісного шару круга, наприклад, електроерозійне або електрохімічне правлення.

Проведемо аналіз круглого зовнішнього алмазного шліфування кілець із високоміцних силіцованих та алюмокарбидокремнієвих графітів (кілець застосовують для виготовлення торцевих ущільнень для насосних агрегатів). Для даної схеми шліфування параметри H , η і Q визначаються залежностями, наведеними у п. 3.2:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1-\eta^2)}}; \quad (6.6)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}; \quad (6.7)$$

$$Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{S_0 \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot (1-\eta^2)^2}{162 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho}, \quad (6.8)$$

де $V_{\text{дет}}$ – швидкість обертання деталі, м/с; ($V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}$);

t – глибина шліфування, м;

S_0 – поздовжня подача, м/об;

$$\rho = \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}};$$

$R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – радіуси круга і деталі, м.

Як видно, збільшення твердості оброблюваного матеріалу призводить до зменшення параметра $b = H$, коефіцієнта $(1-\varepsilon)$, а отже, продуктивності обробки Q згідно залежності (6.8). Домогтися збільшення продуктивності обробки Q можна шляхом зменшення безрозмірного коефіцієнта η за залежністю (6.7), застосовуючи режим самогострювання алмазного круга на органічній або керамічній зв'язці або режим безперервного автономного електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці. Очевидно, другий спосіб більш універсальний, оскільки не вимагає виконання умови $b = H$ шляхом реалізації режиму самогострювання алмазного круга, який важко здійснити на практиці.

Другою важливою умовою підвищення продуктивності обробки під час шліфування важкооброблюваних матеріалів слід розглядати зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ і збільшення поздовжньої подачі S_0 у залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot \sqrt{2} \cdot V_{дет} \cdot Q \cdot \rho}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot \sqrt{S_0}}} \quad (6.9)$$

у зв'язку зі зменшенням параметра b , зберігаючи параметри η і Q незмінними. Із урахуванням умови $Q = S_0 \cdot V_{дет} \cdot t = \text{const}$ глибина шліфування t збільшиться.

Отже, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу ефективно використовувати схему глибинного шліфування зі збільшеною глибиною шліфування t і невеликою швидкістю деталі $V_{дет}$ за умови $S_0 \cong B$ (де B – висота круга, м). Виходячи із цього, схему глибинного зовнішнього круглого алмазного шліфування було ефективно використано для обробки кілець із високоміцних силіцизованих і алюмокарбідокремнієвих графітів.

Порівняно із діючим технологічним процесом звичайного багатопрхідного алмазного шліфування, розроблений технологічний процес глибинного круглого зовнішнього алмазного шліфування дозволив у 2 ... 5 разів підвищити продуктивність обробки, у 2 ... 3 рази зменшити зношення алмазних кругів на металевих зв'язках за одночасним виконанням технічних вимог за якістю обробки графітових кілець. Встановлено, що знімання припуску величиною до 4 мм на сторону можна здійснювати за один поздовжній хід алмазного круга із досягненням високої якості обробки. Це забезпечує поєднання попереднього та остаточного шліфування в одну операцію та суттєво знижує трудомісткість виготовлення торцевих ущільнень.

Із урахуванням неструмопровідності графітів, електроерозійне правлення алмазного круга здійснювали автономно за допомогою спеціального катодного пристрою та спеціального малогабаритного генератора імпульсного електричного струму. Це забезпечило високоякісне очищення алмазного круга від продуктів обробки і його високу ріжучу здатність. Обробку здійснювали із глибиною шліфування $t > 1$ мм, швидкістю деталі $V_{дет} = 0,5 \dots 2$ м/хв, поздовжньою подачею $S_0 \cong B$,

швидкістю круга $V_{кр} = 35 \dots 40$ м/с і силою електричного струму $I = 30 \dots 50$ А. Застосування даного розробленого технологічного процесу глибокого зовнішнього круглого шліфування дозволило ефективно використовувати алмазні круги 1А1 300×25 на металевих зв'язках М1-01 і М2-01. Встановлено, що технологічний процес допускає застосування періодичного електроерозійного правлення алмазного круга.

6.4.2. Теоретичний аналіз торцевого алмазного шліфування керамічних деталей на плоскошліфувальному верстаті моделі 3102 для двостороннього шліфування

Як показано у п. 6.3, висока силова напруженість процесу торцевого алмазного двостороннього шліфування тонких керамічних пластин, які укладають на столі верстата моделі 3102, у зв'язку із швидким затупленням алмазних кругів на металевій зв'язці призводить до розтріскування керамічних пластин, утворення на них відколювань і мікротріщин, що збільшує втрати від браку. Для визначення умов підвищення ефективності процесу шліфування розглянемо розрахункові залежності для визначення радіальної і тагенціальної складових сили різання P_y і P_z під час шліфування за жорсткою схемою із фіксованою продуктивністю обробки Q [9]:

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot Q}{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}; \quad (6.10)$$

$$P_z = \frac{Q}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{ст} \cdot HV}{(1 - \eta)}}, \quad (6.11)$$

де HV , $\sigma_{ст}$ – відповідно, твердість (за Віккерсом) та межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м².

Із залежності (6.10) витікає, що зменшити радіальну складову сили різання P_y можна зменшенням параметрів Q , η і збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Очевидно, оптимальною умовою є зменшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$, оскільки це не вимагає зменшення продуктивності обробки Q . Для реалізації цієї умови необхідно здійснити ефективне електроерозійне правлення алмазного круга, що забезпечує якісний розтин алмазовмісного шару алмазного круга, вида-

лення із його робочої поверхні зерен, що затупилися, та формування на крузі "гострого" ріжучого рельєфу.

Розглянемо характер зміни безрозмірного коефіцієнта η , що визначається залежністю [96]:

$$\eta = \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{S}{\text{tg}\gamma \cdot x^2} - 1\right)}}, \quad (6.12)$$

де S – площа поперечного перерізу одиничного зрізу, м^2 ;

x – величина лінійного зношування зерна, м .

За залежністю (6.12), зменшити безрозмірний коефіцієнт η можна збільшенням площі поперечного перерізу одиничного зрізу S і зменшенням величини лінійного зношування зерна x . За умови $x \rightarrow 0$ безрозмірний коефіцієнт $\eta \rightarrow 0$, тобто основною умовою його зменшення є шліфування "гострими" ріжучими зернами шляхом виключення утворення на них майданчиків зношення. Збільшення параметра S призводить до зменшення безрозмірного коефіцієнта η . Однак це пов'язано зі збільшенням продуктивності обробки Q , яка входить до чисельника залежності (6.10) і викликає збільшення радіальної складової сили різання P_y . Отже, збільшення параметра S не вирішує завдання зменшення радіальної складової сили різання P_y .

Для підвищення стійкості алмазного круга необхідно забезпечити видалення із його робочої поверхні зерен із заданою величиною лінійного зношення x . Це можна реалізувати шляхом об'ємного руйнування зерен та застосуванням раціональних показників зернистості і марки алмазу. Цей висновок витікає із розрахункової залежності для визначення радіальної складової сили різання, що діє на окреме зерно P_{y_1} :

$$P_{y_1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot \text{HV} \cdot \left(\frac{S}{\text{tg}\gamma} + x^2 \right). \quad (6.13)$$

За фіксованих значень HV , S , x , γ сила P_{y_1} , що діє на окреме зерно, повинна дорівнювати міцності зерна на роздавлювання. Очевидно, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV сила P_{y_1} збільшується, що вимагає застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках із міцними алмазами та підвищеною зернистістю.

Як відомо, збільшення зернистості призводить до збільшення міцності на роздавлювання зерна. Отже, під час шліфування керамік високої твердості необхідно використовувати крупнозернисті алмазні круги на металевих зв'язках типу M2-01. Зменшення міцності робочої поверхні алмазного круга призведе до зменшення його стійкості внаслідок інтенсивного руйнування зерен та їх випадіння зі зв'язки (наприклад, під час використання алмазних кругів на маломіцних органічних зв'язках), а надмірне збільшення міцності алмазного круга – до утворення значних майданчиків зношування на зернах (за умови $\eta \rightarrow 1$) і значного збільшення сил різання.

Згідно залежності (6.13), зменшення параметрів S і x дозволяє використати меншу зернистість, а також алмазні круги, що характеризуються меншою міцністю робочої поверхні (менш міцні зв'язки, алмазні зерна та ін.).

Для практичної реалізації умови $\eta \rightarrow 0$ щодо схеми торцевого алмазного двостороннього шліфування керамічних пластин на верстаті моделі 3102 розроблено конструкцію правлячого пристрою для періодичного електроерозійного правлення одночасно двох кругів (встановлених паралельно), не знімаючи їх із верстата (як показано у п. 6.2, рис. 6.1). Пристрій забезпечує роботу в автоматичному режимі. Застосування пристрою дозволяє здійснювати якісний розтин алмазовмісного шару алмазних кругів, що затупилися, усунення торцевого биття, підтримання прямолінійності профілю робочої частини кругів, що сприяє зменшенню сил і температури різання, підвищенню продуктивності, точності та якості обробки, зменшенню втрат від браку оброблених пластин. Зменшення сил різання також зменшує навантаження, що діють на радіально-упорні підшипники шпиндельного вузла верстата, та збільшує надійність його роботи.

Застосування правлячого пристрою дозволяє зменшити витрату алмазу завдяки виключенню малоефективного механічного правлення алмазних кругів. Застосування ефективного електроерозійного правлення, що забезпечує підтримання на алмазному крузі "гострого" ріжучого рельєфу (за умови $\eta \rightarrow 0$), дозволило використати під час шліфування керамічних пластин алмазні круги на металевих зв'язках підвищеної зернистості (250/200), які у звичайних умовах у зв'язку з неможливістю достатнього розтину алмазовмісного шару круга прак-

тично не працездатні. Розроблену технологію алмазного шліфування впроваджено на підприємстві радіоелектроніки, де переобладнано всі верстати основного виробництва. На цьому ж підприємстві впроваджено технології профілювання алмазних кругів форми 1А1 діаметром 300 мм, які використовують для фасонного шліфування керамічних виробів. Технологію засновано на методі електроерозійного правлення алмазного круга за допомогою спеціальних правлячих електродів. Це дозволило вирішити проблему створення складних геометричних профілів на алмазному крузі, підвищити продуктивність та якість фасонного шліфування виробів із керамік високої твердості. Технологію використано також на операціях круглого зовнішнього і плоского шліфування.

6.4.3. Умови підвищення ефективності процесу торцевого шліфування деталей із феритів і керамік великогабаритними алмазними збірними кругами на верстатах моделі 3Д756

Найбільш повно технологічні можливості високопродуктивної схеми торцевого шліфування деталей із керамік і феритів із обертовим столом верстата (коли осі обертання круга і столу не збігаються) реалізуються на верстатах моделі 3Д756 із застосуванням великогабаритних збірних торцевих алмазних кругів діаметром до 1000 мм. У результаті суттєвого збільшення площі контакту алмазного круга із пакетом оброблюваних деталей, укладених на столі верстата, продуктивність обробки збільшується до рівня 50 ... 100 тис. мм³/хв і вище, що перевищує до 10 разів і більше продуктивність обробки під час шліфування звичайними алмазними кругами. Разом із тим, цей процес шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках вимагає їх значної попередньої підготовки до роботи, що пов'язано, перш за все, із необхідністю забезпечити утворення на алмазному крузі забірною конуса. Традиційно це здійснюється завдяки застосуванню процесу шліфування алмазного круга абразивним кругом. Однак, як показує практика, даний процес достатньо тривалий і вимагає споживання великої кількості коштовних абразивних кругів, що знижує продуктивність праці та підвищує трудомісткість початкової підготовки алмазного круга до роботи (після збирання круга). Крім того, даний процес не забезпечує якісного розтину алмазовмісного шару круга, що знижує якість і продуктивність обробки під час шліфування деталей із керамік і феритів.

Тому важливо провести теоретичний аналіз процесу шліфування деталей із міцних феритів торцевими великогабаритними алмазними кругами на верстатах із обертовим столом. Як відомо, збільшити продуктивність обробки під час торцевого шліфування можна шляхом створення на алмазному крузі забірною конуса довжиною, що дорівнює висоті робочої частини круга. Ефект досягається у результаті збільшення кількості зерен, що приймають участь у процесі різання, у (B/S_0) кількість разів. Виходячи із залежності (6.7), це досягається збільшенням концентрації зерен k у (B/S_0) кількість разів. Отже, для забезпечення заданого значення безрозмірного коефіцієнта η із урахуванням умови $t = R_{\text{дет}}$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ необхідно збільшити у (B/S_0) кількість разів. Тоді продуктивність обробки Q , що визначається залежністю (6.8), збільшиться у (B/S_0) кількість разів, оскільки концентрація k входить у залежність (6.8) із більшим ступенем, ніж швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Таким чином показано, що створення на алмазному крузі забірною конуса дозволить збільшити продуктивність обробки Q пропорційно висоті робочої частини алмазного торцевого круга. Наприклад, для висоти круга $B = 40$ мм і $S_0 = 1$ мм продуктивність обробки можна збільшити у 40 разів (без збільшення зношення круга).

Цю схему торцевого алмазного шліфування використано під час пакетної обробки площин дрібнорозмірних деталей із міцних феритів, що дозволило багаторазово збільшити продуктивність обробки. Разом із тим, можливості цієї прогресивної схеми використано не повністю. Це пов'язано, по-перше, із відсутністю ефективних методів створення на торці алмазного круга забірною конуса на всю його висоту, по-друге, із швидким затупленням алмазного круга на металевій зв'язці, по-третє, із великою трудомісткістю виведення різновисотності алмазних елементів, яка утворюється на етапі збирання великогабаритного алмазного круга діаметром до 1000 мм.

Методи механічного правлення, що застосовують на практиці та засновані на використанні звичайних абразивних кругів, не дозволяють вирішити зазначені проблеми. Ріжуча здатність алмазного круга після звичайного механічного правлення відносно низька внаслідок невеликого виступання зерен над рівнем зв'язки круга. У процесі шліфування на алмазному крузі не утворюється забірний конус, що призводить

практично до точкового контакту ріжучої частини круглих алмазних елементів круга із оброблюваним матеріалом і погіршення якості та точності обробки.

Для вирішення проблеми підвищення ефективності алмазного шліфування деталей із феритів та керамік розглянемо залежність (6.1). Із неї витікає, що домогтися збільшення продуктивності обробки зі збільшенням твердості оброблюваних матеріалів (феритів та керамік) можна шляхом зменшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$, тобто шляхом шліфування алмазним кругом із "гострим" ріжучим рельєфом. Виключити утворення майданчиків зношування на зернах можна шляхом реалізації умови (6.4) – зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV необхідно збільшувати граничне навантаження, що діє на зерно, завдяки застосуванню алмазних кругів на міцних металевих зв'язках із алмазними зернами підвищеної зернистості та міцності. У зв'язку із цим запропоновано використовувати алмазні круги зернистістю 315/250 і більше із алмазів марки AC15.

Для якісного розтину алмазовмісного шару круга розроблено ефективну технологію періодичного електроерозійного правлення із використанням спеціальних габаритних правлячих пристроїв – спеціально розроблених генераторів імпульсного електричного струму, що реалізують оптимальний електричний режим правлення крупнозернистих алмазних кругів. Дослідженнями встановлено, що в процесі електроерозійного правлення забезпечується якісний розтин алмазовмісного шару крупнозернистого круга, ріжучі зерна виступають над рівнем металевої зв'язки алмазного круга на значну висоту. Це дозволяє створювати у процесі електроерозійного правлення високоякісний забірний конус на робочій поверхні алмазного круга, що значно підвищує його стійкість порівняно із забірним конусом, який утворюється у процесі шліфування алмазного круга абразивним кругом.

Крім того, під час механічного правлення не досягали необхідного виступання зерен над рівнем зв'язки, що призводило до інтенсивного контакту металевої зв'язки із оброблюваною поверхнею і перенесення елементів зв'язки на оброблювану поверхню. А це є неприпустимим для деталей електронної промисловості. Після електроерозійного правлення це явище відсутнє, тобто шліфування здійснюється алмазними зернами, фактично виключається тертя металевої зв'язки із об-

роблюваною поверхнею, зменшуються сили і температура різання, підвищується якість обробки.

Зменшення силової напруженості процесу шліфування із застосуванням електроерозійного правлення алмазного круга дозволило збільшити радіальну подачу і продуктивність обробки як завдяки підвищенню ріжучої здатності алмазного круга, так і завдяки зняттю обмежень обробки у зв'язку із неможливістю міцного кріплення деталей із феритів і керамік на магнітній плиті столу верстата (деталі нетокопровідні), а також у зв'язку із недостатньою міцністю і жорсткістю власне оброблюваних тонкостінних деталей. Таким чином, завдяки розробленій технології електроерозійного правлення вирішено проблему ефективного використання високопродуктивних крупнозернистих алмазних кругів на металевих зв'язках типу М2-01 і більш міцних кобальтових зв'язках, які із застосуванням механічного правлення практично непрацездатні із-за неможливістю якісного розтину алмазовмісного шару.

Дана технологія правлення забезпечила вирішення важливої проблеми усунення різновисотності алмазних елементів після збирання їх у крузі. При цьому, завдяки розробленню спеціального технологічного оснащення, забезпечено створення на крузі (профілюванням) забірною конусу, що дуже важливо для нормального протікання процесу шліфування. Створити механічним шляхом забірний конус на алмазному крузі із міцною металевою зв'язкою складно. Для цього на підприємстві використовували низькоякісну слюсарну обробку із використанням напилка, яка не вирішувала цього питання. Електроерозійне правлення круга дозволило також підвищити відсоток виходу придатних деталей у зв'язку зі зменшенням кількості відколювань на оброблених деталях і виключенням інших дефектів обробки.

