

Ф. В. НОВІКОВ

ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ФІНІШНОЇ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ



Ф. В. Новіков

**ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ФІНІШНОЇ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Монографія

Дніпро / ЛІРА / 2023

УДК 621.01(02.064)

Н73

Рецензенти:

О. О. Ключко

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

В. В. Нежебовський

канд. техн. наук, заступник головного інженера ПАТ "Світло шахтаря" (м. Харків)

Самостійне електронне текстове мережеве видання

Новіков Ф. В.

Н73 Теоретичні основи фінішної механічної обробки [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2023. – 340 с.

ISBN 978-966-981-721-1

Узагальнено теоретичні рішення щодо визначення умов зменшення силової та теплової напруженостей процесів фінішної механічної обробки і підвищення точності, якості та продуктивності обробки. Показано визначальну роль енергоємності обробки у формуванні фізичних та технологічних параметрів лезової та абразивної обробок, особливо, параметрів процесу шліфування. Теоретично обґрунтовано технологічні можливості алмазного, переривчастого та внутрішнього шліфування із перпендикулярним розташуванням осей круга і оброблюваної деталі у досягненні високих показників шорсткості та зменшенні сили і температури різання. Проведено теоретичне порівняння пружних переміщень у технологічній системі, що визначають точність оброблюваних поверхонь, під час лезової та абразивної обробок. Розроблено методики вибору раціональних структур та параметрів операцій фінішної механічної обробки. 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., 2023

© ЛІРА, 2023

ISBN 978-966-981-721-1

Вступ

Технологічне забезпечення якості механічної обробки деталей машин, а також різних виробів, виготовлених із важкообробних металевих і неметалевих матеріалів, вимагає подальшого розвитку та вдосконалення методів фінішної механічної обробки, які отримали широке застосування на практиці. Основний ефект, що досягається під час фінішної механічної обробки, полягає у можливості формування найтонших мікрорізів і зменшенні силової та теплової напруженостей процесу різання, що забезпечує підвищення показників шорсткості, точності та якості оброблюваних поверхонь.

Вирішенню проблеми ефективного застосування методів фінішної механічної обробки присвячено численні публікації у науково-технічній літературі, однак у повному обсязі цю проблему не вирішено. Це пов'язано із складністю дослідження фізико-механічних процесів, які відбуваються під час обробки. Спроби аналітичного подання закономірностей їх функціонування також не дозволили виявити дійсні технологічні можливості у зв'язку із різноманіттям зовнішніх та внутрішніх параметрів обробки, включаючи параметри, що визначають силову та теплову напруженість процесу, продуктивність, шорсткість, точність та якість обробки із урахуванням зношування ріжучого інструменту, його характеристик, параметрів режиму різання тощо. Тому монографія спрямована на подальший розвиток методів фінішної механічної обробки. Для цього у роботі аналітично описано основні фізичні та технологічні параметри обробки та отримано рішення, що визначають умови підвищення ефективності фінішної механічної обробки.

Основну увагу в роботі приділено дослідженню процесу шліфування, оскільки він є остаточним під час механічної обробки, що забезпечує високі показники якості та точності оброблюваних поверхонь. Однак, як показує практика, метод шліфування характеризується високою тепловою напруженістю у зв'язку із інтенсивним тертям ріжучих зерен і зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це призводить до появи на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів, усунути які не завжди вдається наступним абразивним або алмазним доведенням. Тому актуальним є завдання теоретичного обґрунтування умов зменшення силової та теплової напруженостей процесу шліфування.

Методично роботу побудовано за принципом – від простого до складного. На початку розглянуто спрощені теоретичні підходи щодо визначення параметрів фінішної механічної обробки. Надалі наведено уточнені теоретич-

ні підходи, які дозволили достатньо повно розкрити фізичну сутність процесів фінішної механічної обробки. Насамперед, це стосується уточненого аналізу теплових процесів, що протікають під час шліфування. Показано важливу роль миттєвої та середньої температури шліфування у формуванні параметрів якості обробки. Теоретично обґрунтовано технологічні можливості переривчастого шліфування у зменшенні температури та підвищенні якості обробки. Вони зводяться до того, що ефект переривчастого шліфування більшою мірою проявляється в умовах обробки зі збільшеною глибиною шліфування. Показано, що основною умовою зниження температури шліфування є підвищення ріжучої здатності круга шляхом зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Так, під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці це досягається застосуванням методу електроерозійного правлення та ефективних технологічних середовищ. У результаті з'являється можливість здійснення високопродуктивного глибинного шліфування, що дозволяє поєднати попереднє та остаточне шліфування в одну операцію та досягти значного зниження трудомісткості й підвищення продуктивності, точності та якості обробки.

Для забезпечення високоякісної обробки рекомендується використовувати прогресивний спосіб обробки внутрішніх поверхонь циліндрів із перпендикулярним розташуванням осей циліндра та абразивного круга, що забезпечує перпендикулярний напрям подальших обробних рисок щодо попередніх, завдяки чому досягається інтенсивне згладжування попередніх рисок. Крім того, оскільки у результаті шліфування циліндра із високою швидкістю обертання абразивного круга утворюються поздовжні обробні риси, що збігаються із напрямом руху поршня, його довговічність значно збільшується. Також показано ефективність застосування м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П, який дозволяє суттєво зменшити параметр шорсткості поверхні R_a без збільшення трудомісткості та зменшення продуктивності обробки.

Показано важливе значення одновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга у зменшенні висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні. Наведено нові аналітичні рішення щодо можливостей зменшення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, і, відповідно, підвищення точності обробки лезовими та абразивними інструментами. Отримані теоретичні рішення пройшли широку практичну апробацію та впроваджено в діюче виробництво на низці операцій фінішної механічної обробки.

Розділ 1

Загальні закономірності функціонування процесів фінішної механічної обробки

1.1. Проблеми вирішення технологічних завдань із застосуванням комп'ютерної техніки

Ми всі є свідками того, як стрімко насичуються наші підприємства комп'ютерною технікою. Ще недавно, 30 років тому, ми зазнавали величезних труднощів під час впровадження у виробництво інженерних завдань, пов'язаних із використанням обчислювальної техніки, через брак машинного часу. Наприклад, впровадження ефективних систем автоматизованої підготовки управляючих програм для металоріжучих верстатів із ЧПУ стало можливим лише завдяки появі наприкінці 80-х років минулого століття на підприємствах настільної обчислювальної машини "Іскра-226". Нині ситуація змінилася. У технологічних та конструкторських відділах є комп'ютерна техніка, за допомогою якої можна вирішувати інженерні завдання. Проблема полягає у насиченні та освоєнні програмного забезпечення. На жаль, доводиться мати справу, в основному, із іноземними пакетами прикладних програм, які є достатньо коштовними і використовуються не на повну потужність.

У зв'язку із цим, надзвичайно актуальні проблеми створення та впровадження вітчизняних програмних продуктів, особливо для конструкторської та технологічної підготовки виробництва, автоматизованого проектування технологічних процесів та ін. Але для цього потрібні формалізовані фізико-математичні теорії, за допомогою яких можна розв'язувати інженерні завдання. У цьому напрямі конструювання випереджає технологію машинобудування. Якщо під час конструювання деталей і машин можна користуватися більш загальними та фундаментальними фізико-математичними рішеннями, то під час проектування технологічних процесів – лише частковими емпіричними рішеннями, оскільки загальної фізико-математичної теорії процесів обробки матеріалів на сьогодні ще не існує.

І під час конструювання, і під час виготовлення виробу доводиться мати справу із його напружено-деформованим станом, однак рівень його призначення у двох випадках різний. Якщо у конструкторських розрахунках використовують загальновідомі і загальновизнані поняття, такі як напруження і

деформація, то у теорії механічної обробки такі поняття практично не використовують.

Здавалося б, що основна технологічна дисципліна "Різання металів" повинна починатися і закінчуватися розрахунком та аналізом напружень та деформацій, які виникають під час обробки. Насправді, складний напружено-деформований стан зони різання оцінюють дуже спрощено похідною величиною – усадкою стружки, що указує на недостатню вивченість фізики процесу обробки. Розглянемо приклад [120].

Основоположником науки про різання металів професором Зворикіним К. О. (одним із засновників Харківського технологічного інституту, а пізніше Харківського політехнічного інституту) більше 100 років тому запропоновано формулу для розрахунку основного параметра різання – умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{(\gamma - \varphi)}{2}, \quad (1.1)$$

де γ – передній кут ріжучого інструмента (різця);

$tg\varphi = f$ – коефіцієнт тертя оброблюваного матеріала із передньою поверхнею різця.

Ця формула не втратила своєї значущості і зараз, вона наводиться у всіх підручниках із різання металів. Формула (1.1) включає передній кут ріжучого інструмента γ і умовний кут тертя ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом φ . Чим менше цей кут, тим більше умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β та ефективніше здійснюється процес різання.

Якщо підставити у формулу (1.1) експериментальне значення кута β , то отримаємо значення коефіцієнта тертя f , яке більше одиниці ($f > 3 \dots 5$). Очевидно, це позбавлене фізичного сенсу, оскільки коефіцієнт тертя f повинен бути менше одиниці. Проте, іншого, більш точного тлумачення механізму процесу різання нині немає. Для того щоб розібратися, у чому ж причина, чому така велика розбіжність теорії та практики, необхідно звернутися до основ теорії різання, розроблених більше 100 років тому.

У результаті досліджень, що базуються на фундаментальних методах теорії пружності, вдалося дійти певних висновків. Встановлено, що у формуванні умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β приймає участь не вся тангенціальна складова сили різання (як прийнято вважати), а лише частина її. Решта сили витрачається на подолання тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструмента. За таким підходом параметр f , який тради-

ційно вважається рівним відношенню тангенціальної та радіальної складових сили різання, що входить у формулу (1.1), не є коефіцієнтом тертя, а має зовсім іншу фізичну природу і, дійсно, може набувати значення більше одиниці. Виходячи із цього, можна зробити висновок, що процес стружкоутворення під час різання металів надзвичайно складний і може бути розкритий лише із позицій фундаментальних наук: теорії пружності, теорії пластичності та ін.

У теорії пластичності матеріалів існує безліч рішень технологічних завдань, проте, вони стосуються обробки металів тиском. Процеси різання із фундаментальних позицій механіки не описано і не проаналізовано, що є суттєвим недоліком розвитку технології машинобудування, як прикладної науки.

У зв'язку із цим, для вирішення технологічних завдань необхідно ширше залучати фахівців – механіків (здатних ставити та вирішувати завдання методами математичної фізики), зокрема, студентів спеціальності "Динаміка та міцність машин" під час виконання ними курсових та дипломних проєктів тощо. Вирішення технологічних завдань на найвищому науковому рівні зараз дуже актуально, тому молоді фахівці зможуть знайти гідне застосування своїм знанням у цій галузі. Тут велике поле діяльності, оскільки, за суттю, все виробництво тримається на лезі інструмента, технологічні можливості якого вивчено недостатньо.

Під час проектування технологічних процесів важливо вибрати оптимальний варіант обробки на основі економічних критеріїв [44]. Застосування комп'ютерів відкриває нові можливості у вирішенні оптимізаційних завдань. Для цього необхідно поєднати механіку та економіку обробки, отримати рішення на стику двох наук (спільними зусиллями вчених технологів та економістів). Основа цього є потужні економічні теорії та елементи формалізованої теорії технології машинобудування.

Традиційно вибір оптимальних варіантів (маршрутно-операційної технології) здійснюють за наведеними витратами (собівартістю обробки) із використанням експериментальних даних. Як відомо, це рішення обмежено межами зміни параметрів обробки. Для того щоб отримати більш загальне рішення в широких межах зміни параметрів, що варіюються, необхідно аналітично описати собівартість обробки. Причому складові формули собівартості (статті витрат) повинні бути отримані із єдиних позицій та взаємопов'язані. Це вимагає створення єдиної математичної моделі різних процесів механічної та фізико-технічної обробки.

Реалізуючи даний підхід, вирішено низку важливих практичних завдань, зокрема, розроблено нові схеми та високопродуктивні процеси алмаз-

но-абразивної обробки, алмазного шліфування виробів із важкообробних матеріалів, включаючи інструментальні матеріали, зносостійкі покриття, кераміку, скло, кришталі, природні алмази та ін. Ці процеси широко впроваджено у виробництво [76; 80].

Вирішено завдання науково обґрунтованого поділу енергії різання та тертя під час механічної обробки. Встановлено, що тертя у нормальних процесах шліфування становить до 90 %, тоді як у комбінованих процесах шліфування із додатковим використанням електричної енергії – 30 % і менше. Зменшення тертя – найважливіша умова підвищення продуктивності та якості обробки.

Із метою забезпечення фахівців та вчених-технологів новими знаннями, отримання фундаментальних рішень щодо створення наукомістких технологій, було розроблено програму Міжнародної науково-технічної конференції "Фізичні та комп'ютерні технології", яку, починаючи із 2000 року, щорічно проводили на машинобудівному заводі "ФЕД" у місті Харкові за участю вчених та спеціалістів ВНЗ, НДІ та підприємств.

У рамках конференції підготовлено колективне фундаментальне десяти томне видання під загальною назвою "Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів та технології машинобудування" [131 – 140].

Структурно кожен том видання складається із розділів, підготовлених різними авторами. Зміст томів – класичні питання теорії різання, обробки матеріалів методами пластичної деформації, фізико-технічної обробки, технології машинобудування та інших технологічних дисциплін, представлених у формалізованому вигляді, а також описання нових наукових технологічних розробок, що отримали практичне застосування.

Мета видання – новий фізико-математичний погляд на проблеми механічної, фізико-технічної обробки та технології машинобудування, що забезпечує якнайшвидший перехід від традиційних спрощених емпіричних моделей до аналітичних моделей, заснованих на глибоких фундаментальних фізико-математичних знаннях.

Отримані результати мають важливе наукове та практичне значення для створення нової техніки та підготовки фахівців. Достатньо зазначити, що у даний час відсутні науково-обґрунтовані рекомендації щодо вибору оптимальних методів обробки під час проектування маршрутної технології, не кажучи, про більш складне проектування маршрутної технології. У результаті технолог підходить до проектування операційно-маршрутної технології суто інтуїтивно, посиляючись на свій власний досвід, а не на теорію, що, безпереч-

но, не відповідає вимогам ринкової економіки щодо створення конкурентоспроможної продукції.

Закордонні пакети прикладних програм із автоматизованого проектування технологічних процесів, що з'явилися нещодавно разом із комп'ютерною технікою, як показує досвід, також не вирішують проблему вибору оптимальних методів обробки та проектування операційно-маршрутних технологій, оскільки спрямовані, головним чином, на автоматизацію "ручної праці" і недостатньо містять технологічних рішень.

1.2. Вплив методів формоутворення поверхонь деталей машин на точність механічної обробки

Проблема забезпечення точності обробки деталей машин на металоріжучих верстатах пов'язана із рішенням комплексу завдань, направлених на пошук резервів підвищення якості виробів у машинобудуванні [91; 92; 102; 123; 125; 127; 144]. Розглянемо основні чинники, що визначають похибку обробки деталей машин [30].

- Похибка встановлення заготовки.
- Похибка металоріжучого верстата (кінематична та динамічна).
- Похибка налаштування обладнання та інструмента.
- Зношування ріжучого інструмента.

Температурні деформації технологічної системи.

Зокрема, похибки, утворені налаштуванням обладнання та інструмента, а також установки заготовки призводять до суттєвого зниження точності обробки поверхні.

Із точки зору впливу похибки обробки на працездатність технологічної системи слід розглянути вплив параметрів технологічного режиму обробки на надійність процесу. У зв'язку із цим, доцільно звернути увагу на методи формоутворення, такі, як: метод сліду; метод торкання; метод копіювання; метод обкатки. Будь-яку поверхню оброблюваної деталі, ідеальну чи реальну, можна подати у вигляді напрямної та утворюючої ліній, кожену із яких можна створити одним із відомих методів.

Можна припустити, що поєднання методів, за суттю, є характеристикою здатності того чи іншого способу обробки заготовки забезпечити необхідні показники точності обробки. Однак, це твердження потребує докладнішого розгляду.

У загальному випадку для утворення поверхні кількість рухів формоутворення дорівнює сумі рухів, необхідних для формування кожної із утворюючих ліній. Із урахуванням кількості поєднаних (повторюваних) рухів їхню кількість можна представити наступною залежністю:

$$H_{\phi} = H_{ym} + H_n - 0,5H_{n.p.}, \quad (1.2)$$

де H_{ϕ} – загальна кількість формотворчих рухів;

H_{ym} – кількість рухів для отримання утворюючої лінії;

H_n – кількість рухів для отримання напрямної лінії;

$H_{n.p.}$ – кількість поєднаних рухів.

Кількість і взаємозв'язок рухів формоутворення, необхідних для утворення реальної поверхні, є одним із визначальних чинників кінематичної структури металоріжучого верстата, що, безсумнівно, пов'язано із можливістю і ступенем впливу виду похибки на точність обробки.

Утворююча реальної поверхні формується основним рухом різання, а напрямна формується подачею ріжучого інструмента. Оскільки формоутворюючі рухи є основою кінематики металоріжучого верстата – кінематична схема верстата значною мірою визначає його компонування. Компонувальні особливості металоріжучого верстата визначають особливості його технологічного оснащення. Все це у комплексі дає підстави вважати, що саме формоутворюючі рухи є первинною ознакою, що характеризує можливості досягнення необхідної точності обробки деталей (табл. 1.1). Висловлені зауваження мають особливе значення для виробів, що вимагають складного формоутворюючого руху. При цьому, очевидно, з'являється можливість на основі аналізу формоутворення оброблюваної поверхні розробити високо-ефективну технологію їх обробки.

Таблиця 1.1 – Приклади застосування методів формоутворення

Метод формоутворення: утворюючої (рядок) та напрямної (стовпець)				
	Слід	Дотик	Копіювання	Обкатка
Копіювання	Метод реалізується під час нарізання різьблення за допомогою різьбового різця	Метод реалізується під час фрезерування різьблення дисковою фрезою	Метод реалізується під час об'ємного штампування. Різання зі зняттям стружки неможливе	Метод реалізується під час накочування поверхні роликом із метою підвищення її зносостійкості

Ряд поверхонь деталей має властивість оборотності, що дозволяє змінювати призначення напрямних ліній. Нерідко такі поверхні є більш технологічними, оскільки збільшують кількість можливих способів отримання. Вибір напрямних ліній і методу обробки повинен здійснюватися, виходячи із наступних основних принципів: просте отримання точної утворюючої; продуктивне різання вздовж прямої; проста структура металоріжучого верстата. Однак необхідно створення методики, яка б дозволяла на основі кількісних характеристик здійснювати відповідний синтез технологічних операцій обробки заготовок. На рис. 1.1 представлено схему, що відображає зв'язки чинників формоутворення, показників якості та ефективності обробки деталей під час формування технологічної операції.



Рисунок 1.1 – Схема зв'язку чинників формоутворення і показників якості та ефективності обробки деталей під час формування технологічної операції

Проілюструємо ці зв'язки на прикладі обробки циліндричної поверхні деталі. Очевидно, що показником точності обробки є похибка діаметра циліндричної поверхні. Якщо напрямна реальної поверхні є пряма лінія, а утворююча – коло, то вплив зношування інструмента на утворюючу значно менше, ніж на напрямну. Прийемо зношування J інструмента із інтенсивністю:

$$J = \frac{h_{max}}{L}, \quad (1.3)$$

де h_{max} – максимальне зношування інструмента, м;

L – максимальний шлях різання, м.

Тоді вплив зношування інструмента на похибку напрямної δ_n під час токарної обробки визначиться відомою залежністю:

$$\delta_n = \pi \cdot D \cdot J \cdot \frac{l_n \cdot n}{S_n}, \quad (1.4)$$

де D – діаметр циліндричної поверхні, м;

l_n – довжина напрямної, м;

n – частота обертання шпинделя верстата під час обробки поверхні, об./хв;

S_n – подача інструмента вздовж напрямної, м/хв.

Вплив зношування інструмента на похибку утворюючої δ_{ym} під час токарної обробки визначається залежністю:

$$\delta_{ym} = \pi \cdot D \cdot J. \quad (1.5)$$

Введемо поняття щодо коефіцієнта похибки формоутворення K_ϕ , який можна визначити за залежністю:

$$K_\phi = \frac{\delta_{ym}}{\delta_n}. \quad (1.6)$$

Для розглянутого прикладу цей коефіцієнт має вигляд:

$$K_\phi = \frac{S_n}{l_n \cdot n}. \quad (1.7)$$

Цей показник набуває значення в інтервалі від одиниці до асимптотичного наближення до нуля.

У разі, якщо коефіцієнт K_ϕ близький до одиниці, то метод формоутворення не створює додаткових труднощів у досягненні точності обробки. Коли ж цей коефіцієнт невеликий (менше одиниці), тоді необхідно забезпечувати додаткові технологічні заходи, у тому числі вживати заходи щодо розробки спеціального технологічного оснащення.

Визначимо у середовищі MathCAD значення коефіцієнта похибки формоутворення K_ϕ на прикладі токарної обробки деталей довжиною від 50 мм до 500 мм та подачами на оберт деталі (S_n/n) від 0,1 до 3,0 із кроком 0,2 (рис. 1.2):

$$S_n := 0, 1, 0, 3, 3$$

$$11 := 50 \quad 12 := 100 \quad 13 := 150 \quad 14 := 200 \quad 15 := 250 \quad 16 := 300$$

$$17 := 350 \quad 18 := 400 \quad 19 := 450 \quad 110 := 500$$

$$Kf1(S_n) := \frac{S_n}{11} \quad Kf2(S_n) := \frac{S_n}{12} \quad Kf3(S_n) := \frac{S_n}{13} \quad Kf4(S_n) := \frac{S_n}{14} \quad Kf5(S_n) := \frac{S_n}{15}$$

$$Kf6(S_n) := \frac{S_n}{16} \quad Kf7(S_n) := \frac{S_n}{17} \quad Kf8(S_n) := \frac{S_n}{18} \quad Kf9(S_n) := \frac{S_n}{19} \quad Kf10(S_n) := \frac{S_n}{110}$$

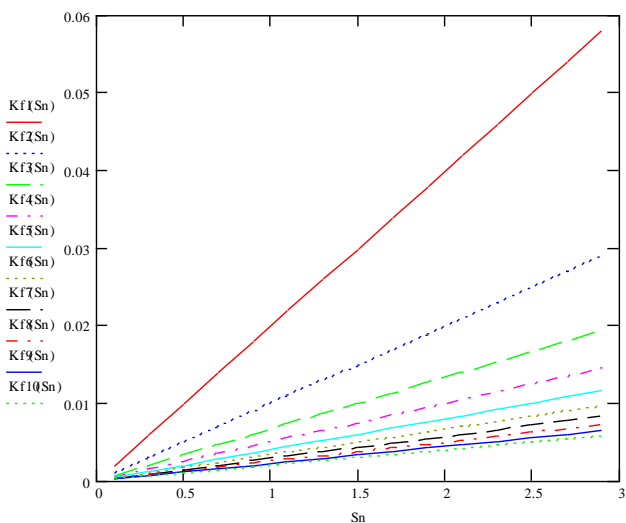


Рисунок 1.2 – Розрахункові значення коефіцієнта похибки формоутворення K_ϕ

Таким чином, значення коефіцієнта K_ϕ для токарної обробки виявилися значно менше одиниці, що підтверджує необхідність ретельної технологічної підготовки виробництва або вибору альтернативних методів формоутворення.

До основних методів отримання плоских поверхонь можна віднести: фрезерування торцеве та периферійне, стругання, шліфування торцеве та периферійне, протягування, торцеве точіння.

Під час фрезерування поверхні периферією фрези утворююча лінія формується методом копіювання, а напрямна – методом торкання. У резуль-

таті коефіцієнт похибки формоутворення K_ϕ дорівнює відношенню зношування інструмента утворюючої до зношування інструмента напрямної:

$$\delta_n = S \cdot n_\phi \cdot J \cdot k \cdot \frac{l_\phi}{n_3}; \quad (1.8)$$

$$\delta_{ym} = S \cdot n_\phi \cdot J \cdot \frac{l_\phi}{n_3}, \quad (1.9)$$

де k – кількість проходів фрези;
 S – подача фрези на зуб;
 n_ϕ – кількість обертів фрези;
 J – інтенсивність зношування фрези;
 l_ϕ – довжина утворюючої фрезерування;
 n_3 – кількість зубів фрези.

$k := 1..10$

$$Kf(k) := \frac{1}{k}$$

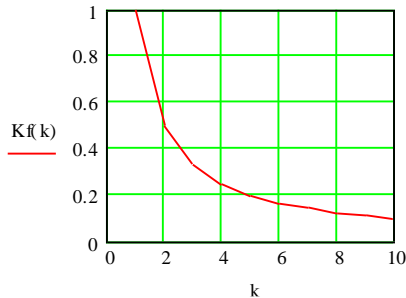


Рисунок 1.3 – Залежність коефіцієнта похибки формоутворення K_ϕ від кількості проходів фрези k

У результаті розрахунків встановлено, що для умов плоского фрезерування коефіцієнт похибки формоутворення K_ϕ дорівнює $1/k$ (рис. 1.3). Тобто чим більше кількість проходів, тим менше коефіцієнт похибки формоутворення K_ϕ , що указує на доцільність створення спеціальних технологічних прийомів механічної обробки.

Як витікає із визначення коефіцієнта K_{ϕ} , його можна розрахувати відносно різних чинників похибки обробки (раніше було показано значення K_{ϕ} щодо зношування інструмента).

Можна припустити, що загальний показник, що характеризує взаємозв'язок методу формоутворення та похибку обробки, виражається такою залежністю:

$$K_{\phi_{\Sigma}} = \sqrt{\sum_m (\lambda_i^2 \cdot K_{\phi_i}^2)}, \quad (1.10)$$

де λ_i – емпіричний ваговий коефіцієнт;

K_{ϕ_i} – коефіцієнт похибки формоутворення за i -м чинником.

Сутність загального коефіцієнта похибки формоутворення $K_{\phi_{\Sigma}}$ полягає у тому, що збільшення його значення укаже на підвищення точності обробки, а зниження його значення вимагатиме додаткової технологічної підготовки та більш детального розроблення технологічної операції в цілому або переробки її змісту. Це стає найактуальнішим під час диференціації операцій. Дійсно, у масовому та великосерійному виробництвах вибір методу формоутворення може стати одним із найбільш ефективних шляхів підвищення точності виготовлення деталей.

Починниковий та комплексний аналіз коефіцієнта похибки формоутворення K_{ϕ} дозволяє розробляти технологічні методи підвищення точності обробки деталей.

Слід зазначити, що у переважній більшості випадків найбільший внесок у величину коефіцієнта похибки формоутворення K_{ϕ} здійснюватиме чинник базування заготовки. Безумовно, урахування впливу похибки базування на формування похибки обробки необхідно встановлювати із урахуванням умов формоутворення. Особливо це важливо для складних поверхонь та для автоматних операцій. Однак, і досі не існує узагальнюючої методики синтезу технологічної операції на основі такого комплексного аналізу. Тому доцільність створення цієї методики має важливе значення у тих випадках, коли слід здійснювати проектування технологічного оснащення, тобто у серійному та масовому виробництвах.

Наведений підхід до кількісного оцінювання похибки формоутворення дозволяє розвинути загальну методологію аналізу чинників похибки обробки на основі теорії формоутворення та забезпечити теоретичне обґрунтування нових технологічних рішень.

1.3. Прогресивні напрями високопродуктивної та високоякісної обробки металів різанням

Обробку металів різанням завдяки низькій енергоємності процесу та високим показникам якості, точності та продуктивності широко використовують на практиці. У даний час на зміну застарілому обладнанню та ріжучим інструментам приходять нові більш досконалі високооборотні металоріжучі верстати із ЧПУ типу "обробний центр" та збірні твердосплавні й керамічні лезові інструменти зі зносостійкими покриттями. Це відкриває нові технологічні можливості підвищення параметрів якості, точності та продуктивності обробки, особливо матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями [40; 86]. Однак для ефективного здійснення процесу різання у кожному конкретному випадку необхідно використовувати оптимальні умови обробки, що забезпечують зниження силової та теплової напруженостей процесу. Це вимагає створення теоретичних основ механічної обробки, що дозволяють аналітично вирішувати оптимізаційні завдання щодо обґрунтування найбільш перспективних методів та умов обробки без залучення традиційно застосовуваних емпіричних підходів, що вимагають виконання трудомістких та тривалих експериментальних досліджень.

У даний час питанням теоретичного визначення та оптимізації параметрів механічної обробки приділяють велику увагу у зв'язку із високими вимогами до показників якості, точності та продуктивності обробки [87; 101; 111]. Однаковою мірою це відноситься до лезової та абразивної обробки. Тому важливо із єдиних позицій провести оцінювання технологічних можливостей різних методів обробки та на цій основі визначити оптимальні режими різання, що забезпечують найбільшу продуктивність та необхідні параметри якості й точності обробки. Значних успіхів у цьому напрямі досягнуто професором Якимовим О. В. та його науковою технологічною школою [120; 150 – 153]. Розроблені ним теоретичні (фізико-математичні) основи механічної обробки та технології машинобудування дозволяють проектувати високопродуктивні та високоякісні процеси обробки деталей різанням, а розроблений ним процес переривчастого шліфування є найбільш ефективним із точки зору зменшення температури різання та енергоємності обробки матеріалів підвищеної твердості. Тому дану роботу присвячено, у першу чергу, подальшому розвитку наукового напрямку професора Якімова О. В. та аналітичному визначенню найбільш ефективних напрямів підвищення показників якості, точності та продуктивності обробки металів різанням.

Для визначення продуктивності обробки слід скористатися аналітичною залежністю, справедливою для лезової обробки та процесу шліфування [76]:

$$Q = S \cdot V = \frac{P_z}{\sigma} \cdot V, \quad (1.11)$$

де S – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

V – швидкість різання, м/с;

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Як витікає із залежності (1.11), збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів S і V або збільшенням P_z , V і зменшенням σ . Збільшення тангенціальної складової сили різання P_z – це здійснення силового різання, а збільшення швидкості різання V – здійснення швидкісного (високошвидкісного та надвисокошвидкісного) різання. Зменшення умовного напруження різання σ (або енергоємності обробки) – це здійснення управління процесом стружкоутворення під час різання та, перш за все, контактними процесами, що відбуваються на робочих поверхнях інструмента.

Умовне напруження різання (або енергоємність обробки) описується аналітичною залежністю:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}(\psi - \gamma), \quad (1.12)$$

де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

ψ – умовний кут тертя на передній поверхні інструмента ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коефіцієнт тертя);

γ – передній кут інструмента.

Виходячи із залежності (1.12), зменшити умовне напруження різання σ можна зменшенням кута $(\psi - \gamma)$, тобто зменшенням умовного кута тертя ψ (коефіцієнта тертя f) і збільшенням переднього кута ріжучого інструмента γ . За певних умов справедлива умова $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$, що дозволяє суттєво зменшити умовне напруження різання σ та збільшити площу поперечного перерізу зрізу S і продуктивності обробки Q . Однак збільшення величини S під час різання лезовими інструментами обмежене міцністю його ріжучої частини. Тому ефективно збільшувати продуктивність обробки Q шляхом збільшення швидкості різання V згідно залежності (1.11).

Слід зазначити, що традиційні методи обробки лезовими інструментами реалізують швидкості різання, зазвичай, декілька більше 2 м/с. Як показує досвід провідних закордонних верстатобудівних фірм, перехід у область ви-

сокошвидкісного різання дозволяє більш ніж у 10 разів збільшити продуктивність обробки із одночасним підвищенням якості та точності оброблюваних поверхонь, що є кардинальним вирішенням проблеми механічної обробки матеріалів. Для практичної реалізації цих процесів обробки необхідною умовою є створення вітчизняних верстатів, що працюють із швидкостями різання близько 10000 м/хв. Це стане важливим кроком підйому виробництва, підвищення конкурентоспроможності машинобудівної продукції та збільшення продуктивності праці.

Під час шліфування матеріалів, у зв'язку із негативними передніми кутами ріжучих зерен круга, залежність (1.12) набуває вигляду:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma). \quad (1.13)$$

За умови $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ справедлива умова $\operatorname{tg}(\psi + \gamma) \rightarrow \infty$ (рис. 1.4). Отже, для зменшення умовного напруження різання σ необхідно зменшити кути ψ і γ , застосовуючи ефективні технологічні середовища (що знижують коефіцієнт тертя) та струмінно-абразивну обробку [4; 97], забезпечуючи високу гостроту ріжучих зерен тощо. Із порівняння залежностей (1.12) і (1.13) видно, що під час лезової обробки умовне напруження різання менше, ніж під час шліфування. Під час шліфування менше миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга $S = Q/V_{кр}$ і, відповідно, продуктивність обробки Q (де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с). Тому збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням швидкості круга $V_{кр}$.

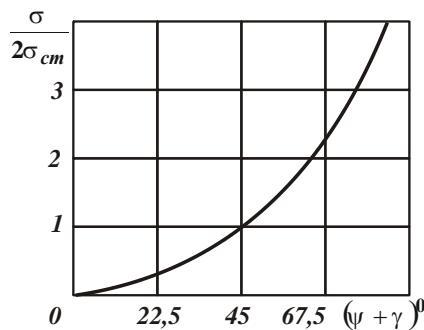


Рисунок 1.4 – Залежність відношення $\sigma/2\sigma_{cm}$ від кута $(\psi + \gamma)$

У загальному вигляді під час шліфування матеріалів продуктивність обробки Q визначається залежністю:

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{кр} \cdot K_{ш}^2}{2 \cdot \sigma_{ст}}, \quad (1.14)$$

де P_y – радіальна складова сили різання, Н;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коефіцієнт шліфування.

Виходячи із залежності (1.14), збільшити продуктивність обробки Q можна, насамперед, збільшенням коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ шляхом підвищення ріжучої здатності круга ($K_{ш}$ змінюється у межах $f = 0 \dots 1$, де f – коефіцієнт тертя зерен круга із оброблюваним матеріалом). Параметри P_y і $V_{кр}$ однаково впливають на продуктивність обробки Q , тобто ефективно застосовувати як силове (глибинне), так і високошвидкісне (надвисокошвидкісне) шліфування. Ефект посилюється у разі поєднання глибинного та високошвидкісного шліфування. Слід зазначити, що зараз провідними закордонними верстатобудівними фірмами освоєно виробництво шліфувальних верстатів, які працюють із швидкостями круга на рівні 300 м/с.

Процеси механічної обробки надзвичайно складні та мало вивчені. На жаль, і зараз немає чіткого наукового уявлення щодо закономірностей функціонування технологічної системи під час механічної обробки. Це обмежує можливості проектування нових верстатів та створення високоефективних методів обробки. Для встановлення нових теоретичних рішень необхідно перейти від традиційних емпіричних до наукових аналітичних підходів та використовувати значні досягнення науки у галузі механіки систем, що деформуються.

Тому проведемо теоретичний аналіз продуктивності обробки під час алмазного шліфування та встановимо основні напрями її підвищення.

Слід зазначити, що питанню пошуку шляхів підвищення продуктивності обробки під час алмазного шліфування у науково-технічній літературі приділяють значну увагу [6; 8; 15; 45; 46; 61; 62; 101; 103; 104; 109; 112; 121; 128; 145; 149; 152]. Існують різні підходи розрахунку продуктивності обробки, проте вони повною мірою не дозволяють виявити потенційні можливості алмазного шліфування. Тому слід розглянути деякі підходи розрахунку продуктивності обробки та виявлені на їх основі умови підвищення ефективності процесу шліфування. Якщо знімаємий припуск оброблюваної деталі, що рухається зі швидкістю V_{dem} , подати пакетом нескінченно тонких шарів, які входять у робочу поверхню круга під різними кутами α_i (рис. 1.5), то між параметрами V'_{dem} і V_{dem} існує зв'язок:

$$V'_{\delta em} = V_{\delta em} \cdot \cos \alpha_i, \quad (1.15)$$

де α_i – кут між векторами швидкостей $V'_{\delta em}$ і $V_{\delta em}$.

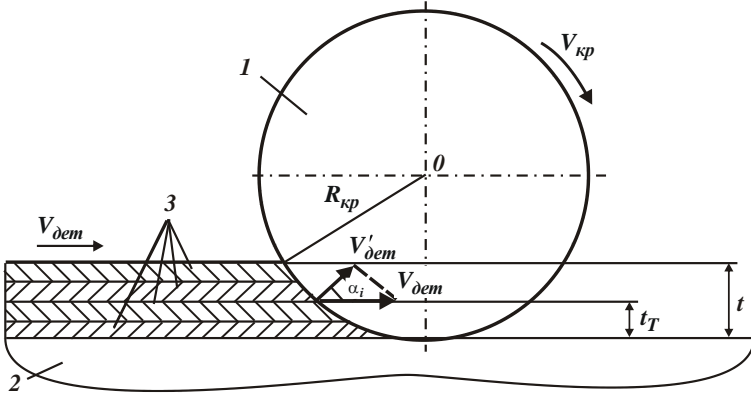


Рисунок 1.5 – Розрахункова схема плоского шліфування:

1 – круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – шари припуску, що знімаються

Максимальна товщина зрізу H_{max} визначається залежністю [78]:

$$H_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi \cdot V_{\delta em} \cdot \cos \alpha_i}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{kp}}}, \quad (1.16)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація круга;

V_{kp} – швидкість круга, м/с;

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

z – безрозмірний коефіцієнт, що враховує глибину "утопання" ріжучих зерен у зв'язку алмазного круга у процесі шліфування ($z \cong 1$ для алмазних кругів на металевих зв'язках, коли практично відсутнє "утопання" зерен у зв'язку; $z > 1$ для алмазних кругів на більш м'яких зв'язках, коли "утопання" зерен у зв'язку можливо).

Параметр H_{max} тим більше, чим менше кут α_i . Отже, найбільше значення параметра H_{max} буде досягтися під час зрізу периферійного шару, кут входу якого у робочу поверхню круга найменший (табл. 1.2).

Кут α_i можна виразити через координату t_T (після нескладних тригонометричних перетворень, рис. 1.5):

$$\cos \alpha_i = \frac{\sqrt{(2 \cdot R_{кр} - t_T) \cdot t_T}}{R_{кр}}, \quad (1.17)$$

де $R_{кр}$ – радіус круга, м.

Таблиця 1.2 – Значення $\cos \alpha_i$

α_i , град	0	45	70	80	85	89	90
$\cos \alpha_i$	1,0	0,75	0,342	0,174	0,0872	0,0175	0

За умови $t_T \ll 2R_{кр}$ залежність (1.17) спрощується:

$$\cos \alpha_i = \sqrt{\frac{2 \cdot t_T}{R_{кр}}}, \quad (1.18)$$

а значення кута α_i визначаються відношенням $t_T / R_{кр}$ (табл. 1.3).

Таблиця 1.3 – Значення кута α_i

$t_T / R_{кр}$	0	0,002	0,005	0,01	0,1	0,2
α_i , град	90	87	84	82	63	50

За умови $t_T = R_{кр}$ кут $\alpha_i = 0$ і максимальна товщина зрізу H_{max} , згідно залежності (1.16), приймає найбільше значення. Ця умова виконується під час шліфування зразка, що рухається за нормаллю до периферії або торця шліфувального круга. Якщо зразок рухається асиметрично до периферії круга, тобто $\alpha_i > 0$, то максимальна товщина зрізу H_{max} буде менше.

Виходячи із залежності (1.16), зі зменшенням тригонометричної функції $\cos \alpha_i$ (тобто збільшенням кута α_i) швидкість деталі V_{dem} може бути збільшена для заданих значень H_{max} , γ , m , z і $V_{кр}$. Дану тенденцію зміни швидкості деталі V_{dem} встановлено експериментально.

Наприклад, встановлено, що під час шліфуванні торцем алмазного круга деталі, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга, її найбільша швидкість дорівнює 2 мм/хв.

Під час плоского шліфування периферією алмазного круга тієї же деталі з глибиною шліфування $t=0,5$ мм швидкість деталі може досягати $V_{dem} = 500$ мм/хв. Як видно, відмінність швидкостей становить 250 разів.

Виходячи із залежності (1.18) за умови $t_T = 0,5$ мм і $R_{кр} = 150$ мм маємо $t_T / R_{кр} = 0,0033$; $\alpha_i = 85^\circ$; $\cos \alpha_i = 0,0816$.

Відношення $\cos 0^\circ / \cos 85^\circ = 12,3$, тобто швидкості деталі V_{dem} відрізняються для двох випадків, що розглядаються, у 12,3 разів.

Отже, має місце приблизно 20-кратна розбіжність експериментальних та розрахункових даних. Це може бути обумовлено тим, що під час плоского шліфування параметр H_{max} більше, ніж під час торцевого шліфуванні. Із огляду на те, що $H_{max} \equiv \sqrt[3]{V_{dem}}$, 20-кратна розбіжність швидкостей деталі V_{dem} викликає розбіжність значень параметра H_{max} лише у 2,7 разів, тобто значна зміна швидкості деталі V_{dem} призводить до незначної зміни максимальної товщини зрізу H_{max} .

Зменшення параметра H_{max} під час торцевого шліфування може бути пов'язане, по-перше, із відносно великою площею контакту круга із деталлю та необхідністю створення значного радіального зусилля (шліфування здійснювали за пружною схемою). По-друге, із утворенням довгих однакових за товщиною зрізів, оскільки під час плоского шліфування утворюються зрізи змінної товщини і процес різання характеризується меншою силовою напруженістю.

Використовуючи залежність (1.16) для визначення продуктивності шліфування $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t_T$, отримано:

$$Q = \frac{3 \cdot tg \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3 \cdot t_T \cdot B}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \cos \alpha_i} \quad (1.19)$$

де B – ширина шліфування, м.

Виходячи із залежності (1.19), продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри m , z , $V_{кр}$, H_{max} , B , γ , α_i і менше \bar{X} .

Отже, чим більше довжина дуги контакту круга із деталлю (що визначається параметром t_T), максимальна товщина зрізу H_{max} (виходячи із властивостей міцності зерен і зв'язки круга) і кут входу оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга α_i , тим більше продуктивність обробки Q . Із цього витікає, що для збільшення продуктивності обробки Q необхідно використовувати схему шліфування із асиметричним розташуванням деталі відносно круга. У даному випадку параметр t_T визначає глибину шліфування t . Тоді з урахуванням залежностей (1.18) і (1.19) продуктивність обробки Q визначиться:

$$Q = \frac{3 \cdot tg \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3 \cdot B}{100 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{t \cdot R_{кр}}. \quad (1.20)$$

Виходячи із залежності (1.20), збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням глибини шліфування t та зменшенням швидкості деталі V_{dem} згідно залежності:

$$V_{dem} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{3 \cdot tg \gamma \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{100 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}. \quad (1.21)$$

Ця умова забезпечує шліфування із однаковою максимальною товщиною зрізу H_{max} , тобто із однаковою силовою напруженістю ріжучих зерен – із інтенсивністю їхнього зношування.

За фізичною суттю, параметр H_{max} дорівнює товщині зрізу окремим зерном круга (глибині впровадження ріжучого зерна в оброблюваний матеріал) [131]:

$$a_z = \sqrt{\frac{2 \cdot P_1}{\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV}}, \quad (1.22)$$

де P_1 – радіальне навантаження, що діє на зерно, Н;

HV – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/мм².

Отже, параметр $H_{max} = a_z$ тим більше, чим більше радіальне навантаження P_1 , що діє на зерно, менше кут у вершини конусоподібного зерна 2γ і твердість оброблюваного матеріалу HV . Граничне радіальне навантаження P_1 дорівнює міцності ріжучого зерна на роздавлювання. Як відомо, найбільшими значеннями P_1 характеризуються надтверді матеріали: природний та синтетичний алмази. Зі збільшенням зернистості граничне навантаження P_1 збільшується.

Абразивні матеріали характеризуються меншими значеннями P_1 . Крім того, кути загострення абразивних зерен 2γ більші. Тому товщина зрізу окремим зерном круга a_z (глибина впровадження ріжучого зерна в оброблюваний матеріал) менше. Домогтися збільшення величини a_z можна шляхом безперервного руйнування ріжучих зерен у процесі шліфування та забезпечення гостроти ріжучих кромки, не допускаючи значного зношування зерен, тобто шляхом зменшення кута γ . Чим інтенсивніше процес руйнування абразивних зерен, тим менше кут γ , більше параметр $H_{max} = a_z$ і продуктивність обробки.