Розроблену технологію із високою ефективністю впроваджено у НВФ "Феррокерам" (м. Біла Церква, Київська область), який є основним виробником виробів із феритів в Україні. Переобладнано під цю технологію понад 20 верстатів моделі ЗД765, які укомплектовано достатньою кількістю спеціальних генераторів імпульсного електричного струму і спеціальним технологічним оснащенням для електроерозійного правлення великогабаритних алмазних торцевих алмазних кругів із використанням алмазних елементів підвищеної зернистості 315/250 і більше на високоміцних металевих кобальтових зв'язках і зв'язках типу М2-01.

6.4.4. Умови підвищення ефективності електроерозійної обробки великогабаритних алмазних сегментних пил

Як відомо, досягти зменшення температури різання під час алмазно-абразивної обробки можна періодичним перериванням процесу, а збільшити продуктивність під час обробки матеріалів високої твердості – підвищенням зернистості алмазного інструменту на металевій зв'язці. Ці два ефекти вдало реалізовано у конструкціях алмазних сегментних пил із високою зернистістю – 1000/800 і більше (які мають переривчасту робочу поверхню), що використовуються у процесі розрізання твердих порід каменю (мармуру, граніту тощо). Як встановлено на практиці, із метою підвищення стійкості такого інструменту і покращення всіх вихідних показників обробки, ефективно застосування великогабаритних алмазних сегментних пил діаметром 1500 мм і більше. Разом із тим, недосконалість технології виготовлення зазначених пил обмежують їх технологічні можливості. Одна із проблем – усунення різновисотності розташування алмазних сегментів після їх припаювання на корпусі пили. Різновисотність може становити 1 мм і більше. Для її усунення існує спеціальне обладнання, наприклад, італійського виробництва, яке використовують на підприємствах, що виготовляють алмазний інструмент. Технологію засновано на методі абразивного шліфування периферії та торців сегментної пили звичайними абразивними кругами. Однак, технологія малоефективна, особливо, під час усунення значної різновисотності розташування алмазних сегментів після їх припаювання на корпусі пили.

У зв'язку із цим, розроблено технологію електроерозійної обробки великогабаритних алмазних сегментних пил, яку засновано на використанні спеціального генератора імпульсного електричного струму, в якому реалізовано оптимальний електричний режим обробки алмазного інструменту надзвичайно високої зернистості, відповідно, до теоретичних результатів [83]. Встановлено, що збільшити температуру нагрівання металевої зв'язки алмазного інструменту для її ударно-термічного руйнування за значним зазором міжзеренного простору крупнозернистого інструменту можна збільшенням напруги і тривалості імпульсу електричного струму. Реалізація цих двох умов у спеціально розробленому генераторі імпульсного електричного струму дозволила

підвищити енергію електричних імпульсів і забезпечити ударно-термічне руйнування металевої зв'язки із достатньо високою інтенсивністю. Це відкрило можливості здійснення високопродуктивної електроерозійної обробки робочої поверхні алмазної пили зі зніманням великого об'єму алмазовмісного шару, усунення різновисотності і биття пили, забезпечення розтину алмазовмісного шару пили на відносно велику висоту.

Однією із недосконалостей розробленої технології є підвищене зношування електрода у зв'язку зі значним виступанням алмазних зерен над рівнем зв'язки і необхідністю підтримання (регулювання) збільшеного міжелектродного зазору, особливо, під час усунення різновисотності розташування сегментів пили у межах 1 мм. Отже, підвищити ефективність даної технології електроерозійної обробки можна шляхом більш якісної установки сегментів на корпусі пили, зменшення різновисотного розташування сегментів, що досягається введенням операції спеціального підганяння сегментів. Дану технологію електроерозійної обробки впроваджено на заводі алмазних інструментів із використанням переобладнаних під електроерозійну обробку верстатів для механічної обробки великогабаритних алмазних сегментних пил, що забезпечує якісну підготовку пил до роботи.

6.4.5. Умови підвищення ефективності електроерозійного правлення алмазних кругів для огранювання природних алмазів у діаманти

Природні алмази є важкообробними матеріалами. Це витікає, зокрема, із аналітичної залежності для розрахунку умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу під час мікрорізання одиничним зерном [96]:

$$\beta = 3 \sqrt{\frac{\sigma_{ст}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R} \cdot \cos \psi}, \quad (6.14)$$

де $\sigma_{ст}$ – міцність оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м²;

HV – твердість оброблюваного матеріалу, Н/м²;

a_z – товщина зрізу, м;

R – радіус округлення ріжучої кромки зерна, м;

ψ – умовний кут тертя, який визначається за умови $f = \operatorname{tg} \psi$ (f – коефіцієнт тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом).

Як видно, чим менше відношення σ_{CT}/HV , тим гірше оброблюваність матеріалу різанням. Очевидно, найменше значення σ_{CT}/HV матиме природний алмаз, що і визначає його низьку оброблюваність. Крім того, під час обробки природного алмазу товщина зрізу a_z є мінімальною внаслідок його високої твердості, що додатково зменшує умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β .

У залежність (6.14) входить змінний параметр R , управління яким у процесі шліфування дозволяє збільшити кут β і підвищити ефективність обробки. Чим менше параметр R , тим більше кут β . Для зменшення параметра R необхідно використовувати або алмазні круги на м'яких зв'язках (органічних, керамічних), що працюють у режимі самогострювання, або алмазні круги на металевих зв'язках із їх інтенсивним електроерозійним або електрохімічним правленням. Домогтися зменшення кута β можна також шляхом зменшення умовного кута тертя ψ , проте він входить у залежність функцією косинуса і, отже, мало впливає на кут β .

Виконані розрахунки умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β під час здійснення процесу шліфування алмазу показали, що він може набувати значення менше 1° . Очевидно, реалізувати процес відділення стружки (мікровідколювання алмазу) за такого невеликого значення кута β практично неможливо, тобто процес різання у такому разі відсутній. Відділення матеріалу відбуватиметься не від дії напруження на стиск, а від напруження на розтягування, яке утворюються під зерном (внаслідок того, що межа міцності алмазу на стиск більше, ніж на розтягування).

Із цього витікає, що під час обробки алмазу знімання матеріалу за певних умов відбувається не шляхом різання та відділення мікровідколювань "попереду зерна", а шляхом утворення мікровідколювань "під зерном і за зерном" у результаті тертя зерна із оброблюваним матеріалом. Зі збільшенням коефіцієнта тертя, тобто зі збільшенням сил тертя, очікується підвищення інтенсивності утворення мікровідколювань і підвищення продуктивності обробки.

Розглянутий механізм обробки алмазу указує на те, що для реалізації процесу різання необхідно постійно під час шліфування підтримувати високу гостроту алмазних зерен круга (зменшувати параметр R). Ця

умова виконується під час обробки природних алмазів у діаманти. Алмазні круги на металевій зв'язці, що використовують при цьому, піддаються безперервному електрохімічному правленню. У результаті безперервно підтримується "гострий" ріжучий рельєф алмазного круга і відбувається процес різання. Однак, електрохімічне правлення алмазного круга здійснюється шляхом його "занурення" у ванну із електролітом, що вимагає суттєвого зменшення швидкості круга (на операціях круглого зовнішнього шліфування). Це призводить до зменшення продуктивності обробки. Тому важливим резервом збільшення швидкості круга та продуктивності обробки слід розглядати застосування автономного (періодичного) електроерозійного правлення алмазного круга.

Високу "гостроту" ріжучого рельєфу алмазного круга можна забезпечити шляхом застосування алмазних кругів на металевих зв'язках, отриманих електрогальванічним шляхом. Однак, стійкість і тривалість роботи таких алмазних кругів невелика.

Більш ефективним рішенням у цьому напрямі є застосування звичайних алмазних кругів на металевих зв'язках (огранювальних дисків) із використанням методу електроерозійного правлення.

На практиці проблема огранювання природних алмазів у діаманти вирішується шляхом застосування дрібнозернистих алмазних кругів на металевій зв'язці форми 6A2. Для її вирішення розроблено ефективну технологію електроерозійної обробки (правлення) цих алмазних кругів із використанням спеціального правлячого пристрою і генератора імпульсного електричного струму, в якому реалізовано оптимальний електричний режим, встановлений для умов правлення із невеликим міжелектродним зазором (зернистість круга – 10/7), що характеризується високою частотою проходження імпульсів і невеликою скважністю. У результаті вдалося забезпечити точність обробки робочої поверхні алмазного круга (площинність) у межах 0,01 мм і значне виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки (порівняно із чавунними шаржованими огранювальними дисками і дисками, виготовленими електрогальванічним методом) [10].

Це дозволило суттєво підвищити працездатність алмазного круга порівняно із тим же алмазним кругом, попередньо обробленим абразивним бруском, внаслідок підвищення точності обробленої поверхні та якості розтину алмазовмісного шару алмазного круга. Однак, подальше

вдосконалення цього круга вимагає збільшення концентрації алмазних зерен більше 200 %, що є складним завданням.

У ході випробувань також встановлено відсутність на обробленій поверхні (діаманта) слідів масопереносу компонентів металевої зв'язки алмазного круга, що спостерігалось під час шліфування алмазним кругом після його правленням абразивним бруском. Це указує на те, що, завдяки збільшенню виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга, усунуто тертя металевої зв'язки із оброблюваним матеріалом і досягнуто підвищення якості обробки. Цю технологію впроваджено на підприємстві, що займається виробництвом діамантів. На цьому ж підприємстві впроваджено розроблену технологію електроерозійного правлення алмазних кругів на металевій зв'язці форми 1A1 150×6, які використовують на операціях обдирного круглого зовнішнього шліфування кристалів природних алмазів для підготовки їх до огранювання у діаманти. Ці алмазні круги після спікання мають достатньо значне радіальне і торцеве биття, яке є неприпустимим під час шліфування природних алмазів. У зв'язку із цим, розроблено технологію прецизійної електроерозійної обробки (правлення) алмазних кругів, що забезпечує точність обробки у межах 0,01 мм та якісний розтин алмазовмісного шару круга. Це дозволило підвищити якість і продуктивність обробки під час шліфування природних алмазів.

Розроблену технологію електроерозійної обробки великогабаритного алмазного круга на металевій зв'язці форми 6A2T впроваджено на операціях загострювання склорізів із природних алмазів. За цією технологією працюють усі верстати виробничої ділянки. Це дозволило повторно використовувати зношені склорізи, які через відсутність на даному підприємстві технології їхнього загострювання раніше не відновлювали.

6.4.6. Умови підвищення ефективності електроерозійного правлення алмазних кругів для шліфування виробів із кристалю та скла

Мабуть, основним споживачем алмазних кругів на металевій зв'язці M2-01 є склозаводи, переважно, під час обробки виробів із кристалю. Як правило, в одному цеху із обробки виробів із кристалю

налічується до 1,5 тисячі верстатів, оснащених алмазними кругами на металевих зв'язках. Основна операція – це нарізання граней алмазними кругами на металевій зв'язці M2-01 форми 1EE1 (із конусоподібною робочою частиною). Ці алмазні круги у процесі роботи швидко втрачають геометричну форму ріжучої частини і ріжучу здатність. Застосування механічного правлення абразивним бруском виявилось мало ефективним. У результаті знижується якість обробки та, відповідно, якість виробів із кришталю, а також збільшуються сили різання і навантаження на робітника, оскільки обробка здійснюється вручну. Тому основною умовою підвищення ефективності процесу нарізування граней на виробках із кришталю є якісна підготовка алмазного круга на металевій зв'язці форми 14EE1 до роботи та підтримання його високої ріжучої здатності у процесі роботи.

Для цього розроблено високоефективну технологію електроерозійного підзаправлення алмазних кругів на металевій зв'язці форми 14EE1, яка вирішує існуючі проблеми. Обробка здійснюється безпосередньо на робочому місці з періодичністю не менше 15 хвилин робітником-різьбярком. Для цього використовують достатньо простий за конструкцією пристрій для електроерозійного підзаправлення, який під час правлення утримує у руці робітник-різьбяр (рис. 6.2). У цьому випадку не потрібне проведення модернізації верстата із метою електроізоляції шпинделя та ін., не потрібна також висока кваліфікація робітника. За допомогою пристрою протягом 5 секунд роботи у результаті якісного розтину алмазовмісного шару круга повністю відновлюється його ріжуча здатність і "вістря" вершини конусоподібного круга. Це дозволяє здійснювати якісне і високопродуктивне нарізування граней на виробках із кришталю. Крім того, використання даної технології також забезпечує усунення биття алмазного круга на етапі підготовки його до роботи, що раніше із використанням механічного правлення абразивним бруском було нездійснено.

Розроблену технологію впроваджено на низці скляних заводів, що виготовляють вироби із кришталю. Встановлено, що вона є високо ефективною.

Також розроблено і впроваджено технології електроерозійної обробки спеціальних профільних алмазних кругів, які використовують для створення фацету на листовому склі, у дзеркальному виробництві тощо.

За допомогою цих технологій вирішено проблему правлення алмазних кругів форми 1A1, які застосовують під час шліфування оптичних виробів, зокрема, під час шліфування лінз для виготовлення окулярів. У останньому випадку забезпечується якісне правлення алмазних кругів (у тому числі габаритних) на металевих зв'язках М2-01 із використанням достатньо простих за конструкцією правлячих пристроїв. Підвищення ріжучої здатності алмазних кругів дозволило покращити якість оброблюваних поверхонь, зменшити утворення відколювань тощо.

6.5. Умови підвищення якості обробки під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках

Для обробки конструктивно складних деталей та агрегатів авіаційного призначення використовують гамму спеціальних ріжучих інструментів, робочу частину яких виконано із твердого сплаву і швидко-різальної сталі. Існують значні труднощі виготовлення цих інструментів. По-перше, це пов'язано із необхідністю знімання достатньо великих припусків (до 10 мм), оскільки ці інструменти, зазвичай, складнопрофільні й вимагають під час обробки знімання нерівномірних великих припусків. По-друге, необхідно забезпечити високі показники точності та якості обробки на операціях шліфування, які є остаточними операціями, де потрібно досягти, наприклад, шорсткість обробки на рівні $R_a = 0,2$ мкм і менше. Звичайно, це є складною задачею і вимагає пошуку ефективних шляхів її вирішення.

Одним із важливих рішень цієї задачі слід розглядати застосування алмазного шліфування, особливо, шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із їх безперервним електроерозійним правленням, що дозволяє суттєво підвищити продуктивність обробки під час знімання значних припусків. Ефект досягається завдяки можливості забезпечення високої ріжучої здатності алмазного круга, створення на його робочій поверхні гострого ріжучого рельєфу.

Таким чином, створення і застосування алмазних кругів на металевих зв'язках та їх електроерозійного правлення відкрило широкі перспективи ефективної обробки виробів із твердих сплавів та інших важкооброблюваних матеріалів. На ряді операцій попереднього та

остаточного шліфування твердосплавних ріжучих інструментів повністю виключено обробку звичайними абразивними кругами, що дозволило підвищити продуктивність та якість обробки. Разом із тим, у більшості випадків застосування алмазних кругів на металевих зв'язках стримується із-за значної (перевищуючої допустиму) шорсткості оброблюваних поверхонь. Так, встановлено, що після електроерозійного правлення алмазного круга 1A1 300×20×5 AC6 100/80 M1-01 4 на операції круглого зовнішнього шліфування твердосплавних ріжучих інструментів параметр шорсткості поверхні R_a досягає значення 3,0 мкм, тоді як, згідно технологічного процесу їх обробки (на авіаційних підприємствах), потрібно забезпечити шорсткість обробки на рівні $R_a = 0,1 \dots 0,2$ мкм. Таке велике значення $R_a = 3,0$ мкм обумовлено високою міцністю утримання алмазних зерен у металевій зв'язці, неможливістю зерен "утопати" у зв'язку круга у процесі шліфування і, відповідно, невеликою кількістю ріжучих зерен. Це дозволяє ефективно використати цей достатньо перспективний метод обробки лише на операціях попереднього шліфування під час знімання значних припусків.

У п. 6.1 показано можливість застосування алмазних кругів на металевих зв'язках для вирішення задачі зменшення параметра шорсткості обробки R_a . Для цього здійснюється спеціальна підготовка до роботи алмазного круга на металевій зв'язці M1-01 шляхом шліфування алмазним кругом алмазного олівця із поздовжньою подачею. У результаті відбувається зрізання вершин алмазних зерен круга (тобто пригуплення ріжучих кромки), що дозволяє у процесі шліфування цим кругом твердого сплаву отримати параметр шорсткості поверхні на рівні $R_a = 0,3$ мкм і менше за одночасним забезпеченням високої продуктивності обробки.

Для виявлення умов ефективного використання даного процесу шліфування, у роботі наведено теоретичне обґрунтування шляхів зменшення параметра шорсткості обробки R_a шляхом штучного пригуплення ріжучих кромки алмазних зерен круга.

Розрахунок параметра шорсткості обробки R_a здійснено за методикою, запропонованою у роботі [93]. Суть методики полягає в аналітичному описанні наведеного ріжучого профілю, утвореного від накладання проєкцій ріжучих зерен на фіксовану площину оброблюваної

деталі, розташовану перпендикулярно до руху зерен круга. Для описання наведеного ріжучого профілю запропоновано використовувати функцію – відносну повноту профілю круга – аналогічну класичній функції відносної опорної довжини мікропрофілю обробленої поверхні (рис. 6.3).

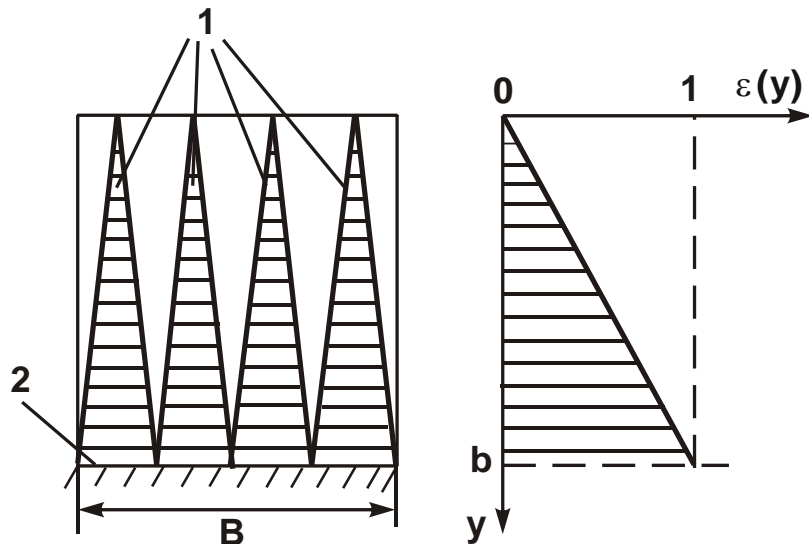


Рисунок 6.3 – Розрахункова схема відносної повноти профілю круга:
1 – зерна круга; 2 – зв'язка круга

Відносна повнота профілю круга $\varepsilon(y)$ без урахування перекриття проекцій зерен описується залежністю:

$$\varepsilon(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y \cdot n}{B}, \quad (6.15)$$

де $n = k \cdot B \cdot l$ – кількість зерен, розташованих на площі робочої частини круга $B \cdot l$;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²;

B – ширина круга, м;

l – довжина робочої поверхні круга, що приймає участь у формуванні параметра шорсткості поверхні R_a , м;

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

y – координата, вздовж якої визначається висота профілю круга (висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга), м.

Підпорядковуючи залежність (6.15) умові $\varepsilon(y = R_{\max}) = 1$, маємо:

$$R_{\max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot l}. \quad (6.16)$$

Параметр шорсткості поверхні $R_{\max} = 5 \cdot R_a$ тим менше, чим більше параметри k і l . Зернистість круга не входить у залежність (6.16). Однак, вона явно впливає на параметр R_{\max} шляхом зміни параметра k .

Таблиця 6.2 – Розрахункові значення параметра параметра шорсткості поверхні R_a в мкм

k , шт./мм ²	l , мм			
	10	20	50	100
50	0,2	0,1	0,04	0,02
500	0,02	0,01	0,004	0,002
5000	0,002	0,001	0,0004	0,0002

У табл. 6.2 наведено розрахункові значення параметра R_a залежно від параметрів k і l . Як видно, для $l = 10$ мм і $k = 50$ шт./мм² параметр R_a набуває значення 0,2 мкм, що відповідає практичним даним. Збільшення параметрів k і l призводить до суттєвого зменшення параметра R_a , чого досягти практично дуже складно.

Під час плоского шліфування торцем круга із одновисотним виступанням зерен $l = V_{\text{кр}} \cdot B / V_{\text{дет}}$. Тоді

$$R_a = \frac{0,1 \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}} \quad (6.17)$$

Під час плоского шліфування периферією круга із одновисотним виступанням зерен $l = V_{\text{кр}} \cdot L / V_{\text{дет}} = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\max}} / V_{\text{дет}}$, де $R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м. Тоді

$$R_a = 2,5 \cdot 3 \sqrt{\left(\frac{V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{1}{R_{\text{кр}}}} \quad (6.18)$$

Під час шліфування торцем круга параметри k , $V_{\text{дет}}$ і $V_{\text{кр}}$ більшою мірою впливають на параметр R_a , ніж під час шліфування периферією круга. Параметр B входить у залежність (6.17) у першому ступені, тоді як параметр $R_{\text{кр}}$ входить у залежність (6.18) у ступені 0,33, тобто завдяки збільшенню параметра B можна значно зменшити параметр шорсткості поверхні R_a .

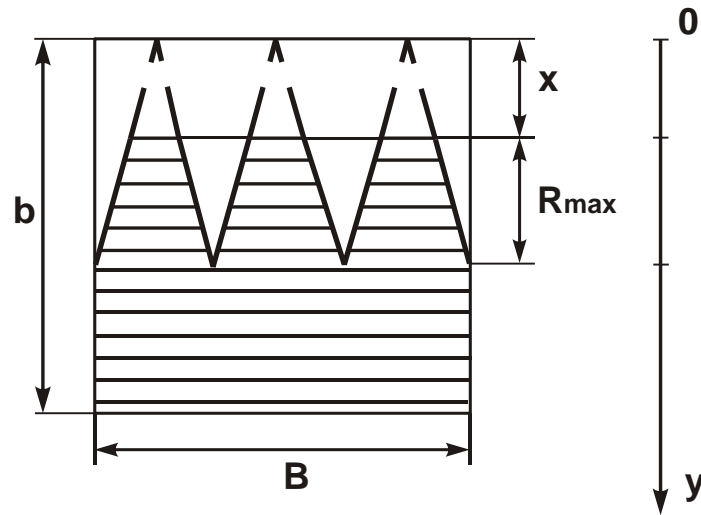


Рисунок 6.4 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні R_{\max} , що враховує зношування зерен круга

Із урахуванням зношування зерен круга (рис. 6.4) під час шліфування параметр шорсткості поверхні R_{\max} необхідно визначити із залежності (6.15) за умови $\varepsilon(y = R_{\max} + x) = 1$:

$$R_{\max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot l} - x, \quad (6.19)$$

де x – величина лінійного зношування зерен, м.

В умовах плоского шліфування торцем круга для випадку $l = V_{\text{кр}} \cdot B / V_{\text{дет}}$ параметр шорсткості поверхні R_{\max} дорівнює:

$$R_{\max} = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}} - x. \quad (6.20)$$

В умовах плоского шліфування периферією круга для випадку $l = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\max}} / V_{\text{дет}}$:

$$x = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\max}}} - R_{\max} \quad (6.21)$$

згідно залежностей (6.20) і (6.21), параметр R_{\max} зменшується зі збільшенням величини x . Причому, під час шліфування торцем круга інтенсивніше. За умови $x \rightarrow \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}}$ параметр шорсткості поверхні

$R_{\max} \rightarrow 0$, тобто для кожного режиму шліфування і кожної характерис-

тики круга існує цілком конкретне значення x , за яким $R_{\max} \rightarrow 0$. Для реалізації цієї умови необхідно затупити ріжучі зерна на величину

$$x = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \quad (6.22)$$

Величина x тим більше, чим більше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ і менше параметри k і $V_{\text{кр}}$.

Цю умову можна здійснити під час плоского шліфування торцем круга. Під час плоского шліфування периферією круга, виходячи із залежності (6.21), умова $R_{\max} \rightarrow 0$ вимагає необмеженого збільшення першого доданку та величини x . Згідно із рис. 6.5, зі збільшенням величини x від 0 до ∞ параметр шорсткості поверхні R_{\max} зменшується, асимптотично наближаючись до значення $R_{\max} \rightarrow 0$.

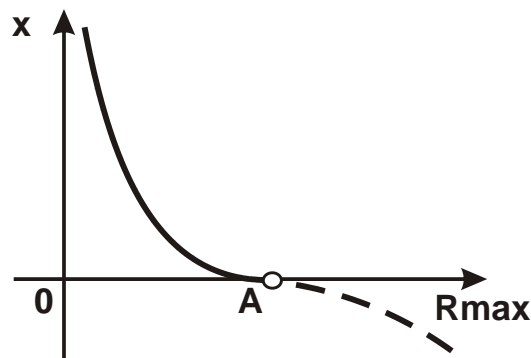


Рисунок 6.5 – Примірна залежність величини лінійного зношування зерен x від параметра шорсткості поверхні R_{\max}

Для зменшення величини x необхідно суттєво збільшити множник $\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}}}}{V_{\text{дет}}}$ шляхом збільшення параметрів k , $V_{\text{кр}}$, $R_{\text{кр}}$ і зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$. Оскільки збільшення параметрів k , $V_{\text{кр}}$ і $R_{\text{кр}}$ обмежено, виконати цю умову можна шляхом зменшення $V_{\text{дет}} \rightarrow 0$. Однак, практична реалізація умови $V_{\text{дет}} \rightarrow 0$ не ефективна внаслідок необхідності зменшення при цьому продуктивності обробки. Цим показано можливість зменшення аж до нуля параметра шорсткості поверхні R_a під час плоского шліфування торцем круга шляхом регулювання величини зношування зерен x .

Для оцінювання можливостей практичного використання даного теоретичного рішення проведено експериментальні дослідження процесу круглого зовнішнього шліфування твердосплавних ріжучих інструментів алмазним кругом форми 1A1 300×25 зернистістю AC6 125/100 на металевій зв'язці M1-01 із вимірюванням параметра шорсткості поверхні R_a . Після встановлення алмазного круга на верстат, здійснено його електроерозійне правлення і вилучення биття, а за допомогою алмазного олівця типу "Славутич", встановленого у спеціальній пристрій для правлення на круглошліфувальному верстаті, здійснено притуплення ріжучих кромки алмазного круга. Дослідами встановлено, що підготовлений за такою технологією до роботи алмазний круг у процесі шліфування у початковий період забезпечив шорсткість обробки $R_a = 0,2 \dots 0,3$ мкм.

Приблизно через 30 хвилин роботи алмазного круга параметр шорсткості поверхні R_a збільшився до значень 0,4 – 0,5 мкм. Спостереження за процесом показали, що це сталося внаслідок випадіння зі зв'язки алмазного круга затуплених зерен та підключення до роботи нових зерен із гострими кромками. Ріжучий рельєф круга став більш розвиненим, що призвело, зрештою, до зменшення ступеня затуплення зерен (зменшення величини x) і, згідно залежності (6.21), – до збільшення параметра шорсткості поверхні R_a .

Повторне притуплення ріжучих кромки алмазного круга за допомогою алмазного олівця дозволило знову ж таки добитися після шліфування зменшення параметра шорсткості поверхні R_a до значень 0,2 – 0,3 мкм.

Дослідами встановлено також, що зі зменшенням продуктивності обробки алмазний круг тривалий час зберігає вихідний ріжучий рельєф (після притуплення ріжучих кромки) і забезпечує під час шліфування менші значення параметра R_a .

Для здійснення остаточного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці (після затуплення зерен із використанням алмазного олівця) рекомендується залишати мінімально можливий припуск (не більше 0,02 мм на сторону) і, відповідно, поперечну подачу встановлювати не більше 0,02 мм/хід столу. Чим менше знімання матеріалу на операції остаточного шліфування, тим більше стійкість алмазного кру-

га, що забезпечує шорсткість обробки 9-го класу і вище. В іншому випадку відбувається часткове самозагострення алмазного круга, що приводить до погіршення шорсткості обробки.

6.6. Розроблення теорії та технології прецизійної обробки твердосплавних інструментів алмазними кругами на металевих зв'язках

Для більш детального аналізу технологічних можливостей забезпечення значного зменшення висотних параметрів шорсткості оброблюваних поверхонь твердосплавних інструментів під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із умовним одновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, проведено теоретичні дослідження закономірностей формування шорсткості оброблюваних поверхонь. Для цього, по перше, розглянуто питання – яким шляхом можна збільшити кількість одночасно працюючих зерен алмазного круга на металевій зв'язці? Для його вирішення проведено аналіз аналітичної залежності (1.44) для розрахунку поверхневої концентрації алмазного круга.

Як витікає із залежності (1.44), найбільше впливає на параметр k зернистість алмазного круга \bar{X} , що входить у залежність (1.44) у другому ступені. Тому зменшення зернистості алмазного круга $\bar{X} \rightarrow 0$ – це основний шлях збільшення поверхневої концентрації зерен k і зменшення параметра шорсткості поверхні R_a , що добре узгоджується із практикою шліфування та доведення матеріалу.

Другою за ступенем важливості умовою збільшення поверхневої концентрації зерен k є збільшення коефіцієнта $(1 - \varepsilon)$, тобто забезпечення збільшеного виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга. Однак, як відомо, внаслідок різновисотного виступання зерен, у різанні приймають участь не всі зерна, розташовані на робочій поверхні круга, а лише найбільш виступаючі. Кількість таких зерен невелика, що пояснює збільшені значення параметра R_a під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках.

Для того щоб збільшити кількість ріжучих зерен, необхідно перейти від їх різновисотного виступання зерен до їх одновисотного (умовно)

виступання, як це показано на рис. 6.6. Очевидно, що чим більше величина Δ , тим більше ріжучих зерен приймає участь у процесі різання і менше параметр шорсткості поверхні R_a . Збільшення величини Δ передбачає збільшення максимальної висоти виступання зерен $b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon)$.

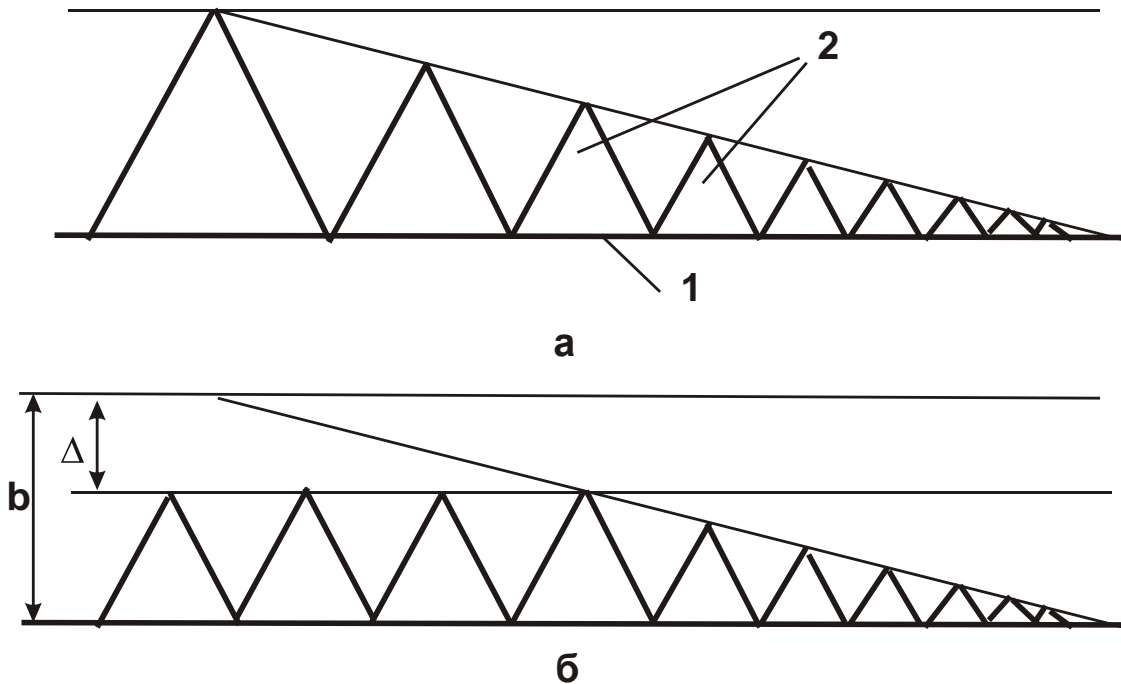


Рисунок 6.6 – Схеми різновисотного (а) і одновисотного (б) виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга:
1 – рівень зв'язки круга, 2 – ріжучі зерна

Перейти від різновисотного до умовно одновисотного виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга можна притупленням ріжучих зерен, наприклад, за допомогою алмазного олівця. Під час взаємодії алмазних зерен круга із алмазним олівцем у процесі шліфування відбувається їх крихке руйнування, що практично призводить до одновисотного виступання вершин ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга.

Із метою перевірки ефективності даного технологічного рішення проведено експериментальні дослідження процесу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування інструментів для обробки металів тиском (рейберів), виготовлених із твердого сплаву ВК8, алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 300×20×5 АС6 100/80 М1-01 4.

Після встановлення алмазного круга на круглошліфувальний верстат здійснено його електроерозійне правлення та усунення биття. Для цього було застосовано джерело постійного електричного струму (напряга $U = 36$ В, сила струму $I = 0 \dots 100$ А). Електродом була прийнята сталева циліндрична заготовка, яка кріпилася в центрах круглошліфувального верстата і здійснювала обертальний і поздовжній рухи.

Електроерозійне правлення здійснювали із силою електричного струму до 100 А шляхом зміни поперечної подачі електрода. Час початкового електроерозійного правлення алмазного круга та усунення биття до рівня 0,01 мм становив приблизно 20 хвилин.

Процес шліфування твердосплавного рейбера здійснювали із відключеним джерелом постійного електричного струму, тобто без застосування електроерозійного правлення. Дослідами встановлено, що параметр шорсткості поверхні R_a під час шліфування алмазним кругом після його електроерозійного правлення становить $R_a = 3,0$ мкм ($V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 15$ м/хв; $S_{позд} = 5$ мм/об.; $t = 0,05$ мм). Таке велике значення параметра R_a обумовлено тим, що шліфування здійснювали алмазним кругом із "гострим" ріжучим рельєфом, сформованим у процесі електроерозійного правлення, який характеризується значною висотою виступання зерен над рівнем зв'язки круга. Шліфування таким кругом забезпечує високопродуктивне знімання оброблюваного матеріалу.

Необхідно зазначити, що зміна параметрів режиму шліфування: $V_{дет}$, $S_{позд}$, t не призвело до помітної зміни параметра R_a .