Під час різання алмазними зернами (що характеризуються великими значеннями P_1) важливо забезпечити міцне утримання їх на робочій поверхні інструмента. Застосування, наприклад, органічних зв'язок може допускати "утопання" у них зерен. У результаті виникаюча під час різання радіальна складова сили різання, що діє на зерно, менше граничної сили P_1 , що визначає міцність зерна на роздавлювання. Отже, властивості міцності ріжучого зерна використовуються не повністю. Застосування металевих зв'язок забезпечує міцніше утримання зерна в інструменті. Радіальна складова сили різання, що діє на зерно, може досягати граничного значення P_1 , у результаті чого глибина впровадження зерна $H_{max} = a_z$ і, відповідно, продуктивність обробки Q збільшаться.

Застосовуючи міцні металеві зв'язки, важливо забезпечити своєчасне видалення із робочої поверхні інструмента (алмазного круга) алмазних зерен, що затупилися і зруйнувалися, та підключення до роботи нових зерен. Для цього ефективно використовувати електроерозійні методи правлення алмазного круга, що засновані на електроерозійному (термічному) руйнуванні металевих зв'язок [32; 33]. У результаті міцність утримання у зв'язці зерен зменшується, і вони випадають із круга. Регулюючи інтенсивність руйнування металеві зв'язки, можна регулювати ступенем затуплення зерен (за суттю, кутом γ) і параметром $H_{max} = a_z$, забезпечуючи безперервне підтримання у процесі шліфування високої ріжучої здатності алмазного круга. Тоді з урахуванням залежності (1.22), залежності (1.20) і (1.21) набудуть вигляду:

$$Q = \frac{6 \cdot m \cdot z \cdot V_{кр} \cdot B}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot tg^2 \gamma} \cdot \sqrt{t \cdot R_{кр}} \cdot \sqrt{\left(\frac{P_1}{\pi \cdot HV}\right)^3}; \quad (1.23)$$

$$V_{dem} = \frac{6 \cdot m \cdot z \cdot V_{кр}}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot tg^2 \gamma} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}} \cdot \sqrt{\left(\frac{P_1}{\pi \cdot HV}\right)^3}. \quad (1.24)$$

Виходячи із залежності (1.23), найважливішою умовою збільшення продуктивності обробки Q слід розглядати зменшення кута γ , що входить до залежності у другому ступені. Для цього необхідно забезпечити режим самозагострювання круга (інтенсивного зношування круга) або застосувати ефективні методи безперервного правлення круга.

Продуктивність обробки Q можна визначити іншим шляхом:

$$Q = \frac{g}{\tau}, \quad (1.25)$$

де Q – об'єм знятого матеріалу, м³;

τ – час обробки, с.

Розглядаючи $Q = S \cdot l \cdot n$ (де S – площа поперечного перерізу зрізу окремим зерном, м²; l – довжина одиничного зрізу, м; n – кількість зерен, що проконтактували із оброблюваним матеріалом за час τ), із урахуванням залежностей: $S = 0,5 \cdot H_{max}^2$; $l = l_0 + V_{dem} \cdot \tau$; $l_0 = \sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - t)^2} \approx \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$; $\tau_0 = l_0 / V_{кр}$ (де l_0 – довжина дуги контакту круга із деталлю, м; τ_0 – час контакту зерна із оброблюваним матеріалом, с, рис. 1.6), а також із урахуванням виразів $n = n_0 \cdot \frac{H_{max}}{b} = k \cdot L \cdot B \cdot \frac{H_{max}}{b}$ (де $L = V_{кр} \cdot \tau$ – довжина робочої поверхні круга, що проконтактувала із оброблюваним матеріалом за час τ , с; k – поверхнева концентрація зерен, шт./м²; b – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, м), отримано:

$$Q = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^3}{b} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}} \cdot (V_{кр} + V_{dem}) \cdot k \cdot B. \quad (1.26)$$

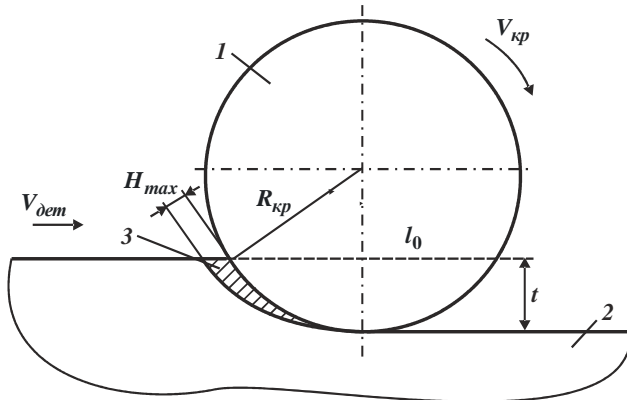


Рисунок 1.6 – Розрахункова схема шліфування:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – форма зрізу

Для аналізу залежності (1.26) слід перетворити її із урахуванням виразу

$$t = \frac{Q}{B \cdot V_{dem}}$$

до вигляду:

$$Q = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^6}{b^2} \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot B \cdot \frac{(V_{кр} + V_{dem})^2}{V_{dem}}. \quad (1.27)$$

Зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ продуктивність обробки Q змінюється за екстремальною залежністю: у діапазоні $0 < V_{\text{дет}} < V_{\text{дет}}^*$ – продуктивність обробки Q зменшується, а у діапазоні $V_{\text{дет}} > V_{\text{дет}}^*$ – збільшується. За умови $V_{\text{дет}} = V_{\text{дет}}^*$ має місце мінімум продуктивності обробки Q зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (рис. 1.7).

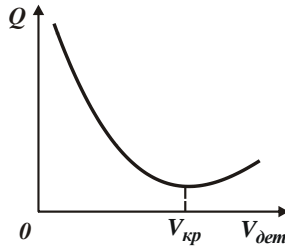


Рисунок 1.7 – Залежність продуктивності обробки Q від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$

Для визначення екстремального значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ продиференціюємо продуктивність обробки Q , що визначається залежністю (1.27), за параметром $V_{\text{дет}}$ і похідну приймемо рівною нулю, звідки маємо $V_{\text{дет}} = V_{\text{дет}}^*$. Мінімальне значення продуктивності обробки Q визначимо, підставляючи у залежність (1.27) значення $V_{\text{дет}} = V_{\text{дет}}^*$:

$$Q = 2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot k^2 \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{H_{\text{max}}^6}{b^2}. \quad (1.28)$$

Таким чином встановлено, що для забезпечення високопродуктивного шліфування необхідно швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ приймати менше або більше швидкості круга. Чим більше відмінність значень $V_{\text{дет}}$ і $V_{\text{дет}}^*$, тим більше продуктивність обробки Q . При цьому глибину шліфування t необхідно встановлювати відповідно залежності $t = \frac{Q}{B \cdot V_{\text{дет}}}$.

Із урахуванням виразу $N = V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ відношення $(V_{\text{дет}} + V_{\text{кр}})^2 / V_{\text{дет}}$ можна подати у вигляді відношення $(1 + N)^2 / N$. У табл. 1.4 наведено розрахункові значення цього відношення. Як видно, зі зменшенням N , починаючи із $N = 1$, відношення $(1 + N)^2 / N$ збільшується майже за лінійною залежністю.

Таблиця 1.4 – Розрахункові значення $(1 + N)^2 / N$

N	0,001	0,01	0,1	1	2	3	4	10
$(1 + N)^2 / N$	1000	100	12,1	4	4,5	5,3	6,3	12,1
	Глибинне шліфування	Багатопрхідне шліфування		Нульовий рівень				

Зі збільшенням N , починаючи із $N=1$, відношення $(1 + N)^2 / N$ також збільшується, проте із меншою інтенсивністю, ніж у діапазоні $N < 1$. Отже, обробку слід здійснювати у діапазоні $N < 1$. Цим можна пояснити ефективність застосування багатопрхідного шліфування, що здійснюється за умови $N \approx 0,01$, та глибинного шліфування ($N < 0,001$), які забезпечують збільшення продуктивності обробки Q відповідно у 25 і 250 разів.

Глибина шліфування $t = \frac{Q}{B \cdot V_{dem}}$ із урахуванням залежності (1.27)

визначиться:

$$t = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^6 \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot (V_{кр} + V_{dem})^2}{b^2 \cdot V_{dem}^2} \quad (1.29)$$

або

$$t = 0,5 \cdot \frac{H_{max}^6 \cdot R_{кр} \cdot k^2 \cdot (1 + N)^2}{b^2 \cdot N^2} \quad (1.30)$$

Таблиця 1.5 – Розрахункові значення $(1 + N)^2 / N^2$

N	0	0,001	0,01	0,1	1	2	3	4	10
$(1 + N)^2 / N^2$	∞	10^6	10^4	121	4	2,25	1,8	1,6	1,2

Виходячи із табл. 1.5, зі збільшенням N глибина шліфування t однозначно зменшується, причому більш інтенсивно у діапазоні $N < 1$. За умови $N \rightarrow \infty$ відношення $(1 + N)^2 / N^2$ зменшується до одиниці.

Довжина одиничного зрізу l , що визначається залежністю

$$l = l_0 \cdot (1 + N), \quad (1.31)$$

за умови $N=1$, тобто у точці мінімуму продуктивності обробки Q , у 2 рази більше довжини дуги контакту круга із деталлю l_0 .

За умови $N \rightarrow 0$ ($V_{dem} \rightarrow 0$) справедлива умова $l = l_0$. Відповідно, за умови $N \rightarrow \infty$ ($V_{dem} > V_{кр}$) справедлива умова $l \rightarrow \infty$.

У роботах [79; 81] наведено основні положення розробленої формалізованої фізичної теорії шліфування, заснованої на встановленні передавальних функцій між вхідними параметрами процесу із урахуванням внутрішніх (фізичних) параметрів. Оптимізація передавальної функції дозволила визначити загальну закономірність зміни граничної продуктивності обробки Q від глибини шліфування t за заданим навантаженням на ріжуче зерно. Залежність має екстремальний характер (рис. 1.8,а).

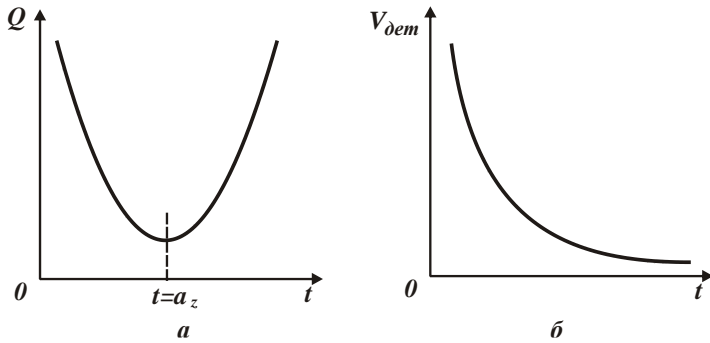


Рисунок 1.8 – Примірні залежності продуктивності обробки Q (а) і швидкості деталі V_{dem} (б) від глибини шліфування t

Мінімум продуктивності обробки Q визначається існуванням найкоротшої стружки і досягається за умови $t = a_z$, де a_z – товщина зрізу одиничним зерном, м. Реалізуючи умови $t > a_z$ і $t < a_z$, можна суттєво (до 10 разів і більше) підвищити продуктивність обробки.

Встановлено, що застосовувані на практиці схеми абразивного і алмазного шліфування реалізують, переважно, умов $t = a_z$, тобто умову досягнення мінімуму продуктивності обробки Q . Це указує на невикористання потенційних можливостей процесу шліфування. Права гілка залежності $Q-t$ частково реалізована у процесах глибинного шліфування. Ліва гілка залежності $Q-t$ достатнього практичного втілення не отримала. Для її реалізації необхідно суттєво збільшити швидкість деталі V_{dem} (до швидкості круга), що узгоджується із практичними результатами (табл. 1.6 [8]), а також використовувати додаткові високочастотні зворотно-поступальні рухи круга чи деталі. Наприклад, встановлено, що ефект накладання на круг або деталь вібрацій та

ультразвукових коливань пов'язаний певною мірою із реалізацією лівої гілки залежності $Q-t$. Виконання умови $t < a_z$ – один із перспективних напрямів верстатобудування, заснований на використанні фізичних ефектів у зоні різання. На основі даного рішення розроблено низку нових високопродуктивних схем та способів шліфування, у тому числі на рівні винаходів.

Таблиця 1.6 – Характер зміни продуктивності алмазно-іскрового шліфування зі збільшенням окружної швидкості деталі під час обробки твердих (BK8, BK15) та магнітного (ЮНДК24Т2) сплавів

Швидкість деталі, м/с	Продуктивність, мм ³ /хв		
	BK8	BK15	ЮНДК24Т2
0,5	180	115	55
5,0	205	150	80
Зростання, %	13,9	30,4	45,5

Із урахуванням того, що реалізація умови $t < a_z$ вимагає створення нового шліфувального обладнання, простішим і ефективнішим шляхом слід розглядати реалізацію умови $t > a_z$, яку можна здійснити на діючому обладнанні. Умова $t > a_z$ передбачає перехід у область високопродуктивного глибинного шліфування. Підвищити ефективність обробки у цих умовах можна, передусім, підвищенням ріжучої здатності кругів із надтвердих матеріалів шляхом використання електрофізикохімічних методів правлення; управління тепловими потоками під час шліфування, які надходять до утворюваних стружок, деталі, круга та охолоджувальної рідини; створення автоматизованих циклів шліфування; збільшення швидкості круга до 600 м/с. Із фізичної точки зору ефекти обробки обумовлені застосуванням нових співвідношень між товщиною, шириною і довжиною одиничних зрізів, управлінням величиною лінійного зношування зерен до моменту їх руйнування і випадіння зі зв'язки круга та ін.

Для обґрунтування умов підвищення продуктивності обробки Q за умови $t > a_z$ слід скористатися відомою залежністю:

$$Q = V_{кр} \cdot S_{мит} \quad (1.32)$$

де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

$S_{мит}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

$$S_{\text{млт}} = n_p \cdot S;$$

n_p – кількість одночасно працюючих зерен;

$S = P / \sigma$ – площа поперечного перерізу зрізу окремих зерном, м²;

P – навантаження, що діє на зерно, у тангенціальному напрямі, Н;

$\sigma = f\left(\frac{a_z}{\rho}, A\right)$ – умовне напруження різання, Па;

a_z – товщина зрізу, м²;

$\rho = \phi(x)$ – радіус округлення ріжучої частини зерна, м;

x – величина лінійного зношування зерна, м;

A – параметр, що визначає властивості міцності оброблюваного матеріалу.

У загальному вигляді продуктивність обробки Q можна представити функцією від шести параметрів [79]:

$$Q = \psi(V_{\text{кр}}, n_p, a_z, x, P, A). \quad (1.33)$$

Слід зазначити, що у теорії шліфування відомі та реалізовані на практиці умови підвищення продуктивності обробки Q шляхом управління кінематичними параметрами $V_{\text{кр}}, n_p, a_z$. Технологічні можливості зміни продуктивності обробки Q шляхом регулювання фізичними параметрами x та P не обґрунтовано. Проте, результати експериментальних досліджень, виконаних в Інституті надтвердих матеріалів НАН України ім. Бакуля В. М. та інших наукових центрах, указують на існування тісної кореляції між продуктивністю обробки, питомою витратою алмазу, шорсткістю обробки, властивостями міцності робочої поверхні круга (узагальнено визначеними параметром P) і ступенем зношування алмазних зерен, що випадають зі зв'язки круга та визначаються величиною x .

Наприклад, експериментально встановлено [112] (рис. 1.9), що зі збільшенням поперечної подачі кількість зерен із майданчиками зношування і зі відколами зменшується, а кількість зерен, що випали зі зв'язки круга без помітної зміни форми і розмірів – збільшується. Така закономірність простежується для всіх аналізованих пар "абразив – оброблюваний матеріал". Для кругів із маломіцного кубоніту характерний незначний відсоток зерен із майданчиками зношування. Для кругів із міцних марок алмазів (AC15) цей відсоток більше, а для маломіцних алмазів марки AC2 – практично дорівнює нулю. Це указує на те, що алмазні зерна марки AC2 руйнуються і випадають зі зв'язки фактично не зазнавши лінійного зношування. Найменшому лінійному зношуванню зерен AC2 відповідає надзвичайно висока питома витрата алма-

зу, що досягає значень 150 мг/см^3 і більше, тоді як за тих же умов обробки кругом із алмазами марки АС15 питома витрата алмазу на порядок менша. Із цього витікає чітка кореляція між відсотком зерен із майданчиками зношування та питомою витратою алмазу.

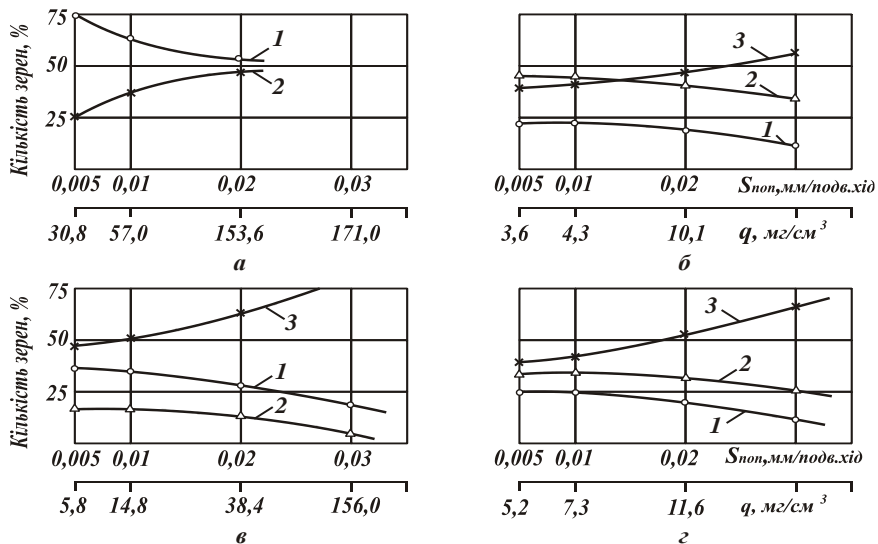


Рисунок 1.9 – Характер зношування кругів із різних марок алмазів і кубоніту: а – алмаз АС2 по сталі ШХ15; б – алмаз АС15 по сталі ШХ15; в – кубоніт КР по сталі ШХ15; г – алмаз АС15 по сталі Р12ФМ5; 1 – зерна із відколами; 2 – зерна із майданчиками зношування; 3 – зерна, що випали із зв'язки круга [112]

Для ілюстрації зробленого висновку проведемо аналіз залежності $P = S \cdot \sigma$. Цілком очевидно, що зі збільшенням поперечної подачі збільшується параметр S , а граничне значення P (за умов міцності зерна та зв'язки круга) досягатиметься при менших значеннях умовного напруження різання σ . Фізично це можливо під час різання гострим зерном, тобто коли величина лінійного зношування зерна x менше. За фіксованого значення S (за заданою поперечною подачею) менше значення P (для алмазів марки АС2) буде досягатися також за меншим значенням σ , що можливо під час різання гострим зерном, тобто коли величина лінійного зношування зерна x менше. Цим показано, що за постійним граничним значенням P змінною величиною в процесі

шліфування є величина x , зміна якої і пов'язана зі зміною питомої витрати алмазу. Професор Сагарда А. О. показав, наприклад, що обробка більш міцної сталі P12Ф5М (порівняно зі сталлю ШХ15) характеризується меншим відсотком зерен із майданчиками зношування та більшою питомою витратою алмазу, тобто руйнування та випадіння із зв'язки зерен під час обробки сталі P12Ф5М відбувається із меншим їх лінійним зношуванням (меншому значенні величини x). Під час шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках на зернах утворюються менші за розміром майданчики зношування, ніж під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках. Найменшим майданчикам зношування відповідає більша питома витрата алмазу.

Із проведеного аналізу можна дійти висновку, який полягає у тому, що, зі зміною величини x у процесі шліфування (як і величини P) та застосуванням при цьому відповідних оптимальних режимів шліфування кругами із надтвердих матеріалів, з'являється можливість більш повно використовувати унікальні ріжучі властивості таких кругів.

1.4. Теоретичні дослідження енергоємності механічної обробки та визначення умов її зменшення

Створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції потребує забезпечення умов високоякісної обробки деталей машин завдяки суттєвому зниженні силової та теплової напруженостей процесу різання лезовими та абразивними інструментами. Це досягається застосуванням прогресивних конструкцій інструментів та оптимальних умов обробки, що знижують інтенсивність тертя у зоні різання та забезпечують високу гостроту ріжучих кромок інструмента, внаслідок чого знижується енергоємність обробки – узагальнений показник процесів механічної обробки, що визначає зрештою всі техніко-економічні показники обробки. У зв'язку із цим, важливо знати технологічні закономірності зміни енергоємності обробки із метою визначення можливостей її зменшення, що потребує проведення теоретичних досліджень у цьому напрямі.

Слід зазначити, що енергоємність обробки, що дорівнює відношенню роботи різання до об'єму знятого матеріалу, є найважливішим параметром процесу різання. Водночас, його дослідженню у науково-технічній літературі приділено мало уваги. Крім того, відомі роботи, присвячені експериментальному дослідженню енергоємності обробки, і фактично відсутні роботи, що

розкривають фізичну сутність цього параметру і, тим більше, присвячені його аналітичному описанню та аналізу.

У підручниках із різання матеріалів [9; 16] та технології машинобудування [56] також фактично відсутні відомості щодо закономірностей зміни цього найважливішого для механічної обробки параметра. Однак, як показує практика, вибір найбільш ефективних методів лезової або абразивної обробки конкретних поверхонь деталей здійснюється за критерієм найменшої енергоємності [17; 18; 119]. Тому знання кількісних меж зміни цього параметра для різних методів обробки має велике теоретичне та практичне значення, дозволить обґрунтувати умови підвищення продуктивності, якості та інших техніко-економічних показників обробки.