Було проведено дослідження щодо оцінювання впливу величини Δ на шорсткість обробки. Із цією метою за допомогою алмазного олівця зроблено притуплення ріжучих кромки алмазного круга. У результаті встановлено, що такий алмазний круг забезпечує параметр шорсткості поверхні $R_a = 0,1 \dots 0,2$ мкм. Отже, притуплення ріжучих кромки алмазного круга дозволило зменшити параметр шорсткості поверхні R_a від 3,0 мкм до 0,1 ... 0,2 мкм, тобто у 15 ... 30 разів.

Із часом обробки алмазним кругом із притупленими ріжучими кромками параметр шорсткості поверхні R_a дещо збільшувався (рис. 6.7). Це пов'язано із випадінням зі зв'язки алмазного круга притуплених зерен і підключенням до роботи нових зерен із гострими кромками. Ріжучий рельєф алмазного круга стає більш розвиненим, що приз-

водить до зменшення величини Δi , відповідно, до збільшення параметра шорсткості поверхні R_a .

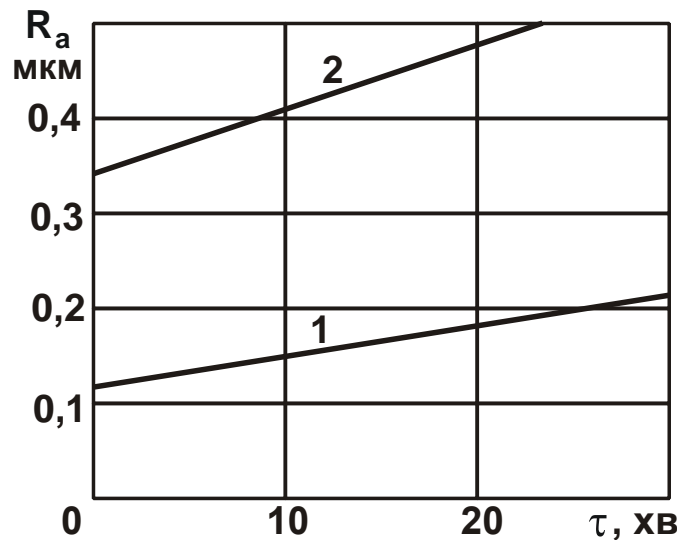


Рисунок 6.7 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від часу шліфування τ суцільної (1) та переривчастої (2) оброблювальних поверхонь

Дослідами, проведеними на протязі 30 хвилин шліфування, встановлено, що алмазний круг із притупленими ріжучими кромками має високу розмірну стійкість. Це дозволяє використовувати його на чистових операціях шліфування для забезпечення високих показників шорсткості та точності обробки, що відкриває нові технологічні можливості шліфування. За суттю, одним алмазним кругом можна одночасно знімати відносно великі припуски із високою продуктивністю і забезпечувати шорсткість поверхні на рівні операцій чистової обробки.

Слід зазначити, що домогтися суттєвого зменшення параметра шорсткості R_a вдалося лише під час круглого зовнішнього шліфування суцільної поверхні. Під час зовнішнього круглого шліфування переривчастої поверхні (твердосплавної розвертки) після притуплення ріжучих кромки алмазного круга параметр шорсткості R_a зменшився лише до значення 0,35 мкм. Через 30 хвилин роботи параметр R_a збільшився до 0,5 ... 0,6 мкм (рис. 6.7). Це пов'язано із ударним характером взаємодії оброблюваних ріжучих ножів розвертки із алмазним кругом і достатньо інтенсивним відновленням його ріжучої здатності, а так само із

появою у технологічній системі вимушених коливань, зумовлених періодичністю контакту ріжучих ножів розвертки із кругом.

Для оцінювання отриманих експериментальних результатів проведено теоретичний аналіз шорсткості поверхні, використовуючи методику розрахунку, наведену у роботі [45]. Розглянуто розрахункову схему (рис. 6.8), в якій ріжучі зерна алмазного круга, що обертається, проектується на діаметральну площину круга. Параметр шорсткості поверхні R_{\max} визначимо за умови:

$$2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} \cdot n = B, \quad (6.23)$$

де $n = k \cdot B \cdot L$ – кількість зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²;

$L = V_{\text{кр}} \cdot \tau$ – довжина ділянки круга, на якій розташовано n зерен, м;

$V_{\text{кр}}$ – швидкість круга, м/с;

τ – час, протягом якого n зерен проконтактували із діаметральною площиною круга, с.

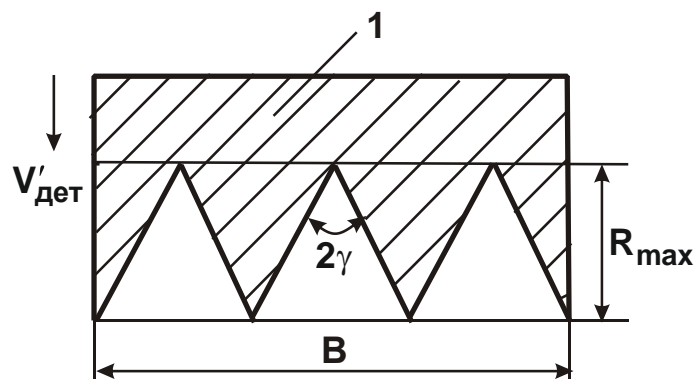


Рисунок 6.8 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні R_{\max} : 1 – оброблюваний матеріал

Після перетворення залежності (6.23) відносно параметра R_{\max} , маємо:

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (6.24)$$

Якщо діаметральна площина круга переміщається зі швидкістю $V'_{\text{дет}}$ за нормаллю до круга, то час τ виражається залежністю:

$$\tau = \frac{R_{\max}}{V'_{\text{дет}}} . \quad (6.25)$$

Після підстановки залежності (6.25) у залежність (6.24) отримано:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{V'_{\text{дет}}}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} . \quad (6.26)$$

Цей розрахунок справедливий для одновисотного виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга. Щоб врахувати різновисотний характер виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, необхідно поверхневу концентрацію вершин зерен k помножити на коефіцієнт R_{\max} / b , де b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, м. Тоді залежність (6.26) набуде вигляду:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{V'_{\text{дет}} \cdot b}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} . \quad (6.27)$$

Із урахуванням залежностей (1.44) і (1.45) залежність (6.27) виразиться:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg}\gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} , \quad (6.28)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен круга;

$(1 - \varepsilon)$ – коефіцієнт, що визначає ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки круга, змінюється у межах 0 ... 1.

Розглянемо розрахункову схему, що враховує зношування зерен круга. Для спрощення розрахунків припустимо, що ріжучі зерна у зв'язку з їхнім різновисотним виступанням над рівнем зв'язки круга зношені на різну величину (рис. 6.9). Найбільший "майданчик зношування" довжиною a_S має найбільш виступаюче зі зв'язки зерно, а найменший – найменш виступаюче зі зв'язки зерно, яке приймає участь у формуванні шорсткості поверхні. Умова для визначення параметра шорсткості поверхні R_{\max} набуває вигляду:

$$2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot R_{\max} \cdot n + \sum a_S = B, \quad (6.29)$$

де $\sum a_S = \int_0^a a_S \cdot dn$ – сума довжин "майданчиків зношування" всіх

працюючих зерен, м; $dn = n \cdot f(a_S) \cdot da_S$;

a_S – значення довжини "майданчика зношування" зерна, м;
 $f(a_S)$ – щільність розподілу довжин "майданчиків зношування" зерен a_S .

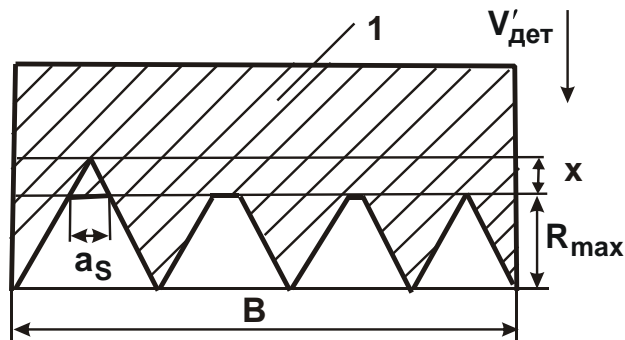


Рисунок 6.9 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні R_{max} із урахуванням зношування зерен круга:

1 – оброблюваний матеріал

Для рівномірного закону розподілу довжин "майданчиків зношування" зерен функція $f(a_S)$ описується (рис. 6.10):

$$f(a_S) = \frac{1}{a}. \quad (6.30)$$

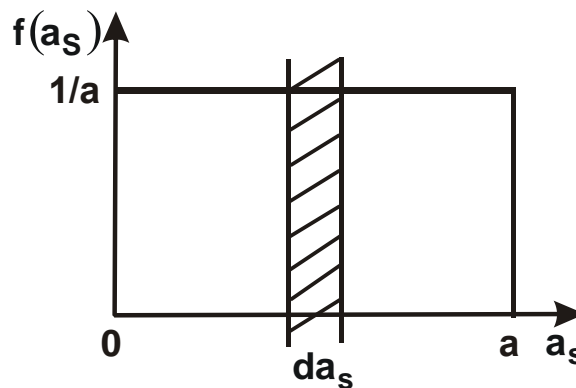


Рисунок 6.10 – Загальний вигляд функції $f(a_S)$

Такий вид функції $f(a_S)$ обумовлений тим, що згідно із теорією імовірностей, площа, обмежена осями OX , OY ті прямими $f(a_S) = \frac{1}{a}$ і $a_S = a$, дорівнює одиниці. Після інтегрування сума $\sum a_S$ визначиться:

$$\sum a_S = \int_0^a a_S \cdot \frac{n}{a} \cdot da_S = 0,5 \cdot a \cdot n . \quad (6.31)$$

Кількість зерен n визначається залежністю:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau, \quad (6.32)$$

де $k = k_0 \cdot \frac{(x + R_{\max})}{b}$;

$$k_0 = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2};$$

x – величина лінійного зношення найбільш виступаючого зі зв'язки зерна ($x = \Delta$).

Після підстановки залежностей (6.31) і (6.32) до умови (6.29) отримано:

$$(x + R_{\max}) \cdot (2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} + 0,5 \cdot a) = \frac{b}{k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (6.33)$$

Після перетворень із урахуванням $a = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot x$, маємо:

$$R_{\max}^2 + \frac{3 \cdot x}{2} \cdot R_{\max} + \left(\frac{x^2}{2} - \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau} \right) = 0. \quad (6.34)$$

У результаті отримано квадратне рівняння щодо невідомої величини R_{\max} . Його рішення:

$$R_{\max} = -\frac{3 \cdot x}{4} + \sqrt{\frac{x^2}{16} + \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}}. \quad (6.35)$$

Залежність (6.35) можна подати у вигляді:

$$\left(R_{\max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}, \quad (6.36)$$

або після перетворень із урахуванням залежностей (6.36) і (6.35):

$$\left(R_{\max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (6.37)$$

Використовуючи залежність (6.37), можна розрахувати параметр шорсткості поверхні R_{\max} для різних кінематичних схем шліфування із урахуванням зношування зерен круга.

Спочатку проведемо аналіз шорсткості обробки під час шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої

поверхні круга із швидкістю $V'_{дет}$. Тоді час формування шорсткості обробки виразиться: $\tau = R_{max} / V'_{дет}$ і залежність (6.37) набуде вигляду:

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} . \quad (6.38)$$

Приймаючи позначення $\bar{R}_{max} = \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}$, маємо:

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \bar{R}_{max}^3 , \quad (6.39)$$

де \bar{R}_{max} – параметр шорсткості поверхні, отриманий без урахування зношування зерен круга.

Із залежності (6.39) витікає, що зі збільшенням величини лінійного зношування зерна x параметр R_{max} зменшується. Розрахунками встановлено, наприклад, що для $\bar{R}_{max} = 1$ мкм (відповідно, $x = 0$) за умови $x = 4$ мкм параметр шорсткості поверхні дорівнює $R_{max} = 0,125$ мкм. Як видно, величина x суттєво впливає на параметр R_{max} , тобто завдяки збільшенню величини x можна домогтися значного зменшення параметра R_{max} , що має практичне значення.

Оскільки зі збільшенням величини x параметр R_{max} зменшується і стає значно менше величини x , то у лівій частині залежності (6.38) можна знехтувати доданком R_{max} . Тоді залежність спроститься і набуде вигляду:

$$R_{max} = \frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x^2} . \quad (6.40)$$

Із залежності (6.40) явно витікає суттєвий вплив величини x на параметр R_{max} .

Під час плоского шліфування час формування шорсткості поверхні τ визначається залежністю:

$$\tau = \frac{l}{V_{дет}} , \quad (6.41)$$

де l – довжина відрізка на крузі, що визначає параметр R_{max} ;

$$l = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}} ;$$

$D_{кр}$ – діаметр круга, м;

$V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с.

Після підстановки залежності (6.41) у залежність (6.37), отримано

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{max}} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} . \quad (6.42)$$

Нехтуючи у лівій частині залежності (6.42) доданком R_{max} (оскільки $x \gg R_{max}$), отримано спрощену залежність для визначення параметра R_{max} :

$$R_{max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{4}{x^4} . \quad (6.43)$$

У даному випадку вплив умов шліфування на параметр R_{max} ще більше, ніж у залежності (6.40), отриманої для шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга.

Під час шліфування алмазним кругом алмазного олівця зношення алмазних зерен круга може відбуватися без утворення на них "майданчиків зношування", тобто ріжуча частина зерна зберігатиме свою початкову форму, наприклад, форму конуса із кутом у вершини 2γ . У цьому випадку ріжучі зерна виступатимуть над рівнем зв'язки круга приблизно на однакову висоту. Розрахунок параметра шорсткості обробки R_{max} під час шліфування за першою схемою полягатиме у тому, що у залежності (6.26) поверхневу концентрацію зерен круга k необхідно помножити не на коефіцієнт R_{max}/b , а на коефіцієнт $(R_{max} + x)/b$, де x – величина лінійного зношування найбільш виступаючого зі зв'язки зерна ($x = \Delta$). Тоді залежність (6.26) набуде вигляду:

$$R_{max}^2 \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V'_{дет}}{2 \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}} . \quad (6.44)$$

За умови $x=0$ приходимо до залежності (6.26). За умови $x > R_{max}$ залежність (6.44) спроститься:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{b \cdot V'_{дет}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot x}} , \quad (6.45)$$

а із урахуванням залежностей (1.26) і (1.27) набуде вигляду:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{100\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{\text{дет}}}{3 \cdot \text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot x}} \quad (6.46)$$

Зі збільшенням величини x параметр шорсткості поверхні R_{\max} зменшується, однак, із меншою інтенсивністю, ніж у залежності (6.40). Із використанням залежності (6.28) перетворено залежність (6.45):

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{\bar{R}_{\max}^3}{x}}, \quad (6.47)$$

де \bar{R}_{\max} – значення параметра R_{\max} для $x = 0$.

Аналогічно можна встановити залежність для визначення параметра шорсткості поверхні R_{\max} для плоского шліфування. Для цього вихідну залежність (6.24) слід подати у вигляді:

$$R_{\max} = \frac{1}{2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau} \quad (6.48)$$

Час формування шорсткості поверхні τ слід виразити залежністю: $\tau = 2 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot R_{\max}} / V_{\text{дет}}$, а поверхневу концентрацію зерен круга k помножити на коефіцієнт $(R_{\max} + x)/b$. Тоді залежність (6.48) виразиться:

$$R_{\max}^{1,5} \cdot (R_{\max} + x) = \frac{b \cdot V_{\text{дет}}}{4\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}} \quad (6.49)$$

Із урахуванням відношень (1.26) і (1.27) залежність (6.49) набуде вигляду:

$$R_{\max}^{1,5} \cdot (R_{\max} + x) = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}} \quad (6.50)$$

Оскільки параметр шорсткості поверхні R_{\max} менше величини x , то у першому наближенні можна прийняти $(R_{\max} + x) \approx x$. Тоді залежність (6.50) виразиться:

$$R_{\max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot x}} \right)^{0,67} \quad (6.51)$$

На відміну від аналогічної залежності (6.43), у залежність (6.51) величина x входить із меншим степенем. Перетворимо залежність

(6.51) із урахуванням параметра \bar{R}_{\max} (що визначає шорсткість обробки для випадку $x = 0$):

$$R_{\max} = \left(\frac{\bar{R}_{\max}^{2,5}}{x} \right)^{0,67}. \quad (6.52)$$

Підставляючи у залежності (6.43) і (6.51) експериментальні значення x і R_{\max} можна оцінити, яка із двох вищерозглянутих розрахункових схем більш достовірно відображає закономірності формування шорсткості поверхні.

Для умов круглого зовнішнього шліфування залежності (6.42) і (6.49) приймають вигляд:

$$\left[\left(R_{\max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{\max}} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}}}; \quad (6.53)$$

$$R_{\max}^{1,5} \cdot (R_{\max} + x) = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}}}, \quad (6.54)$$

де $D_{\text{кр}}$, $D_{\text{дет}}$ – відповідно, діаметри круга і деталі, м.

Залежність (6.53) отримано із урахуванням, а залежність (6.54) – без урахування утворення площадок зношування на вершинах зерен алмазного круга.

За умови $x = 0$ залежності (6.53) і (6.54) приймають вигляд:

$$R_{\max} = \bar{R}_{\max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}}} \right)^{0,4}. \quad (6.55)$$

Як видно, із усіх параметрів, що входять у залежності (6.53) і (6.54), найбільше впливає на параметр шорсткості поверхні R_{\max} величина x , особливо, у випадку утворення на зернах площадок зношування (рис. 6.11,а), тобто під час різання плосковершинними зернами. Зі збільшенням величини x можна суттєво зменшити параметр R_{\max} . Виконані експериментальні дослідження підтвердили теоретичні результати.