У загальному вигляді енергоємність механічної обробки E можна описати залежністю [83]:

$$E = \frac{A}{\mathcal{G}} = \frac{N \cdot \tau}{Q \cdot \tau} = \frac{N}{Q}, \quad (1.34)$$

де $A = N \cdot \tau$ – робота різання, Дж;

N – потужність різання, Вт;

τ – час обробки, с;

$\mathcal{G} = Q \cdot \tau$ – об'єм знятогооброблюваного матеріалу, м³;

Q – продуктивність обробки, м³/с.

Потужність різання N визначається залежністю [82; 131]:

$$N = P_z \cdot V = \sigma \cdot F \cdot V, \quad (1.35)$$

де $P_z = \sigma \cdot F$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$F = a \cdot b = S \cdot t$ – площа поперечного перерізу зрізу (під час точення), м²;

a , b – відповідно, товщина і ширина зрізу, м;

S – подача, м/об;

t – глибина різання, м;

V – швидкість різання, м/с.

Продуктивність обробки Q виражається залежністю:

$$Q = S \cdot t \cdot V. \quad (1.36)$$

Тоді з урахуванням залежностей (1.35) і (1.36) енергоємність обробки E дорівнює:

$$E = \frac{P_z \cdot V}{S \cdot t \cdot V} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{S \cdot t} = \sigma. \quad (1.37)$$

Як видно, енергоємність обробки E чисельно дорівнює умовному напруженню різання σ . Розмірність величини E із урахуванням $\text{Дж}=\text{Н}\cdot\text{м}$ набуває вигляду розмірності умовного напруження різання σ , а саме $\text{Н}/\text{м}^2$. Із цього можна зробити висновок, що із фізичної точки зору енергоємність механічної обробки E визначається інтенсивністю силової напруженості процесу різання, тобто умовним напруженням різання σ . Причому дана закономірність справедлива для процесів як лезової, так і абразивної обробки. Так, наприклад, під час шліфування

$$N = P_z \cdot V_{кр} \cdot \tau \quad (1.38)$$

Якщо уявити знятий під час шліфування за час τ матеріал у вигляді стрічки довжиною $l = V_{кр} \cdot \tau$ та площею поперечного перерізу $S_{мит}$, то об'єм знятого матеріалу виразиться

$$Q = S_{мит} \cdot l = S_{мит} \cdot V_{кр} \cdot \tau \quad (1.39)$$

За фізичною суттю $S_{мит}$ визначає миттєву сумарну площу поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м^2 . Відповідно, продуктивність обробки Q визначиться:

$$Q = S_{мит} \cdot V_{кр} \cdot \tau \quad (1.40)$$

Після підстановки залежностей (1.38) і (1.40) у залежність (1.34), маємо

$$E = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S_{мит} \cdot V_{кр}} = \frac{P_z}{S_{мит}} = \sigma \quad (1.41)$$

Очевидно, відношення тангенціальної складової сили різання P_z і $S_{мит}$ дорівнює умовному напруженню різання σ . Отже, і під час шліфування енергоємність обробки E чисельно дорівнює умовному напруженню різання σ .

Як показано у роботі [63], у зв'язку із інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом значення умовного напруження різання σ під час шліфування більше, ніж під час мікрорізання одиничним абразивним зерном. Залежно від умов обробки значення σ можуть відрізнятися від 10 до 100 разів. Приблизно така відмінність значень σ має місце за умов порівняння процесів шліфування і точіння, тобто під час шліфування умовне напруження різання σ значно більше, ніж під час лезової обробки.

У роботі [131] показано, що у загальному випадку умовне напруження різання σ описується аналітичною залежністю:

$$\sigma = \frac{\sigma_{cm}}{K_{piz}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{piz}^2} \right), \quad (1.42)$$

де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

$$K_{piz} = P_z / P_y;$$

P_z, P_y – тангенціальна і радіальна складові сили різання, Н.

Виходячи із наведеної залежності (1.42), зменшити умовне напруження різання σ можна однозначно збільшенням коефіцієнта різання K_{piz} , який під час лезової обробки визначається залежністю $K_{piz} = ctg(\psi - \gamma)$, а під час шліфування – залежністю $K_{piz} = ctg(\psi + \gamma)$, де ψ – умовний кут тертя на передній поверхні різця ($tg \psi = f$ – коефіцієнт тертя); γ – передній кут (позитивний для різця та негативний для абразивного зерна).

Очевидно, коефіцієнт різання K_{piz} під час точіння (лезової обробки) більше, ніж під час шліфування, отже, менше умовне напруження різання σ , що описується залежністю (1.42). Підтвердженням цього є відомі експериментальні дані, за якими коефіцієнт різання K_{piz} під час лезової обробки завжди більше, ніж під час шліфування (мікрорізання абразивними зернами). Так, встановлено, що під час шліфування коефіцієнт різання $K_{piz} < 1$, тоді як під час точіння $K_{piz} \geq 1$ (змінюється у межах 1 ... 8). Очевидно, за таких великих значень K_{piz} , досягнутих під час точіння, залежність (1.42) можна спростити: $\sigma \approx \sigma_{cm}$. У результаті встановлено, що умовне напруження різання σ прагне прийняти значення, що дорівнює σ_{cm} . У цьому випадку процес різання за фізичною суттю ідентичний процесу руйнування під час стискання прямолінійного зразка.

Під час шліфування (мікрорізання абразивними зернами), коли $K_{piz} < 1$, залежність (1.42) також може бути спрощена та зведена до вигляду:

$$\sigma = \frac{\sigma_{cm}}{K_{piz}}. \quad (1.43)$$

У цьому випадку умовне напруження різання σ приймає значення, що перевищують межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу σ_{cm} . Причому, за невеликих значень K_{piz} , наприклад, за умови $K_{piz} = 0,1$ (що має місце на практиці), умовне напруження різання σ приймає надто великі значення, що суттєво перевищують σ_{cm} . Із фізичної точки зору це пов'язано із присутністю у залежності (1.43) не тільки тангенціальної P_z , а й радіальної P_y складових сили різання, оскільки $K_{piz} = P_z / P_y$.

У роботі [4] наведено аналітичну залежність для визначення енергоємності обробки, що дорівнює умовному напруженню різання σ , яку отримано із позиції процесів мікрорізання зернами шліфувального круга та стружкоутворення без урахування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсуб} \cdot \cos \alpha \cdot \cos \psi_1}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (1.44)$$

де $\tau_{зсуб}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м²;

α – кут входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал;

$\psi_1 = \psi + \gamma$;

ψ – умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коефіцієнт тертя);

γ – негативний передній кут ріжучого зерна.

Із залежності (1.44) витікає, що зменшити енергоємність обробки σ можна, головним чином, шляхом збільшення знаменника залежності (1.44) завдяки зменшенню тригонометричної функції $\sin(\alpha + \psi_1)$, тобто зменшенню суми кутів $(\alpha + \psi_1) = (\alpha + \psi + \gamma)$. Для цього необхідно зменшити кути α , ψ і γ , що досягається зміною форми мікрорізів ріжучими зернами: переходом від зустрічного шліфування периферією круга ($\alpha > 0$, рис. 1.10,а) до кінематичних схем торцевого і попутного шліфування периферією круга, що реалізує умови $\alpha = 0$ і $\alpha < 0$ (рис. 1.10,б), зменшенням інтенсивності тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом і зменшенням негативного переднього кута ріжучого зерна γ шляхом застосування кругів із синтетичних надтвердих матеріалів, що характеризуються високою гостротою ріжучих кромки, а також шляхом застосування ефективних методів правлення шліфувального круга у процесі обробки, усуваючи своєчасно зерна, що затупилися, із робочої поверхні круга.

Як видно, найбільшого ефекту обробки можна досягти під час здійснення процесу шліфування за схемою, що реалізує умову $\alpha < 0$, тобто за схемою попутного шліфування, коли товщина зрізу в початковий момент приймає найбільше значення і зменшується в міру урізання ріжучого зерна в оброблюваний матеріал.

Необхідно зазначити, що сума кутів $(\alpha + \psi_1)$ повинна бути меншою за 90°. В іншому випадку процес різання і, відповідно, утворення мікростружок і знімання металу під час шліфування неможливий, оскільки $\sin(\alpha + \psi_1) \rightarrow 1$, а умовне напруження різання (енергоємність обробки) $\sigma \rightarrow \infty$, що призведе

лише до пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без його зрізання.

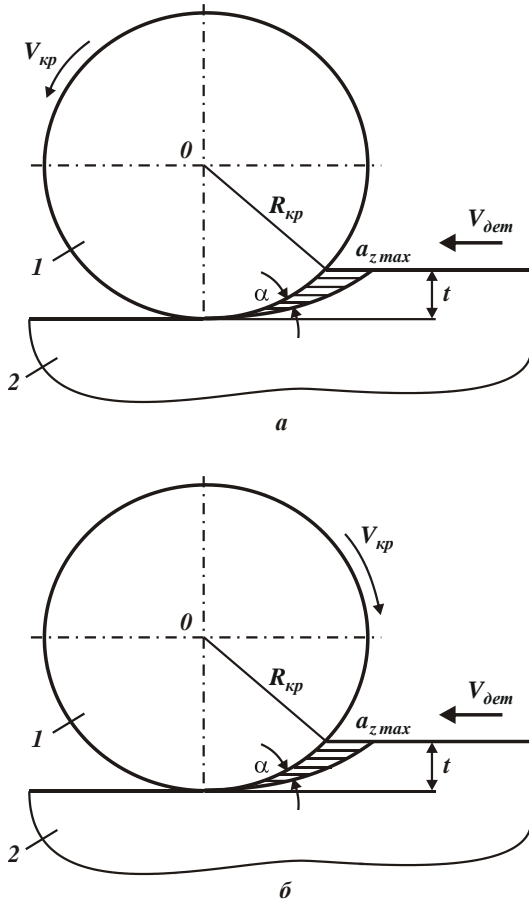


Рисунок 1.10 – Розрахункові схеми процесу шліфування: а – зустрічне шліфування (випадок $\alpha > 0$); б – попутне шліфування (випадок $\alpha < 0$);
1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь

Цим можна пояснити високу силову і теплову напруженості процесу шліфування периферією круга, оскільки можливий випадок, коли сума кутів $(\alpha + \psi_1) \rightarrow 90^\circ$, а умовне напруження різання (енергоємність обробки) $\sigma \rightarrow \infty$. Цим також можна пояснити ефективність застосування торцевого шліфуван-

ня, що реалізує умову $\alpha=0$ та забезпечує зменшення суми кутів $(\alpha + \psi_1)$, а, відповідно, і умовне напруження різання (енергоємність обробки) σ . Завдяки даному фізичному ефекту обробки отримала широке застосування на практиці схема загострювання ріжучих лезових твердосплавних інструментів торцевими шліфувальними кругами, виготовленими із синтетичних надтвердих матеріалів, що характеризуються невеликими значеннями негативного переднього кута ріжучого зерна γ . Крім того, синтетичні надтверді матеріали мають найменший коефіцієнт тертя f (найменший умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ψ), що сприяє зменшенню тригонометричної функції $\sin(\alpha + \psi_1)$ у залежності (1.44) і, відповідно, зменшенню умовного напруження різання (енергоємності обробки) σ . У результаті під час шліфування забезпечується висока якість оброблювальних поверхонь, виключається утворення на них різних температурних дефектів (припикань, мікротріщин тощо).

Як зазначалося раніше, найбільшого ефекту обробки досягають під час попутного шліфування, коли кут $\alpha < 0$. У цьому випадку зменшуються сума кутів $(\alpha + \psi_1)$ і тригонометрична функція $\sin(\alpha + \psi_1)$, а, відповідно, знаменник залежності (1.44). Також зменшується тригонометрична функція $\cos \alpha = \cos(-\alpha)$ в чисельнику залежності (1.44), що створює додатковий ефект зменшення умовного напруження різання σ .

Слід зазначити, що із залежності (1.44) витікає неоднозначний характер зміни умовного напруження різання σ зі збільшенням кута ψ_1 . Завдяки зменшенню знаменника залежності (1.44) умовне напруження різання σ збільшується і за умови $\psi_1 = 90^\circ - \alpha$ прагне до нескінченності. Тригонометрична функція $\cos \alpha$, що є у чисельнику залежності (1.44), навпаки, зменшується зі збільшенням кута ψ_1 і за умови $\psi_1 = 90^\circ$ набуває нульового значення. Отже, у діапазоні $0 < \psi_1 < 90^\circ$ повинен існувати екстремум функції σ .

Для визначення екстремального характеру зміни умовного напруження різання σ від кута ψ_1 слід підкорити функцію σ необхідній умові екстремуму ($\sigma'_{\psi_1} = 0$). Для зручності аналізу залежність (1.44) із урахуванням перетворення $\sin(\alpha + \psi_1) = \sin \alpha \cdot \cos \psi_1 + \cos \alpha \cdot \sin \psi_1$ необхідно подати у вигляді:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсуб}}{\left(\frac{1}{\cos \alpha \cdot \cos \psi_1} - \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \psi_1 \right)}. \quad (1.45)$$

Тоді

$$\sigma'_{\psi_1} = \frac{-2 \cdot \tau_{зсув}}{\left(\frac{1}{\cos \alpha \cdot \cos \psi_1} - \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \psi_1 \right)^2} \cdot \left(\frac{\sin \psi_1}{\cos \alpha \cdot \cos^2 \psi_1} - \frac{1}{\cos^2 \psi_1} \right) = 0. \quad (1.46)$$

Після розв'язання отриманого рівняння (1.46), визначено екстремальне значення кута ψ_1 :

$$\sin \psi_1 = \cos \alpha. \quad (1.47)$$

Розрахунками встановлено, що друга похідна σ''_{ψ_1} у точці екстремуму набуває негативного значення. Тому має місце максимум функції σ у точці екстремуму.

В узагальненому вигляді характер зміни функції $\sigma/2\tau_{зсув}$, яка визначається залежністю (1.44), зі збільшенням кута ψ_1 показаний в табл. 1.7 і на рис. 1.11. Як видно, незалежно від значення кута α , функція $\sigma/2\tau_{зсув}$ набуває нескінченного значення за умови $\psi_1 = 90^\circ - \alpha$. Так, за умови $\alpha = 0$ нескінченне значення функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ досягається за значенням $\psi_1 = 90^\circ$ (рис. 1.11,а); за умови $\alpha = 45^\circ$ – відповідно, за значенням $\psi_1 = 45^\circ$ (рис. 1.11,б); за умови $\alpha = -45^\circ$ – відповідно, за значенням $\psi_1 = 135^\circ$ (рис. 1.11,в).

Таблиця 1.7 – Розрахункові значення функції $\sigma/2\tau_{зсув}$

$\psi_1, ^\circ$	0	30	45	60	90	135
$\alpha = 0$	1	1,73	2,41	3,72	∞	–
$\alpha = 45^\circ$	2,41	18	∞	10,1	0	–
$\alpha = -45^\circ$	0,41	0,48	0,5	0,47	0	∞

За позитивних значень кута α ($\alpha = 0$; $\alpha = 45^\circ$) екстремум функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ відсутній, а за негативних значень кута α – екстремум існує і, відповідно до залежності (1.47) і табл. 1.7, за умови $\alpha = -45^\circ$ досягається за значенням кута $\psi_1 = 45^\circ$. За значенням кута $\psi_1 = 90^\circ$ функція $\sigma/2\tau_{зсув}$ набуває нульового значення як із позитивними, так і негативними значеннями кута α (за винятком випадку $\alpha = 0$).

Встановлений характер зміни функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ обумовлено зміною умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , який у загальному вигляді описується аналітичною залежністю:

$$\beta = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \psi_1}{2}. \quad (1.48)$$

Зі збільшенням кута ψ_1 кут β зменшується, що і визначає збільшення функції $\sigma/2\tau_{зсув}$. Для значення кута $\psi_1 = 90^\circ - \alpha$, за яким функція $\sigma/2\tau_{зсув}$ набуває нескінченного значення, умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу $\beta = \alpha$. У даному випадку кут β дорівнює куту входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал α , тобто відсутній процес різання та стружкоутворення, має місце лише процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки.

Для значення кута $\psi_1 > 90^\circ - \alpha$ кут $\beta < \alpha$. Отже, і в цьому випадку має місце процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки. Це узгоджується із розрахунковими даними функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ для випадків $\sigma/2\tau_{зсув} = 0$ та $\sigma/2\tau_{зсув} = 45^\circ$, наведених у табл. 1.7 і на рис. 1.11,а,б. Як видно, у діапазоні зміни кута $\psi_1 < 90^\circ - \alpha$ відбувається процес різання та стружкоутворення, а у діапазоні $\psi_1 > 90^\circ - \alpha$ – процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки (рис. 1.11,а,б).

Для кута $\alpha = -45^\circ$ зі збільшенням кута ψ_1 , відповідно залежності (1.48), умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β зменшується і за досягненням значення $\psi_1 = 45^\circ$ дорівнює нулю, тобто у цьому випадку процес різання та стружкоутворення переходить у процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки.

Для кута $\psi_1 > 45^\circ$ кут β приймає негативні значення, що виключає можливість здійснення процесу різання та стружкоутворення. Отже, у діапазоні зміни кута $\psi_1 < \alpha^*$ (де кут α^* визначається із залежності (1.47)), відбувається процес різання та стружкоутворення, а у діапазоні зміни кута $\psi_1 > \alpha^*$ – процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки. Таким чином, використовуючи аналітичну залежність для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , можна науково обґрунтовано підійти до обґрунтування характеру зміни функції $\sigma/2\tau_{зсув}$.

Очевидно, зі збільшенням кута α енергоємність обробки σ збільшується. Найменші значення σ у цьому випадку досягаються для кута $\alpha = -45^\circ$. Із цього можна зробити висновок про те, що у залежності (1.44) переважає знаменник, оскільки саме він визначає умови здійснення процесів

різання та стружкоутворення і, відповідно, характер зміни енергоємності обробки σ від кутів ψ_1 і α .

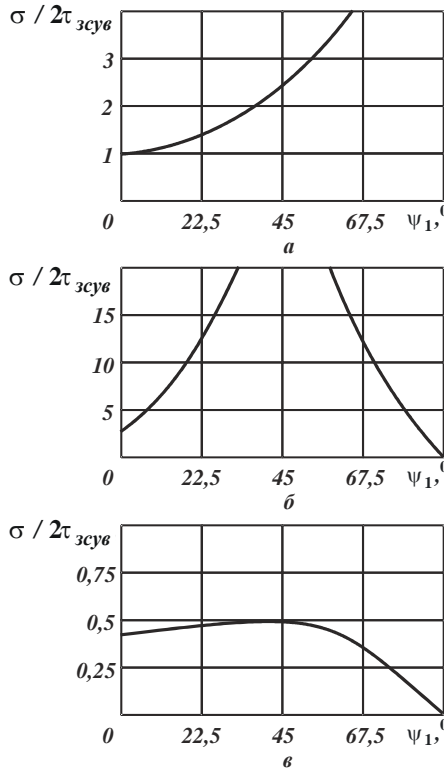


Рисунок 1.11 – Характер зміни функції $\sigma / 2\tau_{зсув}$ залежно від кута ψ_1 :
а – $\alpha = 0$; б – $\alpha = 45^\circ$; в – $\alpha = -45^\circ$

Відомо також, що, аналогічно шліфуванню, точіння ефективно здійснювати із негативним кутом α . Цим пояснюється ефективність практичного використання тангенціального точіння, коли різання здійснюється зі змінною товщиною зрізу, що змінюється від максимального значення до нуля.

Традиційні схеми точіння реалізують умову $\alpha = 0$. У цьому випадку залежність (1.44) можна спростити та подати у вигляді:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi_1}{2}\right)}. \quad (1.49)$$

Із урахуванням відомої формули професора Зворикіна К. О. (1.1) для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу (під час точіння), яка для кута $\alpha = 0$ ідентична залежності (1.48), залежність (1.49) для позитивного переднього кута різця γ набуває вигляду:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{tg\beta} \quad (1.50)$$

Згідно залежностей (1.49) і (1.50), зменшити енергоємність обробки σ можна цілком однозначно шляхом зменшення кута ψ_1 або збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β .

Розглядаючи під час точіння кут $\psi_1 = \psi - \gamma$, видно, що зменшити його можна зменшенням умовного кута тертя передньої поверхні різця із утвореною стружкою ψ , і зменшенням позитивного переднього кута різця γ . Виходячи із залежності (1.49), найменше значення енергоємності обробки σ досягається для кута $\psi_1 = 0$, тобто за умови $\psi = \gamma$, де γ – позитивний передній кут різця.

Безсумнівно, і під час лезової обробки, як і під час шліфування, можна реалізувати умову $\alpha < 0$, забезпечуючи цим зменшення енергоємності обробки σ . Ця умова реалізується, наприклад, під час попутного фрезерування, особливо, торцевою фрезою.

Із залежності (1.50) витікає, що під час точіння енергоємність обробки σ набуває завжди менших значень, ніж під час шліфування, оскільки у цьому випадку умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β більше. Це витікає із формули професора Зворикіна К. О. (1.1), яка для умов шліфування набуває вигляду:

$$\beta = 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \quad (1.51)$$

внаслідок наявності на ріжучих зернах негативного переднього кута γ . Отже, як вже зазначалося, зменшення негативного переднього кута ріжучого зерна γ є найважливішою умовою зменшення умовного напруження різання σ . Цим пояснюється можливість під час точіння досягти значно більшої продуктивності обробки, ніж під час шліфування, не допускаючи при цьому утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів. Тому в останні роки на практиці все ширше на фінішних операціях механічної обробки замість шліфування застосовують сучасні технології високошвидкісного точіння та фрезерування, які забезпечують кращі показники продуктивності та якості обробки. Особливо ефективно застосування алмазного точіння, яке

завдяки високій гостроті ріжучої кромки та низького коефіцієнта тертя забезпечує різке зменшення сили і температури різання та, відповідно, високоякісну обробку.

Поряд із умовним напруженням різання (енергоємністю обробки) σ , найважливішим параметром процесу різання є відношення тангенціальної P_z та радіальної P_y складових сили різання [4]:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha + \psi_1)}. \quad (1.52)$$

У табл. 1.8 і на рис. 1.12 показано характер зміни відношення P_z/P_y залежно від кута ψ_1 .

Таблиця 1.8 – Розрахункові значення відношення P_z/P_y

$\psi_1, ^\circ$	0	30	45	60	90
$\alpha = 0$	∞	1,7	1,0	0,55	0
$\alpha = 45^\circ$	1,0	0,28	0	–	–
$\alpha = -45^\circ$	–	–	∞	4,0	1,0

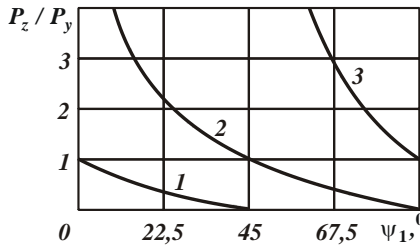


Рисунок 1.12 – Характер зміни відношення P_z/P_y залежно від кута ψ_1 :

1 – $\alpha = 0$; 2 – $\alpha = 45^\circ$; 3 – $\alpha = -45^\circ$

Як видно, відношення P_z/P_y зменшується зі збільшенням кута ψ_1 , причому для кута $\alpha = 0$ – у всьому діапазоні зміни кута ψ_1 (від 0 до 90°). Зі збільшенням кута α ($\alpha = 45^\circ$) діапазон зміни кута ψ_1 звужується (від 0 до 45°), а для негативного значення $\alpha = -45^\circ$ – зміщується в область більших значень кута ψ_1 (від 45° до 90°). Найбільших значень відношення P_z/P_y досягає за негативного значення $\alpha = -45^\circ$, коли найбільш ефективно протікають

процеси різання та стружкоутворення, особливо, зі збільшених значень кута ψ_1 та негативного переднього кута ріжучого зерна γ .

Як витікає із залежності (1.52), зі збільшенням суми кутів $(\alpha + \psi_1)$ відношення P_z/P_y зменшується, що указує на переважання у силевій напруженості процесу різання радіальної P_y складової сили різання. Отже, під час шліфування відношення P_z/P_y більше, ніж під час лезової обробки внаслідок більшого кута ψ_1 , оскільки під час шліфування $\psi_1 = \psi + \gamma$, а під час точіння $\psi_1 = \psi - \gamma$. Таким чином, показано, що між енергоємністю обробки σ і відношенням P_z/P_y існує зворотний зв'язок: більшому значенню σ відповідає менше значення P_z/P_y . Цим можна пояснити те, що під час шліфування відношення P_z/P_y змінюється у межах $0 \dots 1$, а під час лезової обробки відношення $P_z/P_y > 1$ і може набувати значення до 10.

Незначне значення відношення P_z/P_y під час шліфування обумовлено незначним відношенням товщини зрізу a_z до радіусу округлення вершини ріжучого зерна R , тобто a_z/R . Відомо, що перехід від процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу до процесу різання можливий за мови досягнення відношення a_z/R , що дорівнює $0,04 \dots 0,08$ (за даними професора Крагельського І. В.). Тому із точки зору підвищення ефективності процесу різання необхідно збільшувати відношення a_z/R , відповідно, і відношення P_z/P_y , шляхом зменшення кутів α і ψ_1 . Це сприятиме зменшенню умовного напруження різання (енергоємності обробки) σ .

Радіус округлення вершини ріжучого зерна R можна виразити через його негативний передній кут γ (рис. 1.13). Для цього необхідно встановити кут $\varphi = 90^\circ - \gamma$ за умови:

$$\frac{R - a_z}{R} = \cos \varphi, \quad (1.53)$$

звідки

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \sin \gamma. \quad (1.54)$$

Отже, зі збільшенням кута γ відношення a_z/R зменшується, що, відповідно, призводить до зменшення відношення P_z/P_y та збільшення енергоємності обробки σ . Як показує практика, під час шліфування гострозаточе-

ним алмазним кругом відношення a_z/R може бути збільшене аж до 1. У цьому випадку $\gamma \rightarrow 0$.

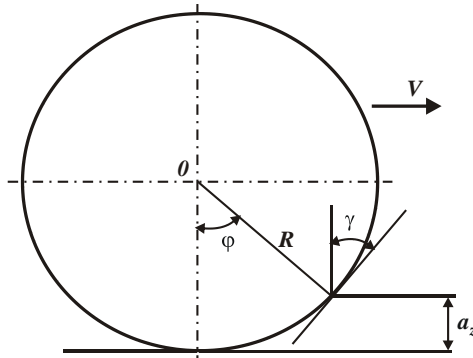


Рисунок 1.13 – Розрахункова схема відношення a_z/R

Під час точіння передній кут різця γ набуває позитивного значення, тому залежність (1.54) приймає вигляд:

$$\frac{a_z}{R} = 1 + \sin \gamma. \quad (1.55)$$

Отже, відношення a_z/R більше 1, що узгоджується із практикою механічної обробки.

Виходячи із залежності (1.51), за умови $\beta = 0$ можна встановити максимально можливе значення кута $\psi_1 = \psi + \gamma$, за яким може здійснюватися процес мікрорізання одиничним зерном. Як видно, ця умова виконується для кута $\psi_1 = 90^\circ$, тобто для негативного переднього кута ріжучого зерна $\gamma = 90^\circ - \psi$.

Якщо умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом $\psi \rightarrow 0$, то кут $\gamma \rightarrow 90^\circ$. У цьому випадку може здійснюватися знімання металу фактично затупленим зерном. Зі збільшенням кута ψ граничний негативний передній кут ріжучого зерна γ необхідно зменшувати, тобто утворення мікрорізу відбуватиметься під час мікрорізання гострішим зерном.

Відношення a_z/R із урахуванням кута $\gamma = 90^\circ - \psi$ можна подати у вигляді:

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \sin(90^\circ - \psi) = 1 - \cos \psi. \quad (1.56)$$

Як видно, відношення a_z/R однозначно визначається кутом ψ (табл. 1.9, рис. 1.14): чим він більше, тим більше відношення a_z/R . Із фізичної точки зору це означає, що, згідно залежності $\gamma = 90^0 - \psi$, зменшується негативний передній кут ріжучого зерна γ , а це сприяє поліпшенню умов стружкоутворення, збільшенню відношень a_z/R і P_z/P_y , зменшенню енергоємності обробки σ .

Таблиця 1.9 – Розрахункові значення коефіцієнта тертя $f = tg\psi$, негативного переднього кута ріжучого зерна γ і відношення a_z/R

ψ , градус	0	10	20	30	40	45
f	0	0,176	0,364	0,577	0,839	1,0
γ , градус	90	80	70	60	50	45
a_z/R	0	0,015	0,06	0,134	0,234	0,29

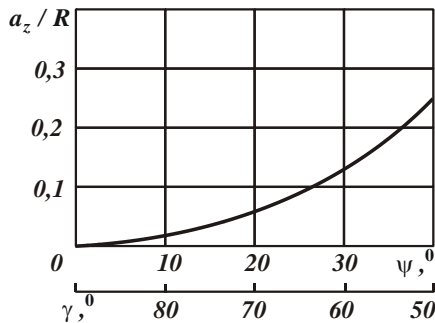


Рисунок 1.14 – Залежність відношення a_z/R від умовного кута тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ψ (негативного переднього кута ріжучого зерна γ)

Як відомо, мінімальне значення відношення a_z/R , за яким відбувається перехід від процесу пружно-пластичного деформування матеріалу до процесу різання (під час мікрорізання одиничним зерном), за експериментальними даними професора Богомолова М. І. дорівнює 0,04 ... 0,08, а за експериментальними даними професора Крагельського І. В. дорівнює 0,14 ... 0,17. Згідно табл. 1.9, це досягається за значеннями кута $15^0 < \psi < 30^0$, що відповідає

коефіцієнту тертя $0,2 < f < 0,4$ та досягається в умовах тертя оброблюваної сталі з абразивним зерном. Таким чином, теоретично обґрунтовано відомі експериментальні дані, що визначають умови здійснення процесу мікрорізання одиничним зерном.

Визначимо умови зменшення тангенціальної P_z і радіальної P_y складових сили різання під час точіння, виходячи із наступних залежностей:

$$P_z = \sigma \cdot S_{зріз}; \quad (1.57)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S_{зріз}. \quad (1.58)$$

Як видно, зменшити складові сили різання P_z і P_y можна зменшенням лише енергоємності обробки σ , оскільки зменшення параметрів режиму різання S і t призводить до зменшення продуктивності обробки, що неефективно. Зменшення P_y передбачає зменшення енергоємності обробки σ та збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$. Як показано раніше, параметри σ і $K_{різ}$ взаємопротилежні, що посилює вплив кута $(\alpha + \psi_1)$, що входить у залежності (1.44) і (1.52), на радіальну P_y складову сили різання, тобто кут $(\alpha + \psi_1)$ більшою мірою впливає на P_y , ніж на P_z .

Під час шліфування у залежностях (1.57) і (1.58) замість параметра $S_{зріз}$ необхідно розглядати миттєву сумарну площу поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга $S_{мит} = Q/V_{кр}$, де $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t$ – продуктивність обробки, м³/с; B – ширина шліфування, м; $V_{дем}$ – швидкість деталі, м/с; t – глибина шліфування, м; $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с. Тоді залежності (1.57) і (1.58) набувають вигляду:

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}}; \quad (1.59)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (1.60)$$

де $K_{ш} = K_{різ}$ – коефіцієнт шліфування ($K_{ш} < 1$).

Із залежностей (1.59) і (1.60) витікає, що досягти найбільш суттєвого зменшення складових сили різання під час шліфування можна шляхом збільшення швидкості круга $V_{кр}$. Власне, цим обумовлено основний ефект шліфування, який вигідно відрізняє його від процесу точіння.

1.5. Теоретичний аналіз енергоємності обробки під час шліфування

Шліфування із усіх видів механічної обробки характеризується найбільшою енергоємністю, що значно підвищує його теплову напруженість та приводить до утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів. Численними роботами доведено, що основним джерелом високої енергоємності обробки під час шліфування є тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом [89; 152]. Щоб зменшити інтенсивність тертя, розроблено ефективні технологічні засоби, що полягають у застосуванні прогресивних методів правлення круга та його імпрегнації (термообробці), використанні твердих мастил та інших технологічних середовищ у зоні різання, застосуванні кругів із переривчастою робочою поверхнею тощо. Разом із тим, проблема зменшення енергоємності обробки повною мірою не вирішена і вимагає подальших досліджень, особливо, з точки зору аналітичного описання енергоємності обробки під час шліфування, що дозволить науково обґрунтовано підійти до визначення умов її зменшення. Тому важливо теоретично обґрунтувати умови зменшення енергоємності обробки під час шліфування.

У роботі [69] наведено аналітичні залежності для визначення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ та умовного напруження різання (енергоємності обробки) σ під час шліфування:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{zp} + P_{zmp}}{P_{yp} + P_{ymp}} = K_{шp} \cdot \left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y}\right) + f \cdot \frac{P_{ymp}}{P_y}; \quad (1.61)$$

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_{mp} = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{шp}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{ymp}} - 1\right)}, \quad (1.62)$$

де P_{zp} , P_{yp} – тангенціальна та радіальна складові сили різання у зоні стружкоутворення, Н;

P_{zmp} , P_{ymp} – тангенціальна та радіальна складові сили тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, Н;

$K_{шp} = P_{zp} / P_{yp}$; $f = P_{zmp} / P_{ymp}$ – коефіцієнт тертя;

$\sigma_p = P_{zp} / S_{мит}$; $\sigma_{mp} = P_{zmp} / S_{мит}$ – складові умовного напруження різання, які визначаються процесами різання та тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, Н/м²;

$S_{мит} = Q/V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, m^2 ;

Q – продуктивність обробки, m^3/c .

Як видно, параметри $K_{ш}$ і σ визначаються відношенням P_{ymp}/P_y (рис. 1.15). Із його збільшенням від 0 до 1 умовне напруження різання σ необмежено збільшується. Це указує на перевагу в загальному енергетичному балансі процесу шліфування частки енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, яка, як встановлено експериментально, під час алмазного шліфування може перевищувати частку енергії різання зернами круга до 100 разів. Отримане у даній роботі теоретичне рішення узгоджується із відомими експериментальними даними.

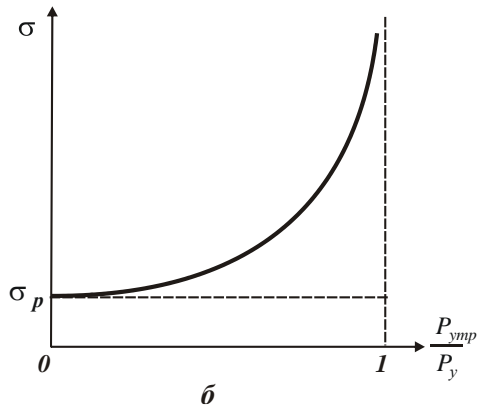
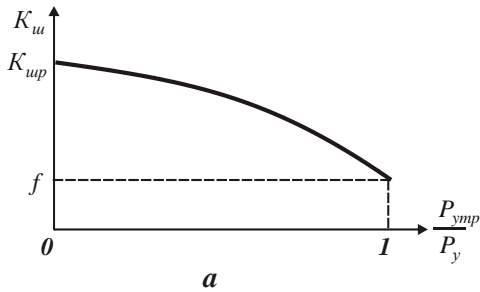


Рисунок 1.15 – Залежності коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ (а) і умовного напруження різання σ (б) від відношення P_{ymp}/P_y

Із урахуванням залежностей (1.61) та (1.62) визначимо відношення $\sigma/K_{ш}$:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p \cdot \left[1 + \frac{f}{K_{шp}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{ymp}}{P_y} \right)}{\left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y} \right)} \right]}{\left[K_{шp} \cdot \left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y} \right) + f \cdot \frac{P_{ymp}}{P_y} \right]} = \frac{\sigma_p}{K_{шp}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y} \right)}. \quad (1.63)$$

Графічно залежність (1.63) показано на рис. 1.16, звідки витікає, що зі збільшенням відношення P_{ymp}/P_y від 0 до 1 відношення $\sigma/K_{ш}$ збільшується від значення $\sigma_p/K_{шp}$ до нескінченності. Отже, наявність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом під час шліфування призводить до суттєвого збільшення відношення $\sigma/K_{ш}$ і, відповідно, силової та теплової напруженостей процесу шліфування. Тому основним шляхом зменшення відношення $\sigma/K_{ш}$ є зменшення відношення $P_{ymp}/P_y \rightarrow 0$ (табл. 1.10), оскільки зменшення відношення $\sigma_p/K_{шp}$ (шляхом підвищення гостроти ріжучих зерен круга у процесі шліфування) не призводить до такого суттєвого зменшення відношення $\sigma/K_{ш}$.

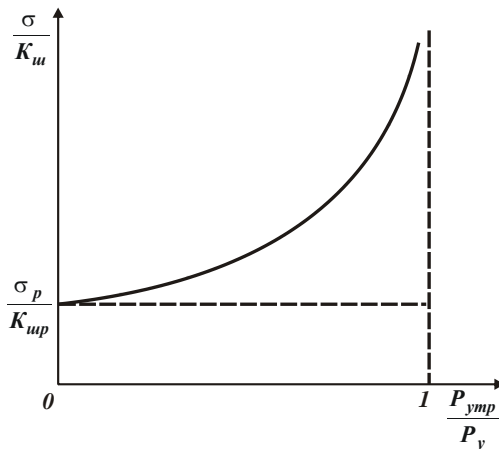


Рисунок 1.16 – Залежність відношення $\sigma/K_{ш}$ від відношення P_{ymp}/P_y за заданим значенням $\sigma_p/K_{шp}$

Таблиця 1.10 – Розрахункові значення відношення $1/\left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y}\right)$

$\frac{P_{ymp}}{P_y}$	0	0,25	0,5	0,75	1,0
$1/\left(1 - \frac{P_{ymp}}{P_y}\right)$	1	1,33	2,0	4,0	∞

На відміну від залежностей (1.61) і (1.62), залежність (1.63) не містить параметр f , що дозволяє більш просто і однозначно оцінити енергетичний рівень процесу шліфування. Маючи експериментальні значення відношень $\sigma_p/K_{шp}$ і $\sigma/K_{шu}$ у початковий і поточний моменти шліфування, за залежністю (1.63) не складно визначити відношення P_{ymp}/P_y і, таким чином, оцінити частку енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

Перетворимо залежність (1.62) із урахуванням такого виразу: $P_y = P_{yp} + P_{ymp} = c \cdot y_1 + c \cdot y_2$, який враховує як процес тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, так і процес різання зернами круга. Тут величини y_1 і y_2 визначають пружні переміщення, що утворюються у технологічній системі під дією складових сили різання P_{yp} , P_{ymp} , а c – жорсткість технологічної системи, Н/м. При цьому сумарне пружне переміщення дорівнює $y = y_1 + y_2$.

Припустимо, що на першому проході круга $y = t - t_\phi$, де t , t_ϕ – відповідно, номінальна і фактична глибини шліфування, м. Фактична глибина шліфування визначається властивостями міцності робочої поверхні круга. Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_\phi)$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_\phi)$, де $\alpha = 0 \dots 1$ – безрозмірна величина.

Вважатимемо, що на другому проході круга $y = 2 \cdot (t - t_\phi)$. Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_\phi)$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_\phi) + (t - t_\phi) = (2 - \alpha) \cdot (t - t_\phi)$.

На n -му проході круга $y = n \cdot (t - t_\phi)$. Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_\phi)$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_\phi) + (n - 1) \cdot (t - t_\phi) = (n - \alpha) \cdot (t - t_\phi)$.

$$\text{Відношення } \frac{P_{ymp}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}.$$

Отже, зі збільшенням кількості проходів круга n це відношення збільшується фактично від 0 до 1, що відповідає реальним умовам шліфування. Тоді

$$\frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{ymp}} - 1\right)} = \frac{1}{\left(\frac{y_1 + y_2}{y_2} - 1\right)} = \frac{y_2}{y_1} = \frac{n}{\alpha} - 1. \quad (1.64)$$

Відповідно, залежність (1.62) набуде вигляду:

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{шп}} \cdot \left(\frac{n}{\alpha} - 1\right). \quad (1.65)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n умовне напруження різання (енергоємність обробки) σ збільшується. За умови $\left(\frac{n}{\alpha} - 1\right) > \frac{K_{шп}}{f}$ другий доданок залежності (1.62), що визначається тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, більше першого доданку. Перетворимо складову умовного напруження різання σ_p [131]:

$$\sigma_p = \frac{P_{zp} \cdot V_{кр}}{Q_{\phi}} = \frac{K_{шп} \cdot P_{yp} \cdot V_{кр}}{H \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}} = \frac{K_{шп} \cdot c \cdot y_1 \cdot V_{кр}}{H \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}} = \frac{K_{шп} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \alpha}{H \cdot V_{дет}} \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1\right), \quad (1.66)$$

де $Q_{\phi} = H \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}$ – фактична продуктивність обробки, м³/с;

H – ширина шліфування, м;

$V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с.

Після підстановки залежності (1.66) у залежність (1.65), маємо:

$$\sigma = \sigma_p + \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{H \cdot V_{дет}} \cdot (n - \alpha) \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1\right). \quad (1.67)$$

Другий доданок залежності (1.67) дорівнює величині σ_{mp} . Зі збільшенням кількості проходів круга n умовне напруження різання (енергоємність обробки) σ необмежено збільшується. Отже, основними шляхами зменшення σ є забезпечення приблизної рівності значень t_{ϕ} і t , а також виключення впливу кількості проходів круга n на умовне напруження різання σ завдяки підтриманню під час шліфування у технологічній системі заданого натягу, що визначається властивостями міцності робочої поверхні круга. Тоді $n = 1$ і, завдяки збільшенню величини $\alpha \rightarrow 1$, можна фактично виключити другий доданок залежності (1.67), тобто суттєво зменшити тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Енергоємність обробки, що визначається умовним

напруженням різання σ , у цьому випадку буде обумовлена процесом різання, що дозволить зменшити силу і температуру шліфування та практично реалізувати схему глибокого шліфування.

Використовуючи залежність (1.61) та вираз $\frac{P_{ymp}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$, визначимо коефіцієнт шліфування:

$$K_{ш} = K_{шр} \cdot \frac{\alpha}{n} + f \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{n}\right). \quad (1.68)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується, головним чином, завдяки зменшенню першого доданку, наближаючись до значення коефіцієнта тертя f зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Відношення $\sigma / K_{ш}$, що визначається залежністю (1.63), набуде вигляду:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \cdot \frac{n}{\alpha} = \frac{c \cdot V_{кр}}{H \cdot V_{дет}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1\right). \quad (1.69)$$

У даному випадку відношення $\sigma / K_{ш}$, як і параметри σ і $K_{ш}$, визначаються кількістю проходів круга n і t / t_{ϕ} . Зменшити відношення $\sigma / K_{ш}$ і, відповідно, підвищити ефективність шліфування можна зменшенням n і t / t_{ϕ} . Таким чином, у роботі аналітично описано енергетичні параметри обробки та обґрунтовано умови зменшення енергоємності шліфування.

1.6. Визначення оптимальних параметрів електроерозійного шліфування важкооброблюваних матеріалів

Під час шліфування важкооброблюваних матеріалів ефективно використовувати алмазні круги на металевих зв'язках, які забезпечують високу зносостійкість та продуктивність обробки [28]. Разом із тим, вони швидко затуплюються, засалюються і втрачають ріжучу здатність, що потребує їх частого правлення, а це знижує ефективність їх застосування. Важливим резервом підвищення ріжучої здатності даних кругів є застосування електроерозійного шліфування, заснованого на введенні у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів, які визначаються як короткочасним контактом стружок, що утворюються, зі зв'язкою круга, так і роботою електроімпульсного генератора – джерела технологічного струму [8].

Практикою встановлено, що збуджені у зоні різання електричні розряди призводять до локального термічного руйнування металевої зв'язки і стружок, а це знижує тертя круга із оброблюваним матеріалом і сприяє зменшенню сили і температури різання, суттєвому підвищенню стійкості круга, якості та продуктивності обробки. При цьому ефект шліфування залежить від вибору параметрів режиму роботи джерела технологічного струму. За недостатньої енергії електроерозійної дії на робочу поверхню алмазного круга процес шліфування протікатиме нестійко, круг періодично втрачатиме ріжучу здатність і його необхідно додатково піддавати правленню під час шліфування із невеликою глибиною різання. Це призводить до зменшення продуктивності обробки. Дана закономірність має місце, наприклад, під час шліфування великогабаритних деталей металургійного призначення (прокатних валів, контактних поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей), відновлених зносостійкими покриттями і наплавками, що характеризуються високою міцністю і пластичністю [72].