Встановлено, що під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 300×20×5 АС6 125/100 М1-10 4 із плосковершинними зернами параметр шорсткості поверхні R_a ($R_a \approx 0,2 \cdot R_{\max}$) зменшився від 2,2 до 0,1 мкм, (крива 2, рис. 6.12). При цьому зміна параметрів ре-

жиму шліфування, а також обробка алмазним кругом, який працював уже деякий час після електроерозійного правлення (крива 1, рис. 6.12), не привели до суттєвого зменшення параметра шорсткості поверхні R_a .

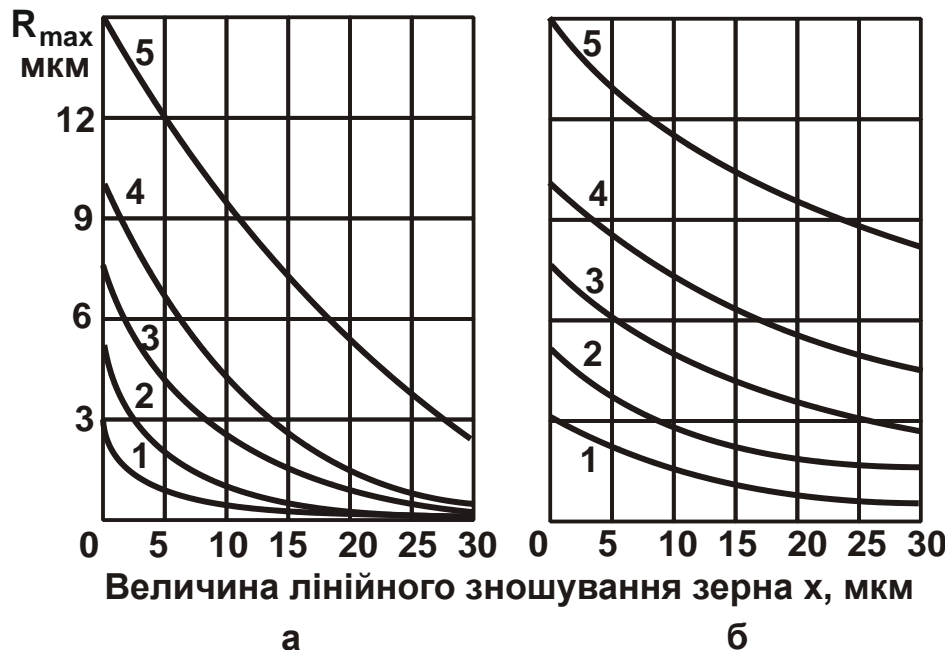


Рисунок 6.11 – Залежності параметра шорсткості поверхні R_{max} від величини лінійного зношування зерна x , які отримано на основі:

а – залежності (6.53); б – залежності (6.54); 1 – $\bar{R}_{max} = 3$ мкм;
 2 – $\bar{R}_{max} = 5$ мкм; 3 – $\bar{R}_{max} = 7,5$ мкм; 4 – $\bar{R}_{max} = 10$ мкм; 5 – $\bar{R}_{max} = 15$ мкм

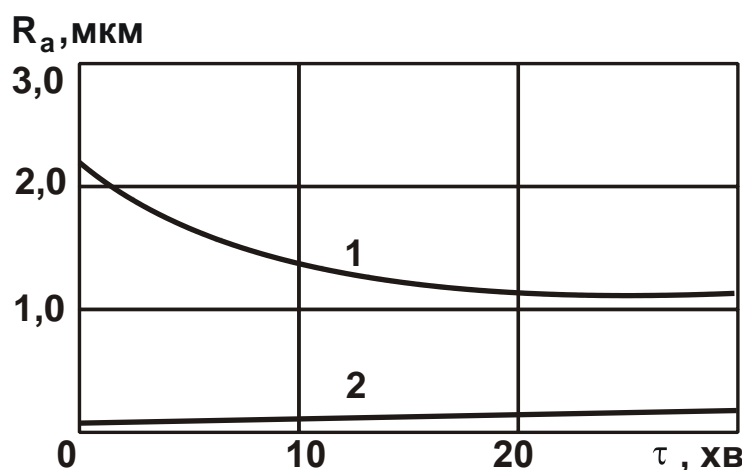


Рисунок 6.12 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від часу обробки τ : 1 – після електроерозійного правлення алмазного круга; 2 – після створення площадок на вершинах зерен алмазного круга

Для створення плосковершинних зерен на алмазному крузі застосовано способи шліфування алмазним кругом полікристалічного синтетичного надтвердого матеріалу і алмазного правлячого олівця.

Експериментально встановлено, що під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці з плосковершинними зернами з часом спостерігається деяке збільшення параметра шорсткості поверхні R_a (крива 2, рис. 6.12) внаслідок підключення до різання нових більш гострих зерен. Особливо це має місце під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01. Застосування більш зносостійкого алмазного круга на металевій зв'язці М1-10 дозволило усунути даний недолік – шорсткість обробки практично стабілізувалася у часі на рівні $R_a = 0,1 \dots 0,2$ мкм зі зміною глибини шліфування у межах $0,01 \dots 0,025$ мм.

Здійснено оцінювання вірогідності розрахунку шорсткості циліндричних поверхонь під час шліфування алмазним кругом із гостровершинними і плосковершинними зернами. Для цього спочатку отримано спрощену аналітичну залежність (6.55) для визначення параметра R_{\max} , що враховує умовне одновисотне виступання зерен, потім – уточнені залежності, що враховують різновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки круга та імовірносний характер участі зерен у різанні. Встановлено, що у всіх трьох випадках приходимо до однієї і тієї ж залежності (6.55), відмінність полягає лише в числових коефіцієнтах.

Так, розраховане за залежністю (6.55) значення $R_a = 0,2 \cdot R_{\max}$ для вихідних даних: $\operatorname{tg} \gamma = 1$; $m = 100$; $\bar{X} = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{\text{дет}} = 15$ м/хв; $D_{\text{кр}} = 0,3$ м; $D_{\text{дет}} = 0,014$ м дорівнює $R_a = 0,86$ мкм. Розраховане значення параметра R_a із урахуванням різновисотного виступання зерен над рівнем зв'язки круга дорівнює $R_a = 1,5$ мкм, а розраховане із урахуванням імовірносної участі зерен у різанні дорівнює $R_a = 2,43$ мкм. Як видно, розрахунок за уточненими залежностями призводить до збільшення значень параметра R_a . Порівняно з експериментальним значенням параметра $R_a = 1,9$ мкм (отриманим після електроерозійного правлення алмазного круга), урахування різновисотного виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга призводить до зменшення (у межах 20 %), а урахування імовірнісного характеру участі зерен у різанні призводить до збільшення (у межах 27 %) значення R_a (віднос-

но експериментальних даних, отриманих під час шліфування алмазним кругом після його електроерозійного правлення). Установлена також розбіжність у межах 10 % розрахункових і експериментальних значень шорсткості поверхні під час шліфування алмазним кругом із плосковершинними зернами. Отримані результати дозволили кількісно оцінити вплив зазначених вище трьох чинників на умови формування шорсткості циліндричних поверхонь під час шліфування і наблизити розрахункову схему до реальних умов шліфування.

У роботі проведено класифікацію кінематичних схем шліфування периферією алмазного круга за ознакою часу формування сталої шорсткості поверхні. Теоретично доказано існування трьох принципових схем, які обумовлено кінематикою руху оброблюваної поверхні відносно робочої поверхні круга (у радіальному, тангенціальному і по-здовжньому, із сторони торцевої поверхні круга, напрямках) та суттєво відрізняються часом формування сталої шорсткості поверхні (рис. 6.13).

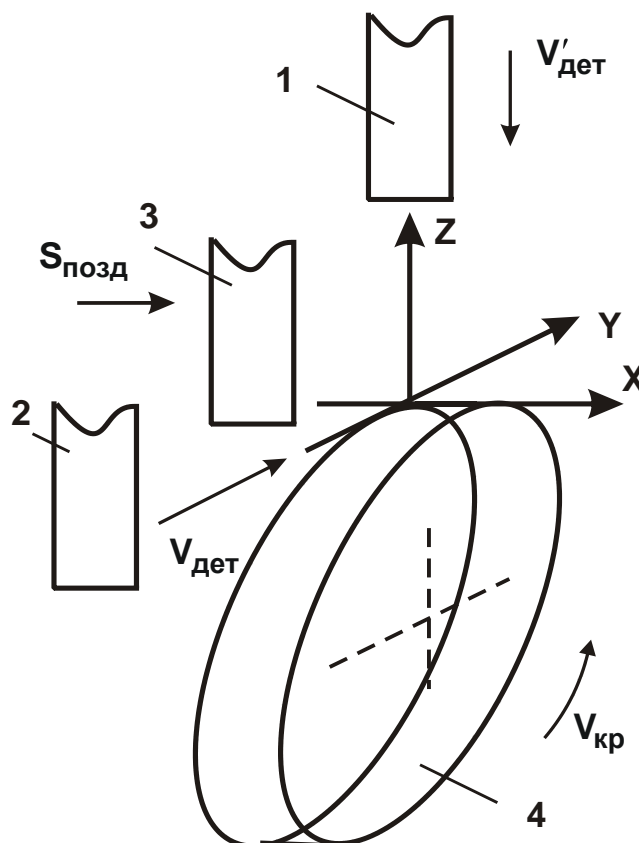


Рисунок 6.13 – Три принципові схеми формування шорсткості поверхні під час шліфування оброблюваного зразка у радіальному (1), тангенціальному (2) і по-здовжньому (3) напрямках, 4 – алмазний круг

Установлено, що найбільшим часом формування шорсткості поверхні під час шліфування характеризується третя схема, а найменшим часом – перша схема. Тому найменша шорсткість поверхні досягається під час шліфування за третьою схемою, а найбільша – під час шліфування за першою схемою. Друга схема, що включає плоске, круг-ле зовнішнє і внутрішнє шліфування, займає проміжне положення.

На основі отриманих результатів обґрунтовано вибір оптимального варіанта технологічного процесу фінішної обробки циліндричних поверхонь твердосплавних виробів. Для цього виконано порівняння трьох варіантів технологічного процесу фінішної обробки циліндричної поверхні спеціального твердосплавного інструменту (двох запропонованих і базового варіанту, які наведено у табл. 6.3).

Таблиця 6.3 – Порівняння варіантів технологічного процесу фінішної обробки циліндричної поверхні спеціальної твердосплавної розвертки (діаметр – 20 мм, довжина – 30 мм, припуск – 1 мм)

№ варіанту	Операція круглого зовнішнього поздовжнього шліфування	Операція притирання алмазною пастою	Час обробки, хв
1	Алмазний круг 1А1 300×20×5 АС6 125/100 М1–10 4 із плосковершинними зернами; $R_a = 0,1$ мкм; $\tau = 2$ хв	Немає	2
2	Алмазний круг 1А1 300×20×5 АС6 125/100 М1–10 4 після електроерозійного правлення; $R_a = 1,0$ мкм; $\tau = 1$ хв	Припуск – 0,02 мм; $R_a = 0,1$ мкм; $\tau = 4$ хв	5
3	Алмазний круг 1А1 300×20×5 АС4 100/80 В2–01 4; $R_a = 0,4$ мкм; $\tau = 3$ хв	Припуск – 0,02 мм; $R_a = 0,1$ мкм; $\tau = 4$ хв	7

Встановлено, що у другому випадку продуктивність обробки у 2 рази, а шорсткість обробленої поверхні в 10 разів менше, ніж у першому випадку за заданою точністю обробки. Потужність шліфування при цьому збільшилася всього у 2 рази. Це дозволяє ефективно

об'єднати попереднє й остаточне шліфування в одну операцію зі забезпеченням високих показників шорсткості, точності та продуктивності обробки, що не вимагає застосування наступної трудомісткої операції притирання.

Таким чином встановлено, що за критерієм найбільшої продуктивності обробки ефективно застосування першого варіанту. Вилучення із технологічного процесу операції притирання дозволяє також суттєво зменшити технологічну собівартість обробки. Для реалізації даних умов шліфування розроблено спеціальну технологію підготовки алмазного круга до роботи, що включає балансування круга, його електроерозійне правлення для остаточного усунення биття (у межах 10 мкм) і якісного розкриття алмазозносного шару, а потім утворення на вершинах зерен площадок. Розроблений технологічний процес фінішної обробки циліндричних поверхонь твердосплавних виробів впроваджено на ХНПК "ФЕД" (м. Харків).

6.7. Розроблення ефективної технології доведення алмазним порошком торцевих поверхонь кілець із релітовим шаром на спеціальному верстаті

Торцеві ущільнення, що складаються із двох сполучених кілець (що труться), робочі торцеві поверхні яких виконано зі зносостійкого релітового шару, отримали широке застосування для герметизації обертових валів, що працюють в різних середовищах. До якості обробки торцевих поверхонь кілець висувуються високі вимоги: шорсткість обробки на рівні $R_a \leq 0,1$ мкм, неплоскостність обробки – менше 0,9 мкм. Забезпечити на практиці ці вимоги достатньо складно, особливо, якщо врахувати, що припуск під обробку релітового шару (що складається із зерен карбїду вольфраму та мідного порошку) досягає 2-х мм.

Виходячи із цього, розроблено та впроваджено у ВАТ завод "Потенціал" (м. Харків) ефективний технологічний процес алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь кілець зі зносостійким релітовим шаром [97]. Він включає операцію чорнового шліфування (абразивним кругом або алмазним кругом на металевій зв'язці з його електроерозійним правленням), операцію напівчистового шліфування торцем алмазного круга на металевій зв'язці торцевої поверхні кільця,

що обертається, і операцію доведення (притирання) вільним абразивом (дрібнозернистим алмазним порошком).

Для виконання операції доведення кілець спеціально спроектовано та виготовлено на Каунаському заводі шліфувальних верстатів "Неріс" вертикально-довідковий верстат моделі 3806Л. Його конструкція полягає у такому. На нерухомій станині встановлено: доводочний диск (притир), який за допомогою приводу отримує обертальний рух зі швидкістю 2,68 м/с (головний рух верстата), і три притиски, що забезпечують кріплення 26 кілець на кожному та їх притискання до поверхні диску для доведення із тиском $100 - 200 \text{ г/см}^2$. Кожен притиск може переміщатися у вертикальному напрямі незалежно від інших притисків пневмоциліндра, встановленого на верстаті. Для забезпечення самовстановлення та підйому притиску на штоці пневмоциліндра встановлено шарнір, в якому функцію безпосереднього шарнірного зв'язку виконують два сферичні підшипники.

Відомо, що для досягнення високої чистоти поверхні необхідно забезпечити такий вид відносного руху зерен і оброблюваного кільця, щоб абразивне або алмазне зерно під час своїх повторних рухах не повторювало попередньої траєкторії. Тому робочий рух притира має бути завжди коливальним і в найпростішому випадку може бути зворотно-поступальним або поворотно-обертальним. У разі застосування верстатів спеціального призначення робочий рух має здійснюватися у вигляді складного циклоїдального руху, що є результатом руху кочення та ковзання або результатом складання кількох рухів ковзання, наприклад, руху обертання та зворотно-поступального руху. За умови правильно вибраного робочого руху оброблена поверхня матиме вигляд матової поверхні з найдрібнішою сіткою штрихів, що перетинаються (які є слідами руху окремих зерен), із дуже малою висотою мікронерівностей – у межах $0,07 \dots 0,3 \text{ мкм}$.

У даному випадку під час обертання доводочного диска через різницю швидкостей у точках А і В (рис. 6.14) притиск отримує обертальний рух навколо своєї осі. У результаті накладання обертальних рухів диска та притиску, закріплені в притиску оброблювані кільця отримують складний циклоїдний рух вздовж поверхні доводочного диска. При цьому забезпечується тертя кілець практично вздовж всій поверхні доводочного диска, що забезпечує рівномірне його зношування.

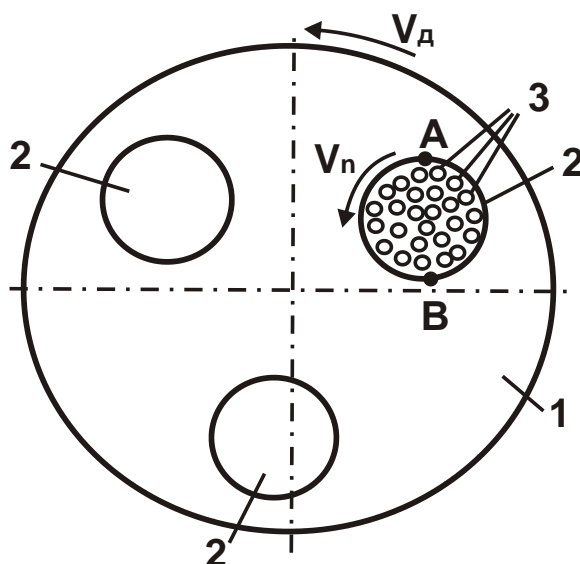


Рисунок 6.14 – Кінематична схема доведення торцевих поверхонь кілець: 1 – доводочного диск; 2 – притискачі; 3 – оброблювальні кільця;
 V_d – швидкість обертання доводочного диска; V_n – швидкість обертання притиску

Механізм процесу доведення (притирання) полягає у тому, що абразивні зерна (у даному випадку алмазний порошок АСМ 28/20) під час взаємодії з оброблюваною поверхнею кільця вдавлюються ("шаржуються") на м'якшу поверхню доводочного диска (притира) і потім, будучи закріпленими у цій поверхні, знімають найтонші стружки із оброблюваної поверхні. Притир у таких випадках необхідно виготовляти із більш м'якого матеріалу порівняно із оброблюваним матеріалом. У даному випадку доводочний диск виготовлено із чавуну марки СЧ21-40. В якості зв'язувальної та мастильної рідини застосовано гас.

Поверхню оброблюваного кільця необхідно ретельно підготувати до операції притирання, оскільки лише за мінімальних припусків цей вид обробки, що забезпечує надзвичайно низьку продуктивність обробки, не вимагатиме великих витрат часу і буде економічно вигідним.

Зазвичай, під притирання залишають припуск близько 5 – 20 мкм. Якщо таку точність не можна забезпечити на попередній операції, залишають більший припуск – до 0,1 мм – і виконують спочатку попереднє притирання крупнозернистим алмазним порошком (що забезпечує макрогеометрію), а потім остаточне притирання, в процесі якого покращується тільки мікрогеометрія поверхні. У даному випадку припуск, що знімається на операції притирання, становить 1 – 5 мкм.

Як зазначалося раніше, кожен притиск забезпечує кріплення 26 кілець, тобто одночасно на доводочному диску забезпечується обробка 78 кілець. Тривалість обробки цієї партії кілець становить 12 – 15 хвилин залежно від стану поверхні (шорсткості) кілець, досягнутого на попередній операції – операції торцевого алмазного шліфування. У результаті притирання забезпечується параметр шорсткості поверхні R_a на рівні 0,1 мкм, непощинність обробки – менше 0,9 мкм.

Витрата алмазного порошку АСМ 28/20 становить у середньому 1500 карат на 1000 оброблених кілець.

Для гарантованого забезпечення параметра шорсткості поверхні $R_a < 0,1$ мкм запропоновано операцію притирання виконувати за два переходи. На першому переході – використовувати крупнозернистий алмазний порошок АСМ 28/20 для знімання основної частини припуску, а на другому переході – алмазний порошок меншої зернистості АСМ 10/7... АСМ 5/3 для остаточного формування високої чистоти обробки. При цьому тривалість операції притирання збільшилася до 30 хвилин.

Для оцінювання технологічних можливостей даної операції притирання розроблено інженерну методику розрахунку умов обробки, що забезпечують найменшу шорсткість поверхні. У розрахунках виходили із умови реалізації граничних значень $\alpha = a_z / \rho$, за яких процес різання перетворюється на пружно-пластичне деформування металу без утворення стружок (де a_z – товщина зрізу окремим зерном, м; ρ – радіус округлення ріжучої кромки зерна, м), тобто виходили із енергетичного критерію.

У результаті встановлено залежність для розрахунку параметра шорсткості поверхні R_a , що включає зернистість алмазного порошку \bar{X} і коефіцієнт $\alpha = a_z / \rho$:

$$R_a = 0,1 \cdot \alpha \cdot \bar{X}. \quad (6.56)$$

На рис. 6.15 показано дві області, розраховані за залежністю (6.56) із використанням відомих експериментальних даних $\alpha = a_z / \rho = 0,04 - 0,08$ професора Богомолова М. І. (область 1) і $\alpha = 0,14 - 0,17$ професора Крагельського І. В. (область 2). Експериментальні значення параметра шорсткості поверхні R_a , які отримано у процесі притирання релітового шару кілець, потрапляють у область 1. Криву 4 отримано за тривалістю обробки 15 хвилин, а кри-

ву 5 – за тривалістю обробки 30 хвилин. Отже, процес притирання реліто-вого шару кілець здійснюється, за суттю, із граничними значеннями α , за якими процес стружкоутворення під час різання переходить у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки.

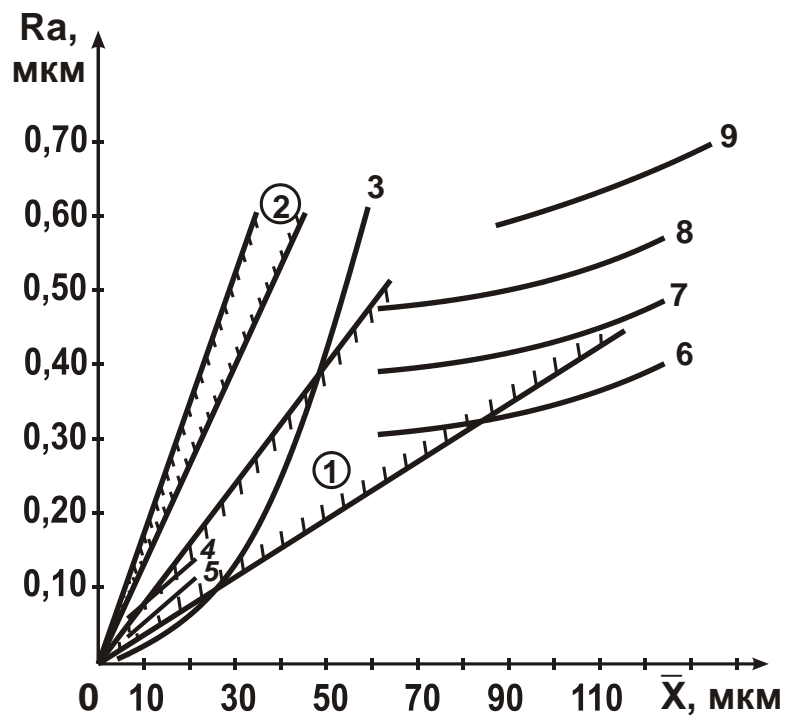


Рисунок 6.15 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від зернистості алмазного порошку \bar{X}

У цю ж область потрапляють значення параметра R_a , які отримано на попередній операції напівчистової обробки – торцевому шліфуванні торцевої поверхні кільця, що обертається, із релітовим шаром алмазним кругом на органічній зв'язці 12A2 45° 150×10×3×32 AC6 B2-01 4 (крива 6, рис. 6.15) і алмазним кругом на металевій зв'язці 12A2 45° 150×10×3×32 AC6 M1-01 4 без його електроерозійного правлення (крива 7) та із застосуванням періодичного електроерозійного правлення (крива 8), а також для умов доведення вільним абразивом (алмазним порошком) твердосплавних плоских поверхонь (крива 3) [71] і круглого зовнішнього шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1A1 300×25×5 AC6 M2-01 4 високоміцного покриття ПГ-10Н-01 (HRC 60 ... 62) із застосуванням безперервного електроерозійного правлення алмазного круга (крива 9) [40].

Наведені експериментальні дані дозволяють у першому наближенні з достатньою для практики точністю за залежністю (6.59) розрахувати оптимальну зернистість, приймаючи $\alpha = 0,04 - 0,08$. Таким чином, теоретично та експериментально встановлено, що застосування алмазного порошку ACM 7/5 ... ACM 5/3 на операції притирання релітового шару кілець гарантовано забезпечує параметр шорсткості поверхні $R_a < 0,1$ мкм та неплщинність обробки – менше 0,9 мкм.

6.8. Працездатність алмазних кругів за показниками енергоємності обробки в умовах алмазного і алмазного електроерозійного шліфування

Процеси абразивної та алмазної обробки мають важливе значення у забезпеченні якості, точності, надійності та довговічності машинобудівної продукції. Одним із найбільш прогресивних методів остаточної обробки деталей є алмазне шліфування (АШ), а серед його різновидів – алмазне електроерозійне шліфування (АЕШ).

Сутність методу алмазного електроерозійного шліфування полягає у тому, що алмазний круг на металевій зв'язці і оброблювану деталь включають у цепьланцюг електричного струму і між ними збуджують електричні розряди, у результаті дії яких окремі ділянки металеві зв'язки алмазного круга і оброблюваного (струмопровідного) матеріалу нагріваються до високих температур (температури плавлення і більше) і локально руйнуються. Це призводить, з одного боку, до утворення множини мікролунок на поверхні металеві зв'язки, зниження її рівня і розкриття нових алмазних зерен. З іншого боку, – до часткового згоряння і оплавлення мікростружок, що утворюються, які виносяться із зони різання технологічною рідиною і зменшують імовірність їх налипання на робочу поверхню алмазного круга та його засалювання. У результаті у процесі шліфування безперервно підтримується висока ріжуча здатність алмазного круга, завдяки збільшенню висот виступання алмазних зерен над рівнем металеві зв'язки підвищується продуктивність обробки, а зменшення тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою алмазного круга призводить до зменшення сили і температури різання, підвищення якості й точності обробки.

Алмазне електроерозійне шліфування дозволяє розширити область використання алмазних кругів на металевих зв'язках. Тому важливо здійснити оцінювання працездатності алмазних кругів за енергоємністю обробки в умовах алмазного і алмазного електроерозійного шліфування. Із цією метою проведено експериментальні дослідження алмазного і алмазного електроерозійного шліфування твердих сплавів Т15К6 і ТН-20 алмазним кругом 12А2-45 АС6 100/80 М1-01-4. Шліфування здійснювали за пружною схемою і досліджували вплив тривалості шліфування і нормального тиску P_n на показники енергоємності обробки: умовне напруження різання σ , коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, коефіцієнт тертя f .

Загальновідомо, що енергоємність обробки під час шліфування залежить від відношення робіт, які витрачаються на різання та тертя. Тому для обґрунтування ефективних шляхів удосконалення процесу алмазного шліфування важливо знати частки енергій, що витрачаються на різання та тертя у загальному енергетичному балансі обробки. Необхідність такого оцінювання пов'язано із тим, що процес шліфування розглядають із позицій загальної теорії різання без роздільного урахування частки енергії різання і тертя. Це призводить до дисбалансу енергії, що підводиться і відводиться під час шліфування, і не дозволяє об'єктивно оцінювати фізичні закономірності процесу шліфування.

У роботі [83] пропонується визначити коефіцієнт "чистого різання" $K_{ш,р}$ (аналогічний коефіцієнту шліфування $K_{ш}$) і коефіцієнт тертя f алмазного круга із оброблюваним матеріалом за залежностями:

$$K_{ш,р} = \sqrt{2\sigma_{ст} \cdot \frac{K_{ш}}{c}}; \quad f = K_{ш} - K_{ш,р} \quad (6.57)$$

де $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;
 σ – умовне напруження різання, Н/м².

Як відомо, коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ визначається залежністю:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y}. \quad (6.58)$$

Тоді тангенціальну складову сили різання із урахуванням залежностей (6.57) і (6.58) можна виразити:

$$P_{z,р} = K_{ш,р} \cdot P_y; \quad (6.59)$$

$$P_{z,тр} = P_z - P_{z,p}, \quad (6.60)$$

де P_y – радіальна складова сили різання, Н;

$P_{z,p}$, $P_{z,тр}$ – складові сили P_z , які визначаються процесами різання і тертя під час шліфування, Н.

Частка тертя у загальному енергетичному балансі процесу шліфування дорівнює відношенню коефіцієнта тертя до коефіцієнта шліфування. На основі експериментальних значень параметрів σ і $K_{ш}$, наведених у табл. 6.4, можна оцінити частки енергетичних витрат на різання і тертя під час алмазного шліфування (АШ) і алмазного електроерозійного шліфування (АЕШ) за умов: $P_H = 1$ МПа; $V_{кр} = 20$ м/с.

Таблиця 6.4 – Експериментальні значення параметрів σ і $K_{ш}$

Тривалість обробки, хв	$\sigma \cdot 10^4$, МПа		$K_{ш}$	
	Метод шліфування			
	АШ	АЕШ	АШ	АЕШ
2	13,8	6,2	0,42	0,26
4	14,4	7,4	0,34	0,24
6	14,8	8,4	0,28	0,23
8	15,3	8,3	0,26	0,23
10	15,7	8,5	0,24	0,24
12	16,0	8,4	0,23	0,23
14	16,4	8,5	0,21	0,23

Із використанням залежностей (6.57) – (6.60) отримано розрахункові значення показників енергоємності (табл. 6.5). Як видно, під час алмазного шліфування (АШ) за 14 хв обробки коефіцієнт тертя f змінився від 0,264 до 0,109. Під час алмазного електроерозійного шліфування (АЕШ) у результаті часткового згоряння стружок і продуктів обробки, що утворюються, практично виключається контакт оброблюваного матеріалу зі зв'язкою алмазного круга. За цих умов частка енергетичних витрат на тертя зменшуються, що призводить до зменшення практично вдвічі коефіцієнта тертя f порівняно із звичайним алмазним шліфуванням. За умови безперервної підтримки ріжучої здатності алмазного круга збільшується також параметр $K_{ш,p}$.

Таблиця 6.5 – Розрахункові значення параметрів

Тривалість обробки, хв	$K_{ш}$		f		$f/K_{ш}, \%$		η	
	Метод шліфування							
	АШ	АЕШ	АШ	АЕШ	АШ	АЕШ	АШ	АЕШ
2								
4	0,156	0,183	0,264	0,07	62,8	29,6	0,751	0,66
6	0,137	0,162	0,203	0,078	59,6	32,7	0,809	0,732
8	0,123	0,148	0,157	0,082	56,0	35,7	0,822	0,776
10	0,117	0,149	0,143	0,081	55,2	35,3	0,855	0,773
12	0,11	0,15	0,129	0,089	53,9	37,3	0,878	0,77
14	0,107	0,148	0,122	0,082	53,3	35,7	0,881	0,776
20	0,101	0,147	0,109	0,083	51,8	36,0	0,894	0,78

Слід зазначити, що завдяки забезпеченню на робочій поверхні алмазного круга гострого ріжучого рельєфу зменшується безрозмірний коефіцієнт η , збільшується продуктивність обробки і зменшується тепла напруженість процесу шліфування.

Під час алмазного електро-ерозійного шліфування (АЕШ) безрозмірний коефіцієнт η менше, а параметр $K_{ш,р}$ більше, ніж під час звичайного алмазного шліфування.

Нормальний тиск P_H неоднозначно впливає на розподіл енергетичного балансу робіт, що витрачаються на різання і тертя. Наприклад, зі збільшенням P_H від 0,2 до 0,8 МПа (табл. 6.6) частка енергії, що витрачається на тертя $f/K_{ш}$, зменшується від 27 до 24,2 %, а зі збільшенням P_H у інтервалі 0,8 ... 1,2 МПа параметр $f/K_{ш}$ збільшився від 24,2 до 35,8 %.

Таблиця 6.6 – Вплив нормального тиску P_H на працездатність алмазних кругів

P_H	$\sigma \cdot 10^4, \text{ МПа}$	$K_{ш}$	$K_{ш,р}$	f	$f/K_{ш}, \%$
0,2	6,0	0,250	0,183	0,067	27,0
0,4	5,2	0,280	0,208	0,072	25,9
0,8	4,7	0,300	0,226	0,074	24,2
1,0	5,5	0,305	0,210	0,094	30,9
1,2	6,5	0,310	0,195	0,115	35,8

Частка енергетичних витрат на різання, що оцінюється параметром $K_{ш,р}$, навпаки, у інтервалі зміни $P_H = 0,2 \dots 0,8$ МПа збільшується від 0,183 до 0,226, а у інтервалі $P_H = 0,8 \dots 1,2$ МПа – зменшується від 0,226 до 0,195. Це пов'язано із тим, що під час алмазного електроерозійного шліфування (АЕШ) зі зміною нормального тиску P_H від 0,2 МПа до 0,8 МПа коефіцієнт тертя не змінюється. Значення коефіцієнта тертя відповідають умовам тертя твердого сплаву із алмазом ($f = 0,07 \dots 0,075$), а параметр $K_{ш,р}$ зі збільшенням товщин зрізів зернами збільшується. Із подальшим збільшенням P_H частка тертя збільшується і ефективність алмазного електроерозійного шліфування (АЕШ) зменшується. Це відбувається за двома причинами. По-перше, у контакт із оброблюваним матеріалом вступає металева зв'язка алмазного круга, а по-друге, збільшуються навантаження, що діють на зерна, у разі чого відбувається їх інтенсивне затуплення, збільшується безрозмірний коефіцієнт η і зменшується параметр $K_{ш,р}$. Отже, існує оптимальне значення параметра P_H , за досягнення якого забезпечується найбільша продуктивність обробки. Перевищення параметром P_H оптимального значення потребує збільшення електричних параметрів процесу шліфування. Це пов'язано із тим, що зі збільшенням інтенсивності електроерозійної дії на робочу поверхню алмазного круга відновлюється його ріжуча здатність, зменшуються частка енергії тертя і безрозмірний коефіцієнт η , який характеризує затуплення ріжучих зерен, також збільшується параметр $K_{ш,р}$. Отже, для підвищення працездатності алмазних кругів на металевих зв'язках і продуктивності шліфування необхідно працювати зі збільшеними значеннями товщин зрізу і нормального тиску P_H та, відповідно, зі збільшеною інтенсивністю електроерозійної дії на робочу поверхню алмазного круга.

Висновки

1. У роботі обґрунтовано ефективність застосування електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час алмазного шліфування інструментальних матеріалів. Показано, що у процесі електроерозійного правлення формується принципово новий алмазний інструмент із добре розвиненим (регульованим) ріжучим рельєфом, який створює об'єктивні передумови шліфування зі збільшеними пара-

метрами зрізів (збільшеними товщинами і довжинами зрізів) та суттєвого збільшення продуктивності обробки. Висока гострота ріжучих кромek алмазного круга забезпечує зменшення сил і температури різання, поліпшення якості обробки (виключаються припикання, мікротріщини, відколювання та інші дефекти поверхневого шару оброблюваного матеріалу), а висока міцність металевої зв'язки забезпечує підвищення зносостійкості алмазного круга. Для забезпечення високих показників шорсткості оброблюваної поверхні рекомендується після електроерозійного правлення здійснити затуплення алмазних зерен круга із використанням алмазного олівця типу "Славутич" або алмазного різця (алмазного ролика, алмазного круга). Це дозволяє здійснити зрізання вершин алмазних зерен, після чого алмазний круг можна ефективно використовувати і на операціях чистового шліфування.