Під час електроерозійного шліфування указаних матеріалів відбувається інтенсивне засалювання алмазного круга на металевій зв'язці, внаслідок чого він швидко втрачає свою ріжучу здатність. Для відновлення ріжучої здатності круга необхідно здійснювати його тривале електроерозійне правлення. Отже, у процесі електроерозійного шліфування покриттів і наплавок із застосуванням додаткової електричної енергії, що вводиться у зону різання, виявляється недостатньо для своєчасного термічного руйнування металевої зв'язки і стружок, що утворюються, а це призводить до засалювання круга і втрати його ріжучої здатності.

У зв'язку із цим важливо визначити оптимальні параметри електроерозійного шліфування важкообробних матеріалів алмазними кругами на металевих (токопровідних) зв'язках. Експериментально встановлено, що процес електроерозійного руйнування металевої зв'язки круга і стружок, що утворюються, під час шліфування відбувається із щільністю електричного струму $i = (10^5 \dots 10^6) \text{ А/мм}^2$. Виходячи із цього, необхідна сила електричного струму I визначиться залежністю [34]:

$$I = (10^5 \dots 10^6) \cdot S_{\text{мит}}, \quad (1.70)$$

де $S_{\text{мит}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2 .

Параметр $S_{\text{мит}}$ визначається залежністю $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{кр}}$. Тоді сила електричного струму I виразиться:

$$I = \frac{(10^5 \dots 10^6) \cdot Q}{V_{кр}}. \quad (1.71)$$

Із залежності (1.71) витікає, що сила електричного струму I повинна бути тим більше, чим більше продуктивність обробки Q і менше швидкість круга $V_{кр}$.

Визначимо напругу U , виходячи із закону Ома:

$$U = I \cdot R, \quad (1.72)$$

де $U = I \cdot R$ – опір у електричному ланцюгу, що дорівнює

$$R = \frac{\rho \cdot l}{S_{мит}} = \frac{\rho \cdot l \cdot V_{кр}}{Q}, \quad (1.73)$$

ρ – питомий опір оброблюваного матеріалу, Ом·мм²/м;

l – середня довжина стружки, що утворюється під час шліфуванні, м.

Після перетворень напруга U визначається залежністю:

$$U = (10^5 \dots 10^6) \cdot \rho \cdot l. \quad (1.74)$$

Як видно, напруга U не залежить від продуктивності обробки Q і швидкості круга $V_{кр}$, а визначається лише середньою довжиною стружки l , що утворюється під час шліфування. Зі збільшенням l напруга U пропорційно збільшується. Отже, напруга U формує товщину міжелектродного зазору (між кругом і оброблюваним матеріалом), тобто, за суттю, висоту міжзеренного простору круга, в якому розміщуються стружки, що утворюються, та інші продукти обробки.

Знаючи силу електричного струму I та напругу U , можна визначити потужність електричного струму N під час шліфування:

$$N = (10^5 \dots 10^6) \cdot \frac{\rho \cdot l \cdot Q}{V_{кр}}. \quad (1.75)$$

Із залежності (1.75) витікає, що для забезпечення нормального здійснення процесу електроерозійного шліфування потужність N джерела технологічного струму необхідно збільшувати зі збільшенням продуктивності обробки Q , середньої довжини стружки l , що утворюється під час шліфування, і зменшенням швидкості круга $V_{кр}$.

На основі отриманих аналітичних залежностей розраховано значення I , U і N для $Q = 1000$ мм³/хв і $V_{кр} = 35$ м/с (табл. 1.11), які для $i = 2 \cdot 10^5$ А/мм² узгоджуються із експериментальними даними. Наприклад, електричний режим роботи електроімпульсного генератора типу ШГІ: $I = 100$ А, $U = 20$ В і

$N = 2$ кВт є оптимальним для багатопрхідного електроерозійного шліфування твердих сплавів та інших важкооброблюваних матеріалів.

Таблиця 1.11 – Розрахункові значення параметрів I , U і N

Q , мм ³ /хв	I , А	U , В	N , кВт
1000	50 ... 500	10 ... 100	0,5 ... 50

Продуктивність обробки Q , виходячи із залежності (1.75), визначиться такою залежністю:

$$Q = \frac{N \cdot V_{кр}}{(10^5 \dots 10^6)^2 \cdot \rho \cdot l} \quad (1.76)$$

Збільшити продуктивність обробки Q для заданого значення N можна шляхом зменшення l та збільшення $V_{кр}$. Із цього витікає, що найбільш ефективно процес алмазного електроерозійного шліфування реалізується в умовах звичайного багатопрхідного шліфування, що характеризується невеликими довжинами зрізів. Для реалізації глибинного шліфування, а також під час обробки відносно великих площ, коли утворюються довгі зрізи, необхідно збільшити параметри N і $V_{кр}$. Найбільш ефективним напрямом збільшення N є застосування імпульсного електричного струму, що забезпечує концентрацію енергії імпульсів у невеликому проміжку часу за однакових середніх значень сили електричного струму.

Для оцінювання ефективності електроерозійного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1A1 300×20×6 AC6 125/100 4 M1-01 проведено експериментальні дослідження на круглошліфувальному верстаті. Для усунення радіального биття алмазного круга та забезпечення його високої ріжучої здатності алмазовмісного шару (після установки на верстат) здійснено електроерозійне правлення алмазного круга із застосуванням правлячого електрода – циліндричної заготовка із сталі 45 діаметром 30 мм. Заготовка кріпилася у центрах круглошліфувального верстата і здійснювала обертальний та поздовжній рухи. Регулювання сили електричного струму виконували шляхом зміни поперечної подачі. Силу електричного струму змінювали у межах 50 ... 100 А. Електроерозійне правлення здійснювали протягом 20 хвилин, що забезпечило радіальне биття алмазного круга у межах 0,01 мм. Підготовлений таким способом до роботи алмазний круг забезпечував нормальне (стійке) протікання процесу шліфування.

Здійснювали обробку 4 пластин із твердого сплаву ВК8, які механічним шляхом кріпилися у спеціальній циліндричній оправці зі сталі 45. Оправку встановлювали у центрах круглошліфувального верстата і вона під час шліфування здійснювала обертання та поздовжнє переміщення. У результаті забезпечувалося шліфування зовнішньої поверхні твердосплавних пластин, що відповідало технологічному процесу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування. Швидкість круга встановлювали рівною 30 м/с, а швидкість обертання оброблюваної деталі – 15 м/хв.

У табл. 1.12 наведено експериментально встановлені значення сили електричного струму I для різних значень глибини шліфування t під час електроерозійного шліфування. Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t із 0,04 до 0,08 мм сила електричного струму I збільшилася із 20 А до 80 А, що відповідає теоретично встановленому діапазону зміни сили електричного струму I (табл. 1.11).

Таблиця 1.12 – Експериментальні значення сили електричного струму I

t , мм	0,04	0,06	0,08
I , А	20	40	80

Проведено експериментальні дослідження із оцінювання ріжучої здатності алмазного круга до та після його електроерозійного правлення (рис. 1.17).

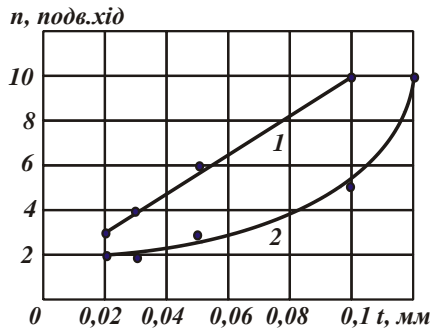


Рисунок 1.17 – Залежність кількості поздовжніх ходів стола верстата n від глибини шліфування t : 1 – шліфування алмазним кругом без його електроерозійного правлення; 2 – шліфування алмазним кругом після електроерозійного правлення

Визначено кількість поздовжніх ходів стола верстата n під час виходжування із початковим натягом у технологічній системі, що дорівнює глибині шліфування t . Виходжування здійснювали до моменту зникнення іскріння у зоні шліфування. Встановлено, що цьому моменту відповідає похибка обробки, викликана "недорізом" оброблюваного матеріалу, яка дорівнює 0,01 мм.

Як витікає із рис. 1.17, кількість поздовжніх ходів стола верстата n під час шліфування алмазним кругом (після електроерозійного правлення) менше, ніж під час шліфування тим же кругом без його електроерозійного правлення. Отже, електроерозійне правлення алмазного круга на металевій зв'язці дозволяє підвищити його ріжучу здатність і забезпечити знімання заданого припуску за менший час.

1.7. Підвищення ефективності фінішної абразивної обробки

У даний час досягнуто значного досвіду із питань високоефективної абразивної обробки. Разом із тим, існують значні резерви щодо покращення показників якості та точності абразивної обробки. Тому завдання підвищення якості та точності оброблених поверхонь деталей машин дуже актуальні для машинобудування.

Так, встановлено, що досягнення високих показників якості та точності під час фінішної абразивної обробки обмежено граничними значеннями a_z / ρ , де a_z – товщина зрізу; ρ – радіус округлення ріжучої кромки зерна. За даними професора Богомоллова М. І., процес стружкоутворення починається за значеннями $a_z / \rho = 0,04 \dots 0,08$, а за даними професора Крагельського І. В. – за значеннями $a_z / \rho = 0,14 \dots 0,17$. У зв'язку із цим, важливим завданням є пошук шляхів зменшення граничних значень a_z / ρ .

Як показано у роботі [130], граничні значення відношення a_z / ρ досягаються за умови $\beta = 0^\circ$ (де β – кут зсуву оброблюваного матеріалу в процесі стружкоутворення). На рис. 1.18,а показано схему стружкоутворення під час різання, запропоновану професором Зворикіним К. О. Використовуючи цю схему та методику розрахунку параметрів силової напруженості процесу різання [120], проведемо аналіз виконання умови $\beta = 0$.

Згідно із наведеною розрахунковою схемою (рис. 1.18,а), відділення елементарних об'ємів матеріалу відбувається вздовж площини зсуву від дії системи сил P_z і P_y із сторони окремого зерна. Дотичне напруження τ у площині зсуву, яка розташована під кутом β до напрямку руху зерна, визначається:

$$\tau = \frac{(P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta)}{S} \cdot \sin \beta, \quad (1.77)$$

де $S = a_z \cdot \vartheta$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²;
 a_z , ϑ – відповідно, товщина і ширина зрізу, м;
 β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

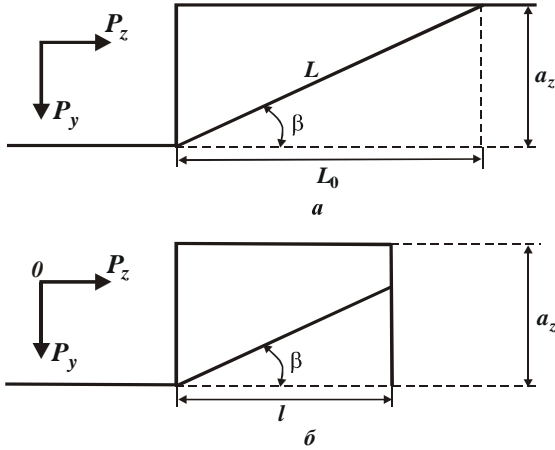


Рисунок 1.18 – Розрахункові схеми параметрів стружкоутворення під час різання

Із залежності (1.77) витікає, що зі збільшенням кута β дотичне напруження τ змінюється за екстремальною залежністю: спочатку збільшується до максимального значення, потім зменшується (рис. 1.19).

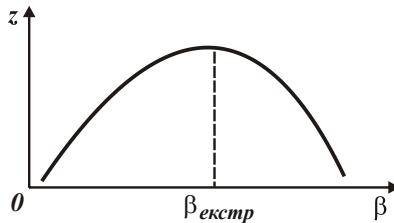


Рисунок 1.19 – Залежність дотичного напруження τ від кута β

Для визначення положення площини зсуву, що відповідає екстремальному значенню β , за яким дотичне напруження приймає максимум, проди-

ференціюємо функцію τ , що описується залежністю (1.77), за кутом β і порівнюємо похідну нулю. У результаті отримано [131]:

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{\text{ш}}, \quad (1.78)$$

де $K_{\text{ш}}$ – коефіцієнт шліфування.

Виконати умову $\beta = 0$ можна за умови $K_{\text{ш}} \rightarrow 0$. Це передбачає суттєве перевищення радіальної складової сили різання P_y над тангенціальною складовою сили різання P_z , що, очевидно, призведе до підвищення силової напруженості сили різання. Отже, виконання умови $\beta = 0$ за цією схемою стружкоутворення передбачає підвищення енергоємності обробки.

Розглянемо іншу схему стружкоутворення під час різання, показану на рис. 1.18,б. Вона відрізняється від першої схеми (рис. 1.18,а) тим, що здійснюється переривчасте мікрорізання. Причому, довжина зрізу l менше за довжину площини зсуву L_0 під час звичайного мікрорізання (рис. 1.18,а).

Дотичне напруження τ у площині зсуву в даному випадку визначається залежністю:

$$\tau = \frac{(P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta)}{\epsilon \cdot l} \cdot \cos \beta = \frac{P_y \cdot (K_{\text{ш}} \cdot \cos^2 \beta - 0,5 \cdot \sin 2\beta)}{\epsilon \cdot l}. \quad (1.79)$$

На рис. 1.20 показано характер зміни двох доданків (функцій): $K_{\text{ш}} \cdot \cos^2 \beta$ і $(-0,5 \cdot \sin 2\beta)$, а також характер зміни сумарної функції τ . Як видно, найбільше (позитивне) значення функції τ для різних значень $K_{\text{ш}}$ досягається за умови $\beta = 0$. Це указує на те, що зсув матеріалу відбудеться у площині, що визначається кутом $\beta = 0$.

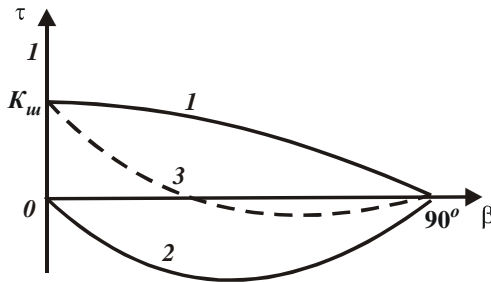


Рисунок 1.20 – Характер зміни функції $K_{\text{ш}} \cdot \cos^2 \beta$ (крива 1), функції $(-0,5 \cdot \sin 2\beta)$ (крива 2) та сумарної функції τ (крива 3)

У даному випадку умова $\beta = 0$ реалізується у процесі стружкоутворення під час різання, тоді як у попередньому випадку ця умова виконувалася у процесі пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу, оскільки процес стружкоутворення був неможливий. Таким чином дійшли до принципово нового рішення, що виключає обмеження на граничні значення відношення a_z / ρ . У результаті граничні значення відношення a_z / ρ практично дорівнюють нулю і поняття "граничні значення відношення a_z / ρ " втрачає фізичну сутність. У цьому неважко переконалися, якщо провести аналіз залежності (1.79).

За умов $\tau = \tau_{зсув}$ (де $\tau_{зсув}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на зсув, Н/м²) і $\beta = 0$ залежність (1.79) спроститься:

$$\tau_{зсув} = \frac{P_z}{\epsilon \cdot l} \quad (1.80)$$

або

$$P_z = \tau_{зсув} \cdot \epsilon \cdot l. \quad (1.81)$$

Із залежності (1.81) витікає, що умова зсуву матеріалу в площині $\beta = 0$ визначається лише тангенціальною складовою сили різання P_z , яка залежить від геометричних параметрів ϵ , l і межі міцності оброблюваного матеріалу на зсув $\tau_{зсув}$.

Радіальна складова сили різання P_y на виконання умови $\beta = 0$ не впливає, оскільки вона не входить у залежність (1.81) і може приймати будь-які значення.

У попередньому випадку для виконання умови $\beta = 0$ величина P_y повинна була значно перевищувати тангенціальну складову сили різання P_z . Із цього витікає, що перехід до схеми переривчастого мікрорізання дозволяє зменшити радіальну та тангенціальну складові сили різання. При цьому тангенціальна складова сили різання P_z , згідно залежності (1.81), визначається, головним чином, довжиною зрізу l . За умови $l \rightarrow 0$ можна суттєво зменшити складові сили різання P_z і P_y .

У даному випадку ступінь затуплення ріжучого зерна теоретично не впливає на тангенціальну складову сили різання P_z , вона впливає на радіальну складову сили різання P_y – збільшуючи її та зменшуючи коефіцієнт шліфування $K_{ш} = P_z / P_y$.

Таким чином, показано існування рішення, що дозволяє зменшити граничні значення відношення a_z / ρ до нуля. Це відкриває нові можливості інтенсифікації процесів фінішної механічної обробки, забезпечення надзвичайно високих показників точності та шорсткості обробки. Практичною реалізацією цього рішення є застосування абразивної обробки (як пов'язаним, так і вільним абразивом) із траєкторією утворення мікрорізів, що змінюється у часі, в ідеалі забезпечуючи взаємно перпендикулярне накладання мікрорізів абразивними зернами. У результаті приходимо до переривчастого мікрорізання із довжинами зрізів, рівними ширині мікронерівностей, що утворюються, на оброблюваній поверхні.

Важливим питанням є визначення умов переходу від першої схеми (рис. 1.18,а) до другої схеми (рис. 1.18,б). Для цього, використовуючи розрахункову схему (рис. 1.18,а), визначимо довжину площини зсуву L_0 :

$$\frac{a_z}{L_0} = \operatorname{tg} \beta. \quad (1.82)$$

Виразимо тригонометричну функцію $\operatorname{tg} \beta$ через функцію $\operatorname{tg} 2\beta$ і, відповідно, через коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, використовуючи відому тригонометричну залежність

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 - \operatorname{tg}^2 \beta}. \quad (1.83)$$

Виражаючи залежність (1.83) відносно функції $\operatorname{tg} \beta$ із урахуванням залежності (1.78), приходимо до квадратного рівняння:

$$\operatorname{tg}^2 \beta + \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{K_{ш}} - 1 = 0. \quad (1.84)$$

Розв'язання квадратного рівняння (1.84) після нескладних перетворень:

$$\operatorname{tg} \beta = -\frac{1}{K_{ш}} + \sqrt{\frac{1}{K_{ш}^2} + 1} = \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{1}{K_{ш}^2} + 1} + \frac{1}{K_{ш}} \right)} \approx \frac{K_{ш}}{2}. \quad (1.85)$$

Тоді, з урахуванням залежності (1.82), маємо

$$L_0 = \frac{2 \cdot a_z}{K_{ш}}. \quad (1.86)$$

Як видно, довжина площини зсуву L_0 визначається параметрами a_z та $K_{ш}$. Чим більше $K_{ш}$ тим менше L_0 . Отже, шляхом підвищення ріжучої здатності абразивного інструмента (збільшенням коефіцієнта $K_{ш}$), можна

зменшити довжину L_0 . За умови $K_{ш} \rightarrow 0$ (під час роботи затупленим абразивним інструментом) довжина $L_0 \rightarrow \infty$.

Умовою переходу від першої схеми (рис. 1.18,а) до другої схеми (рис. 1.18,б) є вираз $L_0 = l$. Тоді із урахуванням залежності (1.86), отримано:

$$\frac{l}{a_z} = \frac{2}{K_{ш}}. \quad (1.87)$$

Із залежності (1.87) витікає, що для реалізації другої схеми (рис. 1.18,б) ширина мікронерівностей, що утворюються на обробленій поверхні, не повинна перевищувати величину l . У табл. 1.13 наведено розрахункові значення відношення l/a_z залежно від коефіцієнта шліфування $K_{ш}$.

Таблиця 1.13 – Розрахункові значення відношення l/a_z

$K_{ш}$	1,0	0,5	0,25	0,1
l/a_z	2	4	8	20

Під час мікрорізання одиничним зерном величина пружного переміщення y із урахуванням залежності (1.81) визначиться:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{пиз}} = \frac{\tau_{зсуг} \cdot \theta \cdot l}{c \cdot K_{пиз}}. \quad (1.88)$$

Коефіцієнт різання $K_{пиз}$, що входить у залежність (1.88), можна визначити із розрахункової схеми, наведеної на рис. 1.21:

$$K_{пиз} = \frac{P_z}{P_y} = \operatorname{tg}(90^\circ - \gamma) = \operatorname{ctg} \gamma, \quad (1.89)$$

де γ – умовний (негативний) передній кут ріжучого зерна, що визначається:

$$\frac{a_z}{\rho} = \frac{\rho - \rho \cdot \sin \gamma}{\rho} = 1 - \sin \gamma. \quad (1.90)$$

Виражаючи залежність (1.90) відносно функції $\sin \gamma$ і підставляючи отриманий вираз у залежність (1.89), маємо:

$$K_{пиз} = \frac{\cos \gamma}{\sin \gamma} = \frac{\sqrt{1 - \sin^2 \gamma}}{\sin \gamma} = \frac{\sqrt{x \cdot (2 - x)}}{(1 - x)}, \quad (1.91)$$

де $x = a_z / \rho$.

Із урахуванням умови $x < 1$, у першому наближенні приймемо: $(2 - x) \approx 2$; $(1 - x) \approx 1$. Тоді

$$K_{piз} = \sqrt{2 \cdot x} = \sqrt{2 \cdot \frac{a_z}{\rho}}. \quad (1.92)$$

Як витікає із залежності (1.92), коефіцієнт різання $K_{piз}$ цілком однозначно визначається відношенням a_z / ρ . Чим більше a_z / ρ , тим більше коефіцієнт різання $K_{piз}$.