2. Для зменшення биття алмазних кругів на металевих зв'язках під час шліфування деталей із важкооброблюваних матеріалів запропоновано здійснювати електроерозійне правлення алмазних кругів на металевих зв'язках без зняття їх із шліфувального верстату. На цій основі розроблено та впроваджено у виробництво спеціальний пристрій для електроерозійного правлення алмазних кругів під час шліфування керамічних пластин товщиною 0,8 мм безпосередньо на серійних верстатах моделі 3102А із вертикальним розташуванням двох шпинделів. Це дозволило збільшити об'єм виготовленої продукції за робочу зміну в 1,6 разів та зменшити на 15% брак виготовленої продукції. Також на шліфувальних верстатах ділянки цеху було вивільнено трьох робітників: двох слюсарів, які займалися зняттям і встановленням алмазних кругів для правлення на стаціонарній установці та оператора установки, на якій здійснювали електроерозійне правлення. При цьому значно покращилися гігієнічні умови праці.

3. Наведено результати теоретичних і експериментальних досліджень параметрів шліфування виробів із металевих та неметалевих матеріалів підвищеної твердості алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням їх електроерозійного правлення. Запропоновано дуже простий варіант технології електроерозійного підзаправлення алмазних кругів на металевих зв'язках безпосередньо на робочому місці робітником-шліфувальником із періодичністю не менше 15 хвилин під час обробки виробів із хрустала. Для цього використано простий прав-

лячий пристрій – ручний ізольований Г-подібний електрод. Це не вимагає здійснення модернізації верстата, тобто електроізоляції шпинделя та ін., не потрібна також висока кваліфікація робітника. За допомогою такого пристрою протягом 5 секунд у результаті якісного розкриття алмазовмісного шару алмазного круга повністю відновлюється його ріжуча здатність і надається необхідна геометрія робочій поверхні алмазного круга. Це, поряд із високоякісною та високопродуктивною обробкою, також дозволяє усунути биття алмазного круга на етапі підготовки його до роботи, що раніше із використанням механічного правлення абразивним бруском, було нездійсненно. Показано ефективність застосування запропонованої технології електроерозійного підзаправлення алмазних кругів на металевих зв'язках в умовах шліфування твёрдосплавного оснащення синтезу синтетичних алмазів (блок-матриць для синтезу алмазного порошку).

4. Наведено результати впровадження у виробництво розроблених високопродуктивних технологій шліфування виробів із неметалевих матеріалів підвищеної твердості алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням їх електроерозійного правлення, які включають технології торцевого алмазного шліфування керамічних деталей на плоскошліфувальному верстаті моделі 3102 для двостороннього шліфування, торцевого шліфування деталей із феритів і керамік великогабаритними алмазними збірними кругами на верстатах моделі 3Д756, огранювання природних алмазів у діаманти, алмазного шліфування виробів із скла, електроерозійної обробки великогабаритних алмазних сегментних пил. Запропоновано нові конструктивні схеми здійснення електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках, що дозволяють суттєво підвищити його ефективність у виробничих умовах. Обґрунтовано перспективи подальших досліджень.

5. Теоретично та експериментально встановлено, що основною умовою суттєвого зменшення шорсткості циліндричних поверхонь твёрдосплавних виробів під час круглого зовнішнього алмазного шліфування є забезпечення утворення на ріжучих зернах значних майданчиків зношування шляхом попереднього шліфування алмазним кругом (після його електроерозійного правлення) полікристалічного надтвёрдого матеріалу або алмазного правлячого олівця. При цьому параметр шорсткості поверхні R_a зменшується від 2,0 до 0,1 – 0,2 мкм.

Це відкриває нові технологічні можливості фінішної алмазної обробки циліндричних поверхонь виробів із важкооброблюваних матеріалів. На основі проведених теоретичних і експериментальних досліджень створено ефективний технологічний процес фінішної обробки циліндричних поверхонь твердосплавних виробів, який забезпечує підвищення продуктивності і зменшення технологічної собівартості за умов виконання високих вимог до якості оброблюваних поверхонь (параметр шорсткості $R_a = 0,1$ мкм) на операції круглого зовнішнього поздовжнього шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці.

6. Розроблено та впроваджено у ВАТ завод "Потенціал" (м. Харків) ефективний технологічний процес алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь кілець зі зносостійким релітовим шаром, який включає операції чорнового і напівчистового шліфування алмазними кругами на металевій зв'язці з їх електроерозійним правленням і фінішну операцію доведення (притирання) вільним абразивом (дрібнозернистим алмазним порошком), яка забезпечує виконання високих вимог за шорсткістю і точністю обробки. Розроблено методику розрахунку найменших значень шорсткості обробки, що досягаються у процесі різання алмазно-абразивним інструментом (під час притирання), засновану на енергетичному підході. Встановлено, що застосування алмазного порошку ACM 7/5 ... ACM 5/3 на операції притирання релітового шару кілець гарантовано забезпечує параметр шорсткості поверхні $R_a < 0,1$ мкм і неплщинність обробки – менше 0,9 мкм, що відповідає вимогам за шорсткістю і точністю обробки.

7. Виконано експериментальне оцінювання часток енергій різання й тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування. Встановлено, що у зв'язку з інтенсивним тертям металевої зв'язки алмазного круга із оброблюваним матеріалом частка енергії різання значно менше частки енергії тертя, зменшити яку можна забезпеченням високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці шляхом його ефективного електроерозійного правлення. Це досягається збільшенням виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга та зменшення величини їхнього лінійного зношування до моменту випадіння зі зв'язки алмазного круга.

Загальні висновки

Вирішенню завдань щодо підвищення ефективності процесів шліфування значною мірою сприяють роботи, спрямовані на розроблення сучасних математичних моделей визначення параметрів шліфування та побудову єдиної замкнутої системи показників обробки, яка достатньою мірою визначає фізичну сутність шліфування. У даний час накопичено значний досвід математичного моделювання параметрів процесу шліфування на основі кінематико-геометричного та теоретико-імовірнісного підходів. Це відкрило нові можливості у вирішенні низки важливих практичних завдань, особливо, на основі застосування теоретико-імовірнісного підходу, який значно більшою мірою відображає закономірності процесу шліфування порівняно із кінематико-геометричним підходом. Разом із тим, розроблені математичні моделі визначення параметрів процесу шліфування відображають, як правило, окремі сторони функціонування складної технологічної системи і не дозволяють достатньо об'єктивно встановити аналітичний зв'язок між усіма основними параметрами шліфування. Відсутність єдиної замкнутої системи основних рівнянь, що описують процес шліфування, знижує ефективність вирішення оптимізаційних завдань щодо визначення оптимальних параметрів шліфування та ліквідує переваги аналітичного підходу до розрахунку і проектування нових технологічних процесів.

Тому на основі принципу енергетичної рівноваги технологічної системи розроблено математичну модель визначення параметрів процесу шліфування, в якій аналітично пов'язані всі основні параметри шліфування, включаючи фізико-механічні властивості зерен, зв'язки круга та оброблюваного матеріалу, параметри режиму шліфування тощо. Розробленню цієї математичної моделі сприяло вирішення задачі стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга для різних режимів шліфування, характеристик круга, оброблюваних матеріалів та інших умов обробки, а також вирішення задачі імовірнісної участі зерен круга у процесі шліфування. У результаті досліджень встановлено систему рівнянь, що описує сили і потужність різання, енергоємність і продуктивність обробки під час шліфування, параметри шорсткості обробленої поверхні, максимальну товщину зрізу і розподіл зрізів, величину лінійного зношування зерна до його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга та кількість ріжучих зерен, об'єм міжзеренного простору

круга та ступінь його заповнення стружкою, критичну глибину залягання зерна у зв'язці та майданчиків зношення на зернах, лінійне і відносне зношування круга. Система рівнянь містить 4 невідомі фізичні параметри, які встановлюються розрахунково-експериментальним шляхом для базової пари "алмазний круг – виріб". На основі використання рівнянь системи, можна розрахувати оптимальні умови обробки для різних характеристик алмазного круга і оброблюваних матеріалів, за відповідних умов встановити оптимальний режим роботи джерела додаткової електричної енергії, наприклад, щодо електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці. Отримана система рівнянь має у своєму розпорядженні достатню інформативність щодо процесу шліфування і дозволяє закономірно виявляти найбільш значимі фізичні ефекти обробки. Також отримана система рівнянь достатньо широко апробована на практиці, має високий ступінь збіжності з експериментальними результатами, її покладено в основу проектування процесів алмазного шліфування важкооброблюваних матеріалів.

На основі застосування теоретико-імовірнісного підходу та отриманих у роботі теоретичних рішень розроблено високопродуктивний технологічний процес глибинного алмазного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі ($1 - 10 \text{ м / хв}$) і шириною шліфування, близькою до ширини круга. У порівнянні з традиційно застосовуваними процесами багатопрхідного і глибинного алмазного шліфування твердосплавних ріжучих інструментів, цей процес дозволяє в декілька разів збільшити продуктивність обробки без збільшення питомої витрати алмазу і забезпечити високі показники якості та точності обробки, виключити утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів.

У роботі також наведено результати розроблення та впровадження у виробництво високопродуктивних технологій шліфування виробів із неметалевих матеріалів підвищеної твердості алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням їх електроерозійного правлення, які включають технології торцевого алмазного шліфування керамічних деталей на плоскошліфувальному верстаті моделі 3102 для двостороннього шліфування, торцевого шліфування деталей із феритів і керамік великогабаритними алмазними збірними кругами на верстатах моделі 3Д756, огранювання природних алмазів у діаманти, алмазного шліфування виробів із кришталю та скла, електроерозійної обробки великогабаритних алмазних сегментних пил тощо.

Список використаних джерел

1. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Андреев Г. С. Экспериментальное исследование кинематического состояния системы СПИД при периодическом прерывистом резании / Г. С. Андреев, В. С. Комаров // Надежность режущего инструмента. – Киев : Техника, 1972. – С. 190–195.
3. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – Киев: Наук. думка, 1978. – 207 с.
4. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... докт. техн. наук : 05.03.01 / Н. К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с.
5. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
6. Братан С. М. Технологічні основи забезпечення якості і підвищення стабільності високопродуктивного чистового та тонкого шліфування: автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.02.08 / С. М. Братан. – Одеса, 2006. – 35 с.
7. Высокопроизводительная чистовая лезвийная обработка деталей из сталей высокой твердости / С. А. Клименко, А. С. Манохин, М. Ю. Копейкина и др.; под ред. С. А. Клименко. Киев: ИСМ имени В. Н. Бакуля, 2018. 304 с.
8. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М. Ф. Семко, Ю. Н. Внуков, А. И. Грабченко и др. – Киев: Вища школа, 1979. – 230 с.
9. Високопродуктивне шліфування : навч. посібник / О. В. Якімов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, О. О. Якімов. – Київ: ТС ДО, 1995. – 180 с.
10. Гальванические покрытия никель-железо с мелкодисперсным порошком для огранки природных алмазов / Г. Н. Знаменский, И. Л. Цисарь, Ц. М. Гавинский и др. – Алмазы и сверхтвердые материалы, 1981. – Вып. 9. – С. 45.

11. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
12. Гусарев В. С. Модели процессов. Алгоритмы. Структуры технологических машин : научное издание / В. С. Гусарев. – Одесса: Изд-во "Печатный дом", 2018. – 227 с.
13. Гусарев В. С. Энергетическая эффективность технологических процессов / В. С. Гусарев // Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н. Е. Жуковского "ХАИ". Выпуск 14. – Харьков: Гос. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского "ХАИ", 2000. – С. 41–44.
14. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
15. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Зб. наук. праць, присвячених 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпропетровськ : ЛІРА. – 2015. – С. 92–105.
16. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Харьков: УГАЖТ, 2011. – № 5/5(53). – С. 51–54.
17. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – Київ: Техніка, 1980. – 212 с.
18. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – Київ: Наук. думка, 1981. – 300 с.
19. Иванов И. Е. Высокоэффективная технология изготовления резьбовых отверстий в горловинах баллонов на автоматических линиях : монография / И. Е. Иванов, Ф. В. Новиков, Е. И. Иванов. – Мариуполь: Изд. ПГТУ. – 2011. – 209 с.
20. Износ шлифовальных кругов с прерывистой рабочей поверхностью / А. Якимов, Л. Бовнегра, С. Уминский, В. Тонконогий, Ю. Смирнова // Резание и инструменты в технологических системах. – Харків: НТУ "ХПІ", 2020. – Вип. 92. – С. 197–207.

21. Инновационное развитие современных технологий : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, В. С. Гусарев, В. Б. Наддачин, А. А. Якимов, А. А. Андилахай, А. С. Сергеев, Д. Ф. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2021. – 480 с.
22. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова, С. А. Клименко. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.
23. Интегрированные процессы обработки материалов резанием : учебник [для высш. учебн. заведений] / А. И. Грабченко, В. А. Залого, Ю. Н. Внуков и др.; под общ. ред. А. И. Грабченко и В. А. Залого. – Сумы: Университетская книга, 2017. – 451 с.
24. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
25. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещакин. – М.: Машиностроение, 1988. – 480 с.
26. Ключко А. А. Технологическое основы обеспечения процесса зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес / А. А. Ключко, А. Н. Кравцов; Донбасская государственная машиностроительная академия; Закрытое акционерное об-во "ОНИКС". – Краматорск: ДГМА; Ирбит: ОНИКС, 2014 – 299 с.: – (Серия: Проектирование и применение режущего инструмента в машиностроении / Общ. ред. Ю. М. Соломенцев). ISBN 978-5-906703-02-6.
27. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / А. Н. Ковальчук. – Одесса, 2008. – 21 с.
28. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности абразивного инструмента / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1987. – 160 с.
29. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки : монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солгод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.
30. Лавріненко В. І. Надтверді абразивні матеріали в механообробці : енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков / Під

заг. ред. академіка НАНУ М. В. Новікова. – Київ: ІНМ НАН України, 2013. – 456 с.

31. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
32. Марчук В. І. Умови підвищення якості та ефективності безцентрового шліфування тіл кочення роликотілоподібних в умовах переналаджувального виробництва / В. І. Марчук, Ю. А. Лукьянчук // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпро: ЛІРА. – 2015. – С. 60–68.
33. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
34. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
35. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – Київ: Техніка, 1996. – 320 с.
36. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов / Л. Л. Мишнаевский. – Київ: Наук. думка, 1982. – 192 с.
37. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов и др. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
38. Новиков Г. В. Математическая модель процесса шлифования с учетом упругих перемещений в технологической системе / Г. В. Новиков // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса, 2001. – Вып.5 – С. 38–42.
39. Новиков Г. В. Математическая модель формирования упругих перемещений при механической обработке / Г. В. Новиков // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2005. – № 24. – С. 149–157.
40. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08. – Харьков, 1989. – 210 с.
41. Новиков Г. В. Элементы теории энергоемкости процессов механической обработки / Г. В. Новиков // Високі технології в машинобу-

- дуванні : збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.
42. Новиков Ф. В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в обрабатываемую стружку и обрабатываемую деталь / Ф. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – 2007. – Вип. 61. – С. 23–33.
 43. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры и параметров операции шлифования с учетом требований по точности обработки / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко // Машинобудування [Engineering] : збірник наукових праць. – Вип. 25. – Харків: УІПА, 2020. – С. 70–78.
 44. Новиков Ф. В. Основы математического моделирования технологических процессов механической обработки : монография / Ф. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 400 с.
 45. Новиков Ф. В. Технология и теория прецизионной обработки твердосплавных инструментов алмазными кругами на металлических связках / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве : труды 8-й Междунар. научн.-техн. конф., 9–10 декабря 2003, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2003. – С. 34–39.
 46. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дис. ... докт. техн. наук : 05.03.01. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 36 с.
 47. Новіков Ф. В. Визначення умов підвищення якості механічної обробки за температурним критерієм / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Перспективні технології та прилади : зб. наук. праць // м. Луцьк, грудень 2020. – Луцьк: Луцький НТУ, 2020. – Випуск 17. – С. 99–106.
 48. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.
 49. Новіков Ф. В. Інноваційні рішення та технології металообробного виробництва [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, Д. Ф. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 342 с. <http://repository.hneu.edu.ua/handle/123456789/29025>
 50. Новіков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями : монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 388 с.

51. Новіков Ф. В. Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей: монографія / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 348 с.
52. Новіков Ф. В. Підвищення екологічної безпеки життєдіяльності робітників у виробничих умовах на технологічних операціях алмазного шліфування / Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков // Перспективні технології та прилади : збірник наукових праць, м. Луцьк, грудень 2021. – Луцьк: Луцький НТУ, 2021. – Випуск 19. – С. 110–116.
53. Новіков Ф. В. Теоретичні основи фінішної механічної обробки [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 340 с. <http://repository.hneu.edu.ua/handle/123456789/29189>
54. Новіков Ф. В. Теплові та механічні процеси металообробних технологій [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2022. – 412 с. <http://repository.hneu.edu.ua/handle/123456789/28244>
55. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке : монография / Ю. К. Новоселов. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – 304 с.
56. Новоселов Ю. К. Моделирование операций при оценке отклонений формы деталей при шлифовании / Ю. К. Новоселов, Д. А. Каинов // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. статей. – Том 2. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – С. 391–400.
57. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общ. ред. С. А. Клименко. – Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
58. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – 4-е изд., перераб. и доп. – Л.: Политехника, 1990. – 272 с.
59. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование / Ю. А. Пахалин. – М., 1985. 178 с.
60. Пермяков А. А. Синтез технологических параметров высокопроизводительной обработки зубчатых реек спаренными фрезами / А. А. Пермяков, А. А. Ключко, Ю. А. Сеница // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2017. – № 17 (1239). – С. 71–77.
61. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

62. Прудников Е. Л. Инструмент с алмазно-гальваническим покрытием / Е. Л. Прудников. – М.: Машиностроение, 1985. – 96 с.
63. Пыжов И. Н. Силовые характеристики процесса шлифования ПСТМ в режиме самозатачивания алмазных кругов / И. Н. Пыжов, В. А. Федорович, И. В. Волошкина // Резание и инструменты в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. / редкол.: А. И. Грабченко (отв. ред.). – Харьков: НТУ "ХПИ", 2018. – Вып. 88. – С. 193–203.
64. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : навч. посібник / За редакцією А. І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.
65. Рогов В. В. Инструмент из синтетических алмазов для ограночного шлифования и полирования / В. В. Рогов, В. Н. Пепельнюк, В. В. Абрамов // Сверхтвердые материалы. – 1986, № 4. – С. 57–58.
66. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты : учебник для вузов / П. Р. Родин – Киев: Вища шк. Головное изд-во, 1986. – 455 с.
67. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий; отв. ред. А. А. Сагарда; АН УССР. ИСМ. – Киев: Наук. думка, 1980. – 224 с.
68. Рыбицкий В. А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями : метод. рекомендации / В. А. Рыбицкий. – Киев: Об-во "Знание" УССР, 1987. – 23 с.
69. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – Киев: Наук. думка, 1994. – 180 с.
70. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.
71. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля, Киев: Наук. думка, 1976. – 350 с.
72. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов : учебник / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович, Б. И. Сеницын; Под общ. ред. С. Н. Корчака. – М.: Машиностроение, 1988. – 352 с.
73. Системи технологій : навч. посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2008. – 280 с.

74. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием : справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Бульжов и др. / Под общ. ред. Л. В. Худобина. – М.: Машиностроение, 2006. – 544 с.
75. Снижение теплового фактора при плоском абразивном шлифовании / В. Тонконогий, А. Якимов, Л. Бовнегра, С. Безнос, В. Добровольский // Технічні науки та технології, 2017. – № 4. – С. 16–26.
76. Современные технологии и техническое перевооружение предприятий : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, А. А. Андилахай, Д. Ф. Новиков, В. И. Полянский. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 400 с.
77. Сошников С. А. Модель рабочего рельефа алмазно-абразивного инструмента и качество обработанной поверхности при алмазном высокопроизводительном шлифовании / С. А. Сошников, Ф. В. Новиков // Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. – Тула: ТПИ, 1984. – С. 128–135.
78. Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів : пат. № 125568 Україна / В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. Заявл. и 2017 12994, 27.12.2017. Опубл. 10.05.2018, Бюл. № 9. – 4 с.
79. Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів : пат. № 135893 Україна / В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. Заявл. и 2019 1239, 07.02.2019, опубл. 25.07.2019, Бюл. № 14. – 4 с.
80. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х томах: Т. 1 / Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е издание, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 656 с.
81. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2007. – 688 с.
82. Степанов М. С. Сравнительный анализ энергии резания при использовании различных схем шлифования / М. С. Степанов, Ю. В. Тимофеев, В. А. Фадеев // Високі технології в машинобудуванні. Зб. наук. пр. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2006. – Вип. 2 (13). – С. 108–112.

83. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, Б. С. Серов, А. А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
84. Теоретические основы технологии машиностроения : учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков, Н. И. Решетнев. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
85. Тепловые и механические процессы при резании металлов : учеб. пособие / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков, С. Г. Зимин, В. А. Вайсман. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
86. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.
87. Техніко-економічне обґрунтування сучасних технологій виробництва : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Д. Ф. Новіков, О. А. Єрмоленко, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2022. – 256 с.
88. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якимов, Г. О. Оборський, В. П. Ларшин, О. В. Самойленко. – Одеса: Астропринт, 2001. – 608 с.
89. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. – М.: Ред. физ.-мат. лит. Изд. "Наука", 1975. – 576 с.
90. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2003. – 359 с.
91. Федорович В. А. Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов: дис. ... докт. техн. наук : 05.03.01 / В. А. Федорович. – Харьков, 2002. – 466 с.
92. Федосеев О. Б. Физическая теория шлифования / О. Б. Федосеев // Физ. и хим. обработка материалов. – 1979, №1. – С. 110–116.
93. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. Механика резания материалов. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
94. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. Теплофизика резания материалов. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с.

95. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. Резание материалов лезвийными инструментами. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с.
96. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
97. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 6. Качество обработки деталей машин. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с.
98. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 8. Оптимизация технологических процессов в машиностроении. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 509 с.
99. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 9. Проектирование технологических процессов в машиностроении. – Одесса: ОНПУ, 2005. – 584 с.
100. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. Концепция развития технологии машиностроения. – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
101. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
102. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учеб. пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.
103. Шелковой А. Имитационное моделирование в задачах механосборочного производства / А. Шелковой, А. Ключко, Е. Набока // Saarbrücken, Germany: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2015. – 528 с.

104. Шкурупий В. Г. Сглаживание поверхностного слоя деталей из меди и алюминия при их абразивном полировании / В. Г. Шкурупий, Назаров Ю. Ф. // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь: ПГТУ, 2010. – Вып.12. – С. 281–286.
105. Шкурупий В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. Г. Шкурупий. – Одеса, 2006. – 21 с.
106. Шлифование труднообрабатываемых материалов кругами из алмазов и эльбора : монография / П. Г. Матюха, В. В. Полтавец, А. В. Бурдин, В. В. Габитов. – Черкассы: Вертикаль, издатель Кандыч С. Г., 2015. – 252 с.
107. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
108. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ: Техніка, 1993. – 152 с.
109. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Киев–Одесса : Изд. объедин. "Вища школа", 1986. – 175 с.
110. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1973. – 184 с.
111. Ящерицын П. И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П. И. Ящерицын, А. Г. Зайцев, А. И. Барботько. – Минск: Наука и техника, 2010. – 328 с.
112. Ящерицын П. И. Электроэрозионная правка алмазно-абразивных инструментов / П. И. Ящерицын, В. Д. Дорофеев, Ю. А. Пахалин. – Минск, 1981. – 232 с.
113. Bratan, S., Kolesov A., Roshchupkin, S., Stadnik, T. Theoretical-probabilistic model of the rotary belt grinding process, MATEC Web Conf. 129, 01078 (2017).
114. Ding, Z., Jiang, X., Guo, M. et al. Investigation of the grinding temperature and energy partition during cylindrical grinding. Int J Adv Manuf Technol 97, 1767–1778 (2018). <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1900-6>

115. Feodor Novikov. Analytical parameters determination of cutting power tension // *Fiabilitate si Durabilitate – Fiability & Durability* №1/2015 Editura "Academica Brancusi", Targu Jiu, ISSN 1844-640x. P. 16-22.
116. Hamid Jamshidi, Erhan Budak. Grinding Temperature Modeling Based on a Time Dependent Heat Source. *Procedia CIRP*. Volume 77, 2018, Pages 299-302. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.09.020>
117. Handa, D., Kumar, Sh., Babu S., Surendran Th., Sooraj, V.S.: Simulation of Intermittent Grinding for Ti-6Al-4V with Segmented Wheel. *Materials Today: Proceedings*, 44(1), 2537–2542 (2021).
118. Marcel Reimers, Walter Lang and Gerrit Dumstorff. Experimental and Numerical Investigations in Shallow Cut Grinding by Workpiece Integrated Infrared Thermopile Array. *Sensors* 2017, 17, 2250; Doi:10.3390/s17102250
119. Matarneh M. E., Al Quran F. M, Fedor Novikov and Vladimir Andilakhay. Theoretical corroboration for the temperature reduction conditions in the cutting zone during treatment / *European Journal of Mechanical Engineering Research*, 2018. Vol. 5, No. 3, pp. 1-8.
120. Ning Ding, Shuna Jiang, Jingsong Duan, Chao Liu and Shanfu Cui(2020). Design of New Slotted Structured Grinding Wheel. *Journal of Physics: Conference Series*, Volume 1635, The 2020 6th International Forum on Engineering Materials and Manufacturing Technology (IFEMMT) 2020, 17-19. Doi: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1635/1/012013>
121. Novikov F. Optimisation of interrupted grinding parameters according to the temperature criterion. *Cutting & Tools in Technological System*, 2023, Edition 98. ISSN 2078-7405. 59-72. – Doi: 10.20998/2078-7405.2023.98.06
122. Rodriguez, R.L., Lopes, J.C., Garcia, M.V. *et al.* Grinding process applied to workpieces with different geometries interrupted using CBN wheel. *Int J Adv Manuf Technol* 107, 1265–1275 (2020).
123. Saad Kariem Shather. Enhancement of surface roughness and metal removal rate by using combined abrasives during magnetic abrasive finishing // *Engineering & Technology. International Journal of Research*. Vol. 7, Issue 8, Aug 2019, 1–8.

124. Taghi Tawakoli, Bahman Azarhoushang. Intermittent Grinding of Advanced Ceramic with the T-Tool Grinding Wheel. Periodical: Advanced Materials Research. Volumes 126-128 (2010). Pages: 615-620.
125. Yu. K. Novoselov, Dynamics of surface shaping in abrasive processing, (LAP LAMBERT Academic Publishing. Saarbrucken, Deutschland, P. 317 2017).
126. Zheng Kan, Liao Wenhe, Sun Lianjun & Meng Heng. Investigation on grinding temperature in ultrasonic vibration-assisted grinding of zirconia ceramics. Machining Science and Technology An International Journal. Volume 23, 2019 - Issue 4. Pages 612-628. <https://doi.org/10.1080/10910344.2019.1575405>

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Наукові передумови формування теоретично-імовірнісного підходу у теорії шліфування	5
1.1. Аналіз існуючих теоретичних підходів до структурно-параметричної оптимізації технологічних процесів механічної обробки	5
1.2. Спрощений кінематико-геометричний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні на оброблюваній деталі під час шліфування	11
1.3. Теоретичні та експериментальні дослідження алмазного глибинного шліфування	28
1.3.1. Спрощений розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час глибинного шліфування	28
1.3.2. Розрахунок максимальної товщини зрізу під час глибинного шліфування	34
1.3.3. Встановлення функціональних зв'язків параметрів шліфування із урахуванням шорсткості обробленої поверхні та максимальної товщини зрізу	39
1.3.4. Чисельний аналіз максимально можливої продуктивності глибинного алмазного шліфування та розроблення методики розрахунку оптимальних умов обробки	45
1.3.5. Експериментальні дослідження закономірностей зміни основних технологічних параметрів електроерозійного алмазного глибинного шліфування	49
1.4. Визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування на основі теоретико-імовірнісного підходу ...	60
1.5. Порівняння результатів розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час шліфування за кінематико-геометричним і теоретико-імовірнісним підходами	67
Висновки	72

Розділ 2. Застосування теоретико-імовірнісного підходу до визначення параметрів процесу шліфування за критеріями якості та продуктивності обробки	74
2.1. Визначення відносної повноти профілю робочої поверхні круга із синтетичного надтвердого матеріалу ..	74
2.2. Встановлення кінематичних параметрів процесу шліфування виробів із переривчастими поверхнями	81
2.3. Гранична кінематична продуктивність обробки процесу шліфування	88
2.4. Оптимізація процесу круглого поздовжнього шліфування за граничною кінематичною продуктивністю	97
2.5. Закономірності формоутворення оброблюваної поверхні деталі під час круглого поздовжнього шліфування	102
2.6. Закономірності формування мікрогеометрії оброблюваної поверхні під час шліфування	110
2.7. Визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні в умовах глибинного шліфування	115
2.8. Алгоритм кінематичного розрахунку оптимальних параметрів режиму шліфування	122
2.9. Оптимізація алмазного круглого шліфування твердосплавних багатолезових ріжучих інструментів на основі наведеної товщини зрізу	130
2.10. Напрями підвищення продуктивності механічної обробки	139
2.11. Дослідження структури і параметрів робочої поверхні алмазно-абразивних інструментів та аналіз їх технологічних можливостей	145
Висновки	157
Розділ 3. Застосування теоретико-імовірнісного підходу до визначення параметрів процесу шліфування із урахуванням зношування зерен алмазного круга	160
3.1. Аналітичне описання механізму зношування алмазного круга	160

3.2. Кінетика утворення ріжучого рельєфу алмазного круга у процесі шліфування	169
3.3. Теоретичний аналіз умов самозагострювання алмазного круга	179
3.4. Наукові передумови розроблення фізичної моделі алмазного шліфування	186
3.5. Ріжучий рельєф алмазного круга та його значення у формуванні технологічних показників процесу шліфування	196
3.6. Умови зменшення енергоємності обробки і шорсткості поверхні під час шліфування	204
Висновки	212
Розділ 4. Умови управління силовою напруженістю процесу шліфування	215
4.1. Математична модель стружкоутворення в умовах мікрорізання одиничним зерном.....	215
4.2. Визначення параметрів силової напруженості процесу алмазного шліфування	222
4.3. Теоретичний аналіз впливу зношування зерен алмазного круга на продуктивність обробки	239
4.4. Визначення параметрів силової напруженості процесу різання лезовим інструментом методами теорії пружності..	244
4.5. Теоретичний аналіз умов зменшення силової напруженості процесу різання	256
4.6. Умови руйнування ріжучих зерен алмазного круга під час шліфування	263
4.7. Динаміка взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом	275
4.8. Динаміка переривчастого різання	283
Висновки	290
Розділ 5. Теоретичне обґрунтування умов підвищення точності, якості та продуктивності обробки під час шліфування	294
5.1. Аналітичне визначення величини пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час шліфування	294

5.2. Теоретичний аналіз напрямів підвищення точності та якості алмазно-абразивної обробки	299
5.3. Оптимізація параметрів автоматизованих циклів шліфування	305
5.4. Умови високоефективного шліфування із початковим натягом у технологічній системі	309
5.5. Оптимізація структури і параметрів операції круглого зовнішнього алмазного шліфування твердосплавних виробів	316
5.6. Обґрунтування оптимальної кінематичної схеми круглого шліфування за критеріями якості та продуктивності обробки	323
5.7. Теоретичний аналіз взаємозв'язку між енергоємністю і продуктивністю обробки під час шліфування	343
5.8. Оцінювання впливу інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на енергоємність обробки під час шліфування	350
5.9. Визначення енергоємності обробки на основі балансу переміщень у технологічній системі із урахуванням розмірного зношування круга	358
5.10. Механіка внутрішнього алмазного шліфування	365
5.11. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення температури різання під час шліфування	371
5.12. Підвищення ефективності внутрішнього шліфування шляхом зменшення температури різання	378
5.13. Теоретичне обґрунтування технологічних можливостей процесів комбінованого алмазного шліфування	386
Висновки	390
Розділ 6. Розроблення високоефективних технологічних процесів алмазного шліфування із застосуванням електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках	394
6.1. Ефективність застосування електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час алмазного шліфування інструментальних матеріалів	394

6.2. Електроерозійне правлення алмазних кругів на металевих зв'язках без зняття їх із шліфувального верстату	398
6.3. Ефективність застосування електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час алмазного шліфування металевих і неметалевих матеріалів підвищеної твердості	403
6.4. Основні напрями підвищення ефективності технологій алмазного шліфування неметалевих матеріалів підвищеної твердості	409
6.4.1. Теоретичне обґрунтування умов підвищення ефективності шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках неметалевих матеріалів підвищеної твердості	409
6.4.2. Теоретичний аналіз торцевого алмазного шліфування керамічних деталей на плоскошліфувальному верстаті моделі 3102 для двостороннього шліфування	414
6.4.3. Умови підвищення ефективності процесу торцевого шліфування деталей із феритів і керамік великогабаритними алмазними збірними кругами на верстатах моделі 3Д756	417
6.4.4. Умови підвищення ефективності електроерозійної обробки великогабаритних алмазних сегментних пил	421
6.4.5. Умови підвищення ефективності електроерозійного правлення алмазних кругів для огранювання природних алмазів у діаманти	422
6.4.6. Умови підвищення ефективності електроерозійного правлення алмазних кругів для шліфування виробів із кристалю та скла	425
6.5. Умови підвищення якості обробки під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках	427
6.6. Розроблення теорії та технології прецизійної обробки твердосплавних інструментів алмазними кругами на металевих зв'язках	434

6.7. Розроблення ефективної технології доведення алмазним порошком торцевих поверхонь кілець із релітовим шаром на спеціальному верстаті	450
6.8. Працездатність алмазних кругів за показниками енергоємності обробки в умовах алмазного і алмазного електроерозійного шліфування	455
Висновки	459
Загальні висновки	463
Список використаних джерел	465

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович
Новіков Григорій Васильович

ТЕОРЕТИКО-ІМОВІРНІСНИЙ ПІДХІД У ТЕОРІЇ ШЛІФУВАННЯ

Монографія

Самостійне електронне текстове мережеве видання

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до видання 04.09.2023 р.
Обсяг 484 с. Заказ № 144.

Видавництво та друкарня ПП «ЛІРА ЛТД».
вул. Наукова, 5, м. Дніпро, 49107.
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК № 6042 від 26.02.2018.

dnipro.lira@gmail.com | +38 (067) 561-57-05 | lira.dp.ua