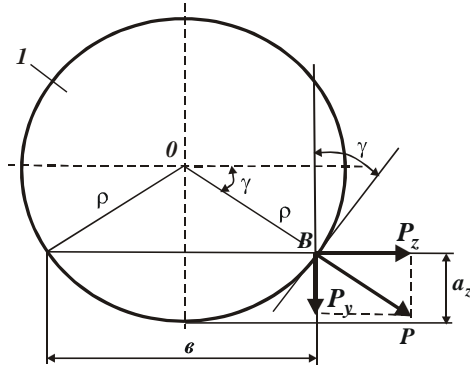


Рисунок 1.21 – Розрахункова схема мікрорізання одиничним зерном (1)

Параметр ϵ , що входить у залежність (1.88) (рівний максимальній ширині зрізу), виходячи із рис. 1.21, визначається:

$$\epsilon = 2 \cdot \rho \cdot \cos \gamma. \quad (1.93)$$

Якщо підставити у залежність (1.88) параметри $K_{piз}$ і ϵ , що визначаються залежностями (1.89) і (1.93), із урахуванням залежності (1.81), то отримаємо:

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{зcyв} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot \sin \gamma = \frac{2 \cdot \tau_{зcyв} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot \left(1 - \frac{a_z}{\rho}\right) = \frac{2 \cdot \tau_{зcyв} \cdot l}{c} \cdot (\rho - a_z). \quad (1.94)$$

Із урахуванням умови $\rho > a_z$ залежність (1.94) можна спростити:

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{зcyв} \cdot \rho \cdot l}{c}. \quad (1.95)$$

Як видно, величина пружного переміщення y не залежить від відношення a_z / ρ . Це указує на те, що у процесі різання можна видалити шар матеріалу, що дорівнює за товщиною пружно-пластичному деформованому шару, який визначається граничним значенням відношення $a_z / \rho = 0,04$.

Виходячи із залежності (1.95), величина y залежить, головним чином, від радіуса округлення ріжучої кромки ρ і довжини зрізу l (ширини мікро-

нерівності, що утворюється на оброблюваній поверхні). Чим менше ці параметри, тим менше величина y .

Залежність (1.95) є справедливою для умов переривчастого мікрорізання одиничним зерном. Для умов різання абразивним (або алмазно-абразивним) інструментом, що містить на робочій поверхні n зерен, величина y визначиться:

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{зсуг} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot n. \quad (1.96)$$

Представимо параметр n у вигляді: $n = k \cdot F$, де k – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні алмазно-абразивного інструмента, шт./м²; F – площа контакту інструмента із оброблюваною поверхнею, м².

Тоді залежність (1.96) опишеться:

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{зсуг} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot k \cdot F. \quad (1.97)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність для розрахунку величини пружного переміщення y в умовах різання із певною (заданою) товщиною різку. Величина пружного переміщення y визначає точність розміру оброблюваної деталі під час обробки.

1.8. Оцінювання впливу коливань у технологічній системі на параметри механічної обробки

У процесі механічної обробки різанням під дією виникаючих змінних сил у технологічній системі збуджуються механічні коливання, які призводять до зниження точності, якості, продуктивності та інших параметрів обробки. Проблемі зменшення коливань під час механічної обробки різанням у науково-технічній літературі приділено значну увагу [56; 57; 110; 137]. Разом із тим, ця проблема дуже складна і потребує подальших досліджень. Тому важливо провести теоретичний аналіз впливу механічних коливань, що виникають у технологічній системі, на основні показники механічної обробки.

Для оцінювання динамічного стану технологічної системи в умовах різання розглянемо основні співвідношення динаміки матеріальної точки.

Відомо, що зміна кількості руху матеріальної точки за деякий час дорівнює імпульсу прикладеної до неї сили за той самий час, тобто

$$m \cdot V - m \cdot V_0 = P \cdot \tau, \quad (1.98)$$

звідки

$$P = m \cdot \frac{V - V_0}{\tau} = m \cdot \frac{dV}{d\tau} = m \cdot \frac{d\dot{x}}{d\tau}, \quad (1.99)$$

де m – маса матеріальної точки, кг;

V , V_0 – кінцеве та початкове значення швидкості руху матеріальної точки, м/с;

P – сила, Н;

τ – час, с;

x – переміщення матеріальної точки, м;

\dot{x} – швидкість руху матеріальної точки, м/с.

Диференціальне рівняння (1.99) подамо у вигляді:

$$\left(\frac{P}{m}\right) \cdot d\tau = d\dot{x}. \quad (1.100)$$

Після інтегрування лівої та правої частин рівняння, маємо:

$$\left(\frac{P}{m}\right) \cdot \tau = \dot{x} + C_1. \quad (1.101)$$

Постійну інтегрування C_1 визначимо за початкової умови $\dot{x}(\tau=0) = V_0$.

У результаті отримано: $C_1 = -V_0$. Тоді рівняння (1.101) набуває вигляду:

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \frac{dx}{d\tau} - V_0, \quad (1.102)$$

або

$$\left(\frac{P}{m} \cdot \tau + V_0\right) \cdot d\tau = dx. \quad (1.103)$$

Після інтегрування обидвох частин рівняння (1.103), отримано:

$$x = \frac{P}{m} \cdot \frac{\tau^2}{2} + V_0 \cdot \tau + C_2. \quad (1.104)$$

Постійну інтегрування C_2 визначимо за початкової умови: $x(\tau=0) = 0$,

звідки $C_2 = 0$. Тоді рішення (1.104) набуває вигляду:

$$x = V_0 \cdot \tau + \frac{a \cdot \tau^2}{2}, \quad (1.105)$$

де $a = P/m$ – прискорення руху матеріальної точки, м/с².

Залежність (1.105) справедлива для рівноприскореного руху матеріальної точки. Для рівносповільненого руху прискорення a у рішенні (1.105) необхідно прийняти знак "мінус":

$$x = V_0 \cdot \tau - \frac{a \cdot \tau^2}{2}. \quad (1.106)$$

Із залежності (1.106) визначимо час τ , за яким $\dot{x} = 0$. Для цього продиференціюємо залежність (1.106) за часом:

$$\dot{x} = V_0 - a \cdot \tau. \quad (1.107)$$

За умови $\dot{x} = 0$ маємо:

$$\tau = \frac{V_0}{a} = \frac{m \cdot V_0}{P}. \quad (1.108)$$

У результаті дійшли початкової залежності за умови $V = \dot{x} = 0$.

Із залежності (1.106) знайдемо значення x , за яким виконується умова $\dot{x} = 0$:

$$x = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P}. \quad (1.109)$$

Звідки витікає закон збереження енергії:

$$P \cdot x = \frac{m \cdot V_0^2}{2}, \quad (1.110)$$

де $P \cdot x$ – робота, що здійснюється силою P на шляху довжиною x , Дж;

$\frac{m \cdot V_0^2}{2}$ – кінетична енергія маси m , що рухається із початковою швидкістю V_0 , Дж.

Наприклад, під час деформування пружини жорсткістю c виникаюча при цьому пружно-відновлююча сила P дорівнює $P = c \cdot x$, де x – величина стискання пружини.

Тоді закон збереження енергії набуде вигляду:

$$c \cdot x^2 = \frac{m \cdot V_0^2}{2}. \quad (1.111)$$

Визначимо із залежності (1.106) час τ , за яким виконується умова $\dot{x} = V_1$:

$$\tau = \frac{m \cdot (V_0 - V_1)}{P}. \quad (1.112)$$

Із залежності (1.106) знайдемо величину x , за якої виконується умова $\dot{x} = V_1$:

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (1.113)$$

Ця залежність справедлива для рівномірного руху. Для рівноприскореного руху ($V_1 > V_0$):

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_1^2 - V_0^2). \quad (1.114)$$

Залежності (1.113) і (1.114) у загальному вигляді виражають закон збереження енергії, який, згідно залежності (1.113), описується рівнянням:

$$P \cdot x = \frac{m}{2} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (1.115)$$

Перетворимо праву частину рівняння (1.115):

$$\frac{m}{2} \cdot (V_0 - V_1) \cdot (V_0 + V_1) = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{cp}, \quad (1.116)$$

де $V_{cp} = (V_0 + V_1)/2$ – середня швидкість руху, м/с.

В умовах деформування пружини жорсткістю c , коли $P = c \cdot x$, закон збереження енергії (1.115) після перетворення опишеться рівнянням:

$$c \cdot x^2 = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{cp}. \quad (1.117)$$

Із урахуванням виразу $\tau = x/V_{cp}$ маємо:

$$c \cdot x = \frac{m \cdot (V_0 - V_1)}{\tau}. \quad (1.118)$$

Для нескінченно малих значень $\tau = \Delta\tau$, $(V_0 - V_1) = -\Delta V$ справедлива умова $\frac{-\Delta V}{\Delta\tau} = -\ddot{x}$ і рівняння (1.117) набуває вигляду:

$$c \cdot x = -m \cdot \ddot{x} \quad (1.119)$$

або

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = 0. \quad (1.120)$$

У результаті отримано рівняння коливання маси m , пов'язаної із пружиною жорсткістю c (рис. 1.22, а). Подамо рівняння (1.120) у вигляді:

$$\ddot{x} + k^2 \cdot x = 0, \quad (1.121)$$

де $k = \sqrt{c/m}$ – власна частота коливань, Гц.

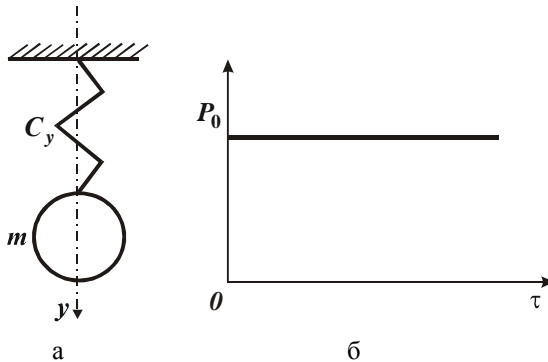


Рисунок 1.22 – Розрахункова схема (а) та графік залежності P_0 від τ (б)

Рішення диференціального рівняння (1.121) можна подати у вигляді:

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau \quad (1.122)$$

або

$$x = A \cdot \sin(k\tau + \alpha), \quad (1.123)$$

де A – амплітуда коливань, м;

α – початкова фаза.

Постійні C_1 та C_2 визначаються із початкових умов, тоді $C_1 = V_0/k$; $C_2 = x_0$. Відповідно

$$x = \frac{V_0}{k} \cdot \sin k\tau + x_0 \cdot \cos k\tau, \quad (1.124)$$

звідки визначаються амплітуда коливань A і початкова фаза α .

$$A = \sqrt{x_0^2 + \left(\frac{V_0}{k}\right)^2}; \quad (1.125)$$

$$\alpha = \arctg\left(\frac{k \cdot x_0}{V_0}\right). \quad (1.126)$$

Як видно, амплітуда коливань A тим більше, чим більше початкові значення переміщення x_0 та швидкості руху V_0 маси m і менше власна частота коливань k . Рух маси m у цих умовах слід розглядати вільними коливаннями. Це рішення отримано без урахування дії сил опору, які призводять, як відомо, до загасання коливань.

Якщо у рівнянні (1.115) силу P прийняти у вигляді: $P = c \cdot x - P_0$ (рис. 1.22,б), то перетворене рівняння (1.124) опишеться:

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = P_0. \quad (1.127)$$

Часткове рішення рівняння:

$$x = A_0, \quad (1.128)$$

де $A_0 = P_0/c = x_{стат}$ – статичне переміщення маси m від сили P_0 .

Загальне рішення рівняння:

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau + x_{стат}, \quad (1.129)$$

де $k = \sqrt{c/m}$ – власна частота коливань, Гц.

Постійні C_1 та C_2 можна визначити за початкових умов: $x(\tau=0)=0$; $\dot{x}(\tau=0)=0$.

Тоді $C_1 = 0$, $C_2 = -x_{стат}$ і, відповідно,

$$x = x_{стат} \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (1.130)$$

Характер зміни переміщення x у часі показано на рис. 1.23. Максимальне значення x_{max} дорівнює $x_{max} = 2 \cdot x_{стат}$ за умови $k \cdot \tau = \pi$, тобто динамічне переміщення вдвічі перевищує статичне переміщення.

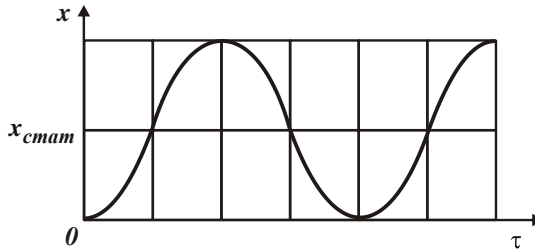


Рисунок 1.23 – Характер зміни переміщення x залежно від часу τ

За умови дії короткочасного імпульсу сили P_0 , коли $k \cdot T_1 < \pi$ (де T_1 – час дії імпульсу сили, рис. 1.24), переміщення x , виходячи із залежності (1.130), дорівнює

$$x = 2 \cdot x_{стат} \cdot \sin^2 \frac{kT_1}{2} \approx x_{стат} \cdot \frac{k^2 \cdot T_1^2}{2}. \quad (1.131)$$

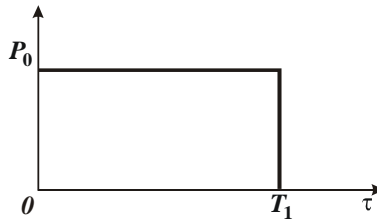


Рисунок 1.24 – Характер зміни сили P_0 від часу τ

За умови $T_1 \rightarrow 0$ маємо $x \rightarrow 0$, тобто у цьому випадку можна досягти значного зменшення амплітуди коливань.

Дане рішення можна використати для аналітичного описання динаміки процесу переривчастого різання (наприклад, стругання), яке обумовлене зіткненням двох тіл (ріжучого інструмента і оброблюваної заготовки) у момент урізання інструмента в оброблюваний матеріал. Завдяки збудженню коливань у технологічній системі пружні деформації інструмента у момент урізання

збільшуються вдвічі, що може призвести до зниження стійкості інструмента, продуктивності та якості обробки.

Використовуючи це рішення, розглянемо коливання ріжучого інструмента у напрямі, перпендикулярному руху інструмента, тобто у напрямі осі y (вважаючи, що інструмент рухається у напрямі осі x). Для цього у рішенні замість параметра x розглядатимемо параметр y . Проведемо аналіз коливань маси m на основі рівняння (1.127) у зв'язку зі зміною товщини зрізу. Силу P_0 умовно подамо у вигляді:

$$P_0 = P_{y_0} - \bar{P}_y, \quad (1.132)$$

$$\text{де } P_{y_0} = \frac{P_{z_0}}{K_{piz}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot a}{K_{piz}};$$

$$\bar{P}_y = \frac{\sigma \cdot b \cdot y}{K_{piz}};$$

a , b – товщина і ширина зрізу, м;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Тоді рівняння (1.127) набуде вигляду:

$$m \cdot \ddot{y} + \bar{c} \cdot \dot{y} = P_{y_0}, \quad (1.133)$$

$$\text{де } \bar{c} = c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{piz}}.$$

Рішення рівняння (1.133) має вигляд, аналогічний отриманому рішенню (1.130):

$$y = \bar{y}_{ctam} \cdot (1 - \cos \bar{k} \tau), \quad (1.134)$$

$$\text{де } \bar{y}_{ctam} = \frac{\bar{P}_{y_0}}{\bar{c}};$$

$$\bar{k} = \sqrt{\frac{c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{piz}}}{m}} \text{ – власна частота системи, Гц.}$$

Збільшення жорсткості системи c на величину $\sigma \cdot b / K_{piz}$ приводить до збільшення власної частоти системи \bar{k} . Отже, у процесі різання жорсткість \bar{c} і частота \bar{k} залежать від умов обробки.

Наприклад, із затупленням інструмента, тобто зі збільшенням відношення σ / K_{piz} жорсткість \bar{c} та частота \bar{k} збільшуються. Величина \bar{y}_{ctam} визначається:

$$\bar{y}_{стат} = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piз}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (1.135)$$

Чим менше параметри a , b , $\sigma/K_{piз}$ і більше c , тим менше величина $\bar{y}_{стат}$. Для заданих значень a , b , c зменшити величину $\bar{y}_{стат}$ і, відповідно, величину y можна зменшенням відношення $\sigma/K_{piз}$ (підвищенням ріжучої здатності інструмента).

За певних умов можливий випадок $y > a$, тобто інструмент виходитиме із контакту із оброблюваним матеріалом.

Визначення інтенсивності механічних коливань під час шліфування виробів із переривчастими поверхнями. Переривчасте різання є найбільш складним і в той же час найменш вивченим питанням теорії обробки металів різанням. Численні дослідження, що проведено із метою виявлення основних закономірностей цього процесу і, насамперед, обґрунтування низької працездатності ріжучого інструмента, сприяли суперечливим результатам [5]. У одних випадках фахівці вважають основним чинником, що впливає на показники процесу, механічний удар шліфувального круга із оброблюваною деталлю під час урізання, в інших випадках перевага надається тепловим та адгезійним явищам, що супроводжують процес обробки [65].

Обробка виробів із переривчастими поверхнями характеризується періодичною короткочасною взаємодією інструмента та деталі. На відміну від процесу сталого різання, за яким технологічна система знаходиться у статичній рівновазі, несталий у часі процес різання характеризується дисбалансом енергії, що підводиться і витрачається. Як відомо, частина енергії витрачається на пластичні деформації оброблюваного металу і відділення стружки, тобто процесу різання, а частина енергії витрачається на пружні деформації елементів технологічної системи. Так, у сталому процесі різання співвідношення цих енергій у часі встановлюється і залишається незмінним, а в умовах переривчастого різання, коли взаємодія інструмента та деталі супроводжується механічним ударом, це співвідношення не постійне на протязі часу контакту.

У момент урізання значна частина енергії витрачається на деформацію елементів технологічної системи. Через деякий час процес стабілізується і в принципі нічим не відрізняється від звичайного різання. Тому основною особливістю обробки переривчастих поверхонь є початкова стадія взаємодії інструмента із деталлю.

Ударна дія характеризується прикладенням великої за величиною енергії за малі проміжки часу. Щодо шліфування виробів із переривчастими поверхнями це означає, що величина імпульсу сили визначається відносними лінійними швидкостями шліфувального круга та деталі. У зв'язку із цим, важливим питанням є визначення можливості розсіювання енергії шляхом зменшення абсолютної швидкості тіл, що взаємодіють.

Застосування зв'язок шліфувальних кругів, що забезпечують демпфування удару завдяки їх деформації, призводить до зменшення швидкості удару і, як наслідок, зменшення імпульсу сили. У цих умовах сила різання є основним показником, що характеризує фізичну сутність процесу шліфування виробів із переривчастими поверхнями та зумовлює необхідність дослідження ударної взаємодії шліфувального круга із оброблюваною деталлю.

Для цього розглянемо розрахункову схему (рис. 1.25), в якій шліфувальний круг представлено зосередженою масою m , пов'язаною із нерухомою опорою за допомогою пружини жорсткістю c (де c – наведена жорсткість технологічної системи).

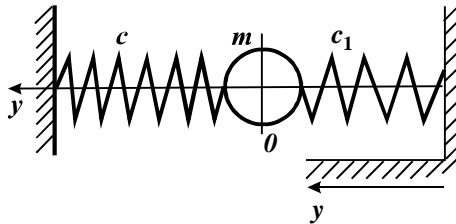


Рисунок 1.25 – Розрахункова схема коливань елементів технологічної системи

Характер взаємодії оброблюваного елемента виробу із кругом (впровадження оброблюваного елемента у робочу поверхню круга) враховується жорсткістю c_1 , що визначає місцеві деформації робочої поверхні круга. Система виробу, а в подальшому система "деталі", приймається абсолютно жорсткою, яка рухається у горизонтальному напрямі за відомим законом, що описується законом зміни параметра \bar{y} , який можна встановити, виходячи із розрахункової схеми (рис. 1.26):

$$\bar{y} = t - [R - R \cdot \cos(\varphi_0 - \varphi)] = t - R \cdot 2 \sin^2 \left(\frac{\varphi_0 - \varphi}{2} \right) \cong t - \frac{R}{2} \cdot (\varphi_0 - \varphi)^2, \quad (1.136)$$

де t – глибина шліфування, м;

R – радіус оброблюваної деталі, м;

φ_0 – кут контакту круга із оброблюваною деталлю;
 φ – поточне значення кута φ_0 .

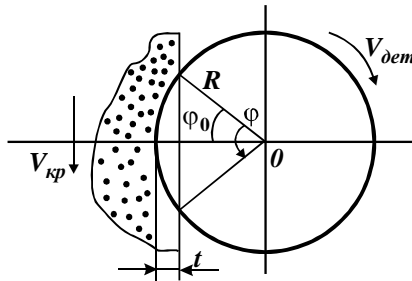


Рисунок 1.26 – Розрахункова схема форми імпульса сили в результаті ударної взаємодії оброблюваного елемента деталі із кругом

Кути φ_0 і φ , виходячи із наведеної на рис. 1.25 розрахункової схеми, визначаються:

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{2t}{R}}; \quad \varphi = \frac{V_{det}}{R} \cdot \tau, \quad (1.137)$$

де V_{det} – швидкість деталі, м/с;
 τ – поточний час, с.

Як витікає із залежності (1.136), координата \bar{y} пов'язана із кутом φ за квадратичним законом, який можна, у першому наближенні із достатньою для практики точністю, подати у вигляді синусоїди:

$$y = t \cdot \sin \frac{\pi \tau}{T}, \quad (1.138)$$

де T – період контакту оброблюваного елемента деталі із кругом, с.

Використовуючи принципи складання диференціального рівняння коливань зосередженої маси, маємо:

$$c_1 \cdot (\bar{y} - y) - c \cdot y = m \cdot \ddot{y} \quad (1.139)$$

або

$$\ddot{y} + k^2 \cdot y = k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi \tau}{T}, \quad (1.140)$$

де y – переміщення маси m , м;

$$(c + c_1) / m = k^2;$$

$$c / m = k_1^2.$$

Для вирішення отриманого диференціального рівняння (1.140) застосуємо операційне обчислення та прийемо нульові початкові умови [90]:

$$y = \frac{1}{k} \cdot \int_0^T k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi t_1}{T} \cdot \sin k(\tau - \tau_1) \cdot d\tau_1 =$$

$$= \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left(\frac{\pi^2}{T^2} - k^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{T^2} \cdot \sin^2 kT + \left(\frac{\pi}{T} \cdot \cos kT - k \right)^2} \cdot \sin(k\tau + \alpha). \quad (1.141)$$

Отримана залежність (1.141) дозволяє зробити важливий висновок, пов'язаний із тим, що у початковий момент контакту оброблюваного елемента деталі із кругом відбувається запізнення переміщення маси m від дії імпульсу сили. Про це свідчить присутність у залежності (1.141) множника $\sin(k\tau + \alpha)$. Із-за інерційності технологічної системи маса m не встигає відреагувати на імпульс сили й отримати переміщення, яке відповідне статичному значенню цієї сили, тобто шліфування у початковий період контакту відбувається майже без переміщення. Технологічна система у цьому випадку набуває як би властивості, еквівалентні більшій наведеній жорсткості, що призводить до більш глибокого проникнення оброблюваного елемента деталі у робочу поверхню круга.

Із однієї сторони, це дозволяє збільшити інтенсивність знімання оброблюваного матеріалу, а з іншої сторони, це призводить до можливості урізання оброблюваного елемента деталі у зв'язку шліфувального круга, її інтенсивного руйнування і підвищеного зношування круга. У цьому випадку оброблюваний елемент, за суттю, виконує функцію правлячого інструмента, тобто не круг обробляє деталь, а деталь обробляє круг. Цим, власне, і визначається надзвичайно високий рівень зношування круга під час шліфування деталей із переривчастими поверхнями.

Для оцінювання інтенсивності ударної взаємодії круга із оброблюваною деталлю застосуємо залежність (1.141), приймаючи в ній $\sin(k\tau + \alpha) = 1$ і встановлюючи максимальне значення переміщення y_{max} :

$$y_{max} = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left(\frac{\pi}{T} - k \right)} \cdot \sqrt{1 + \frac{2 \cdot \frac{\pi}{T} \cdot k \cdot \cos kT}{\left(\frac{\pi}{T} - k \right)^2}}. \quad (1.142)$$

Аналіз залежності (1.142) показав, що за умови $\pi/T = k$ у технологічній системі настає резонанс. Це указує на те, що зі збільшенням швидкості обертання деталі (що відповідає зменшенню періоду контакту круга із оброблюва-

ним елементом деталі T) переміщення u_{max} необмежено збільшується і технологічна система переходить у нестійкий стан, управляти яким надзвичайно складно. Таким чином, збільшення швидкості деталі, по-перше, збільшує час запізнення у момент удару і збільшує зношування круга, по-друге, приводить технологічну систему в більш нестійкий стан. Отже, для нормального функціонування процесу шліфування (із точки зору динамічної стійкості процесу та силової дії на круг) швидкість деталі слід зменшувати.

Заслугує на увагу аналіз впливу жорсткості c_1 (вираженої через параметр k_1) на величину u_{max} . Як витікає із залежності (1.142), зі збільшенням жорсткості c_1 параметр u_{max} збільшується, а, отже, зменшується шар зв'язки круга, який можна видалити (зрізати) елементом оброблюваної деталі. У зв'язку із цим, доцільне застосування висококомічних (металевих) зв'язок алмазних кругів, які можуть забезпечити в умовах ударного характеру взаємодії деталі із кругом зниження його зношування, оскільки у цьому випадку удар сприйматиметься не зв'язкою, а всією робочою поверхнею круга і, в першу чергу, ріжучими зернами. За таких умов обробки технологічна система встигне відреагувати на імпульс сили та отримати переміщення, достатнє для безперешкодного переміщення оброблюваного елемента у шарі зерен круга, фактично не торкаючись зв'язки круга.

Виходячи із встановленого механізму взаємодії круга із деталлю, можна запропонувати деякі шляхи підвищення ефективності шліфування деталей із переривчастими поверхнями. По-перше, це застосування кругів на висококомічних металевих зв'язках, що забезпечують значну висоту виступання зерен над рівнем зв'язки. Збільшення висоти дозволить збільшити час руху оброблюваного елемента до рівня зв'язки, а отже, збільшити переміщення у технологічній системі у початковий момент удару й певною мірою розсіяти енергію удару, тобто як би перевести дуже несприятливі умови обробки переривчастої поверхні у більш сприятливі умови шліфування суцільної поверхні.

Крім того, збільшення висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга дозволить інтенсифікувати лінійне знімання матеріалу і призведе до зменшення у часі координати \bar{y} (тобто у цьому випадку з'являється можливість знімання матеріалу до того моменту, коли він підійде до рівня зв'язки круга).

Другою важливою умовою управління процесом шліфування є встановлення цілком однозначного відношення між швидкістю деталі, швидкістю круга і глибиною шліфування, за яким весь матеріал, що підводиться у зону різання, буде повністю зрізаний ріжучими зернами, не доходячи до рівня зв'язки. Це

забезпечить виключення ударного характеру взаємодії та зниження зношування круга. Цілком очевидно, що управляти таким процесом в умовах відносно високих швидкостей деталі дуже складно, оскільки навіть невелике відхилення будь-якого параметра (наприклад, висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга тощо) від заданого значення призведе до недотримання зазначеної вище умови та підвищення зношування круга. Виходячи із цього, можна зробити висновок щодо доцільності здійснення процесу шліфування деталі із переривчастою поверхнею в умовах відносно невеликих швидкостей обертання деталі, застосовуючи при цьому нові співвідношення параметрів режиму шліфування.

Використовуючи отриману залежність (1.142), можна запропонувати ще один шлях підвищення ефективності шліфування деталей із переривчастими поверхнями, пов'язаний із встановленням глибини шліфування, що не перевищує максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга. І тут, зрозуміло, оброблюваний елемент не повинен доходити до зв'язки круга, тобто знімання матеріалу має відбуватися у шарі зерен вище рівня зв'язки. Однак, враховуючи, що в умовах застосування невеликих глибин шліфування має місце багатопрохідність знімання припуску (1.142), тобто повне знімання матеріалу, що підводиться у зону різання, відбувається не на першому, а на наступних проходах круга, фактична глибина шліфування може значно (у 10 разів і більше) перевищувати номінальну (встановлену за лімбом верстата) глибину шліфування. Отже, запропонований шлях інтенсифікації шліфування менш ефективний порівняно із першим.

Таким чином, на основі математичного моделювання процесу показано, що найбільш ефективним шляхом підвищення працездатності круга, що працює в умовах періодичної ударної взаємодії із оброблюваними елементами деталі, є застосування принципово нових (відмінних від традиційних) співвідношень параметрів режимів шліфування: глибини шліфування, швидкостей деталі та круга, що забезпечують повне знімання підведеного у зону різання матеріалу на рівні, що не перевищує рівня зв'язки круга.

Необхідно зазначити, що умови шліфування деталей із переривчастими поверхнями суттєво відрізняються від умов переривчастого шліфування [129], коли переривчастість контакту круга із деталлю дозволяє підвищити техніко-економічні показники обробки. Ефект у цьому випадку досягається завдяки періодичному перериванню контакту та усуненню явища теплового насичення поверхневих шарів оброблюваної деталі, тобто завдяки зменшенню температури різання та підвищенню якості обробки. Реалізація умов переривчастого шліфування також передбачає утворення на профілі робочого виступу круга

певного кута атаки до площини різання, що сприяє більш плавному входу зерен у оброблюваний матеріал, пошаровому його видаленню і основне – це розсіюванню енергії удару в момент урізання.

Іншими словами, під час переривчастого шліфування (завдяки самоформленню профілю робочого виступу круга) удар у початковий момент контакту круга із деталлю практично відсутній і зношування круга, в основному, підкоряється закономірностям звичайного шліфування суцільних поверхонь. В умовах шліфування переривчастих поверхонь самоуправління процесом не відбувається і тому завдання підвищення ефективності обробки вимагає іншого підходу до управління процесом шліфування. Як зазначалося раніше, для ефективного здійснення процесу шліфування у таких умовах необхідно строго регламентувати глибину впровадження оброблюваного елемента деталі у робочу поверхню круга, не допускаючи перетину траєкторією руху вершини оброблюваного елемента рівня зв'язки круга та її інтенсивного руйнування. Оброблюваний матеріал необхідно повністю видалити на певному рівні висоти рельєфу круга, що визначається властивостями міцності зерен, зв'язки і оброблюваного матеріалу.

1.9. Аналіз динаміки процесу переривчастого різання та умов підвищення стійкості ріжучого інструмента

Як показано у п. 1.8, під час механічної обробки деталей із переривчастими поверхнями стійкість ріжучого інструмента нижче, ніж під час обробки деталей із суцільними поверхнями. Це призводить до зниження продуктивності та якості обробки і вимагає пошуку нових технологічних можливостей підвищення працездатності інструмента в умовах інтенсивних ударних навантажень. Сучасні збірні конструкції ріжучих інструментів із механічним кріпленням твердосплавних пластин меншою мірою схильні до впливу ударних навантажень внаслідок високої жорсткості елементів конструкції інструмента. Разом із тим, динамічний чинник при цьому все ж таки проявляється і призводить до зниження стійкості інструмента. Тому важливо теоретично розкрити механізм утворення динамічних навантажень в умовах ударної взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом. Використовуючи отримані рішення, можна цілком обґрунтовано вирішувати питання управління динамікою процесу переривчастого різання.

Розглянемо процес стругання як найбільш типовий процес переривчастого різання.

Рух маси m (інструменту) під дією сили різання $P(x) = P_0$ у нерухомій системі координат описується диференціальним рівнянням:

$$c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) - P_0 = m \cdot \ddot{x}, \quad (1.143)$$

де c – наведена жорсткість системи інструмента у напрямі осі координат ox , Н/м;

V_0 – швидкість руху маси m (інструмента) у момент контакту із оброблюваною деталлю, м/с;

τ – час обробки, с.

Із урахуванням початкових умов: $x(\tau=0) = 0$; $\dot{x}(\tau=0) = V_1$ рішення диференціального рівняння (1.143) набуде вигляду:

$$x = \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{ctam}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi) + V_0 \cdot \tau - x_{ctam}, \quad (1.144)$$

де $k = \sqrt{c/m}$ – власна частота системи, Гц;

$x_{ctam} = P_0/c$ – статичне переміщення маси m від дії сили різання P_0 , м;

φ – початкова фаза.

У рухомій системі координат для нової змінної $x' = V_0 \cdot \tau - x$:

$$x' = x_{ctam} - \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{ctam}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (1.145)$$

Як видно, максимальне значення x' досягається за умови $\sin(k\tau - \varphi) = -1$. Тоді залежність (1.145) спроститься

$$x'_{max} = x_{ctam} + \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{ctam}^2}. \quad (1.146)$$

Очевидно, параметр x'_{max} перевищує значення x_{ctam} більш ніж удвічі. За умови $V_1 = V_0$ виконується умова $x'_{max} = 2 \cdot x_{ctam}$.

Випадок $V_1 < V_0$ має місце за нежорстким кріпленням інструмента, коли у результаті вибірки люфтів у стиках у момент урізання відбувається падіння швидкості руху інструмента від V_0 до V_1 . Після цього швидкість повинна відновитися до вихідного значення V_0 у результаті руху із прискоренням. Це призводить до динамічних навантажень інструмента. Найбільше значення x'_{max} досягається за умови $V_1 = 0$, тобто за повної зупинки інструмента у момент урізання. Зменшити величину x'_{max} можна шляхом виконання умови $V_1 = V_0$.

Розглянемо рішення диференціального рівняння (1.143) за початкових умов $x(0) = x_1$; $\dot{x}(0) = V_1$. Тоді

$$x' = x_{cmax} - \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + (x_{cmax} - x_1)^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (1.147)$$

Максимальне значення x'_{max} досягається за умови $\sin(k\tau - \varphi) = -1$:

$$x'_{max} = x_{cmax} + \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + (x_{cmax} - x_1)^2}. \quad (1.148)$$

За умов $V_1 = V_0$ і $x_1 = x_{cmax}$ параметр $x'_{max} = x_{cmax}$, тобто виключаються динамічні перевантаження, які діють на 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 $x_1 = x_{cmax}$ і другий доданок у підкореному вираженні залежності (1.148) дорівнює нулю. У іншому випадку (тобто за недостатньої жорсткості кріплення ріжучої пластинки, коли $x_1 < x_{cmax}$) це призведе до виникнення у технологічній системі додаткового динамічного навантаження. Те саме станеться і з першим доданком у підкореному вираженні залежності (1.148).

За недостатньої жорсткості кріплення ріжучої пластини виникне перепад швидкостей $(V_1 - V_0)$ і це призведе до додаткового динамічного навантаження. Отже, під час переривчастого різання необхідно забезпечити щільне прилягання ріжучої пластини до опорної поверхні різця. Це досягається, наприклад, шляхом застосування односторонньої ріжучої пластини, у якій інша сторона гладка і може щільно прилягати до опорної поверхні різця. При цьому необхідно забезпечити притискання пластини до різця із силою, що дорівнює або більше сили різання P_0 .

Проведені експериментальні дослідження підтвердили правочинність отриманого теоретичного рішення щодо різних умов переривчастого різання (обробки деталей із переривчастими поверхнями, а також зі зварювальними швами). Наприклад, встановлено, що стійкість різця, оснащеного двосторонньою ріжучою твердосплавною пластиною, із-за недостатньо щільного прилягання її до опорної поверхні, була меншою за стійкість різця, оснащеного односторонньою ріжучою твердосплавною пластиною.

Перспективними у цьому напрямі слід розглядати ріжучі твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями фірми ISCAR (Ізраїль), які добре заре-

комендували себе на багатьох машинобудівних підприємствах на ряді токарних операцій із напівчистової обробки деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. Це, зокрема, деталі – виливки, що виготовляються із різних матеріалів із великим вмістом піску, наявність якого, як відомо, різко знижує ріжучу здатність інструмента.

Обробку здійснювали різцями, оснащеними двосторонньою твердосплавною пластиною CNMG 190616-NR іс 9250. Ця пластина має форму ромба 800 (рис. 1.27) із подвійним стружколом NR, що дозволяє ефективно дробити стружку. Пластина добре працює на удар, тому її досліджували за різних умов різання, включаючи обробку переривчастих поверхонь.

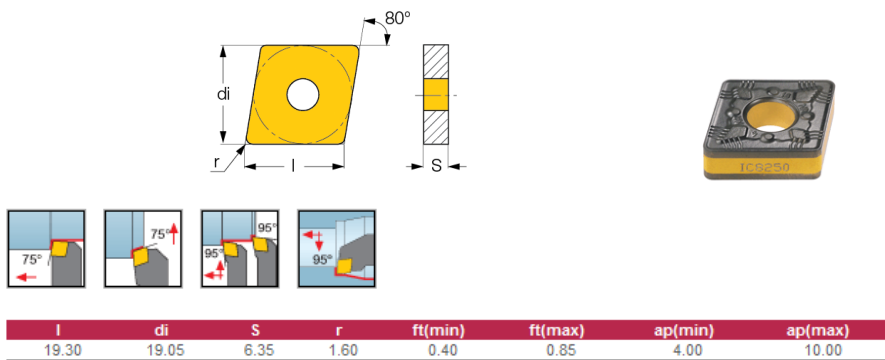


Рисунок 1.27 – Загальний вигляд та геометричні параметри пластины CNMG 190616-NR іс 9250

1. Спочатку здійснювали обробку точінням циліндричної зовнішньої (переривчастої) поверхні деталі діаметром 296 мм і довжиною 120 мм на токарному верстаті моделі 16K40Ф без застосування мастильно-охолоджувальної рідини. Режим різання: частота обертання оброблюваної деталі $n = 160$ об./хв; швидкість різання $V = 148,7$ м/хв; подача $S = 0,4$ мм/об.; глибина різання $t = 2 - 3$ мм. Експериментально встановлено, що стійкості однієї ріжучої кромки пластины достатньо для обробки 6 деталей. Під час випробування ріжучих пластин інших виробників встановлено, що стійкість ріжучої кромки була нижчою. Це указує на ефективність використання інструментів фірми ISCAR. Відносно низька стійкість пластин, що випробовуються, у даних умовах обумовлена особливістю обробки переривчастих поверхонь, яка характеризується ударним характером взаємодії ріжучої кромки пластины із оброблюваною деталлю, що

призводить до достатнього інтенсивного зношування інструменту і втрати його ріжучої здатності.

2. Позитивні результати із точки зору стійкості ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттями фірми ISCAR було отримано під час точення торцевих і циліндричних переривчастих поверхонь деталей діаметром 802 ... 777 мм на вертикально-карусельному верстаті. Обробку здійснювали із режимом різання: $n = 40$ об./хв; подача $S = 0,36$ мм/об.; глибина різання $t = 3$ мм.

3. Ріжучі інструменти ISCAR позитивно зарекомендували себе і на операціях чистової обробки. Так, під час точення деталі – корпусу зі зварювальними швами діаметром 500 мм і довжиною 663 мм досягнуто найкращої чистоти оброблюваної поверхні з усіх інструментів різних виробників. Режим різання: $n = 127$ об./хв; $S = 0,118$ мм/об.; $t = 1,2$ мм.

Під час точіння циліндричної і торцевої поверхонь деталі діаметром 500 мм і довжиною 148 мм, виготовленої із сталі 35ХМ, на операції чистової обробки також досягнуто високу чистоту оброблюваної поверхні, яка не досягалася інструментами інших фірм-виробників (вітчизняних і зарубіжних). Режим різання: $n = 107$ об./хв; швидкість різання $V = 168$ м/хв; глибина різання $t = 5 - 6$ мм; подача $S = 1,2$ мм/об.; кількість проходів – 4. При цьому стійкість інструмента була найбільшою із усіх інструментів, що випробовувалися. Це обумовлено відносно низькою силовою і тепловою напруженостями процесу різання у зв'язку із низьким коефіцієнтом тертя f інструмента із оброблюваним матеріалом. Це витікає з аналітичної залежності (1.42) для визначення умовного напруження різання (енергоємності обробки) із урахуванням коефіцієнта різання $K_{piz} = ctg(\psi - \gamma)$. Як видно, зменшення умовного кута тертя оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею інструмента ψ (відповідно, коефіцієнта тертя f) призводить до зниження силової напруженості процесу різання.

Виявлені нові технологічні можливості високошвидкісної обробки із застосуванням сучасних ріжучих лезових твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями дозволили розробити високопродуктивні кінематичні схеми формоутворення поверхонь деталей машин, що реалізуються на високооберткових верстатах із ЧПУ типу "обробний центр", і оптимальні технологічні маршрути обробки із мінімально можливою кількістю фінішних операцій. Це дозволяє ефективно застосовувати нове коштовне імпортне обладнання і різальні лезові твердосплавні та керамічні інструменти зі зносостійкими покриттями.

1.10. Визначення властивостей міцності абразивних і лезових ріжучих інструментів

Як показано в п. 1.3, методи обробки металів різанням у силу простоти реалізації та високої ефективності набули широкого застосування під час формоутворення поверхонь деталей машин.

Однак досягнення високих показників продуктивності та собівартості обробки обмежено в основному такими чинниками, як зношування і стійкість ріжучого інструмента.

Як показує практика, застосування інструментальних матеріалів підвищеної твердості дозволяє зменшити інтенсивність зношування інструментів під час різання і підвищити їх стійкість. Разом із тим, в умовах різання важкооброблюваних матеріалів проблема підвищення ріжучої здатності інструмента залишається, як і раніше, відкритою, та потребує нових рішень. Це стосується як лезової, так і абразивної обробки (шліфування).

У роботі [49] наведено результати розрахунків на міцність ріжучих інструментів та сформульовано умови підвищення їх працездатності.

У роботах [15; 98] проведено аналіз технологічних можливостей процесу шліфування із урахуванням міцності ріжучих зерен.

Однак на основі отриманих рішень складно із єдиних позицій оцінити технологічні можливості абразивних та лезових інструментів за критерієм їхньої міцності. Це не дозволяє науково обґрунтовано підійти до вибору оптимальних варіантів механічної обробки деталей машин, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, наприклад, наплавлених матеріалів із твердістю *HRC* 60 – 63, які у даний час обробляються як із використанням методів круглого зовнішнього та внутрішнього шліфування абразивними і алмазними кругами, так і з використанням лезових твердосплавних і алмазних інструментів. Також складно зробити науково обґрунтований вибір найбільш ефективних сучасних збірних конструкцій лезових ріжучих інструментів закордонного виробництва, виготовлених із твердих сплавів із різними зносостійкими покриттями, які відрізняються високою вартістю порівняно із вітчизняними інструментами та які в останні роки почали широко застосовувати на машинобудівних підприємствах України. Тому важливо отримати загальне теоретичне рішення для оцінювання міцності як абразивних, так і лезових ріжучих інструментів та на його основі з єдиних позицій визначити технологічні можливості використання на практиці методів абразивної та лезової обробки.

Для вирішення поставленого завдання скористаємося відомою аналітичною залежністю для визначення умовного напруження різання σ під час мікрорізання зі змінною товщиною зрізу одиничним зерном у формі шару (1.44) [77]. Застосуємо цю залежність для визначення граничного напруження, що виникає у ріжучому зерні шліфувального круга, графічно показаного на рис. 1.28.

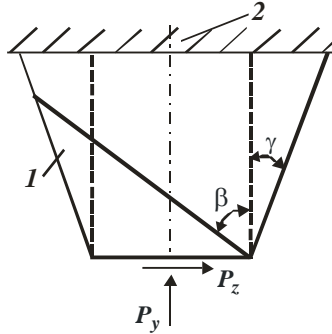


Рисунок 1.28 – Розрахункова схема напружень, які виникають у абразивному зерні під час мікрорізання: 1 – зерно; 2 – зв'язка круга

Припустимо, що руйнування ріжучого зерна відбувається під деяким кутом β від дії радіальної P_y та тангенційної P_z складових сили різання. Відносно цієї розрахункової схеми, у залежності (1.44) за величину σ слід розглядати умовне напруження $\sigma_{зерн}$, що виникає у ріжучому зерні, а за величину $\tau_{зсув}$ – межу міцності на зсув інструментального матеріалу (зерна) $\tau_{зсув_{зерн}}$, за кутом α – кут γ , а за кутом $\psi_1 = \gamma + \psi$ – кут ψ . У результаті залежність (1.44) набуде вигляду:

$$\sigma_{зерн} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув_{зерн}} \cdot \cos \psi \cdot \cos \gamma}{1 - \sin \psi_1}. \quad (1.149)$$

Приймаючи значення $\gamma = 0$ і $\psi = 0$, тобто розглядаючи стиск силою P_y абразивного зерна у вигляді циліндра, із залежності (1.149) витікає відношення $\sigma_{зерн} = 2 \cdot \tau_{зсув_{зерн}} = \sigma_{ст}$ (де $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск абразивного зерна, Н/м²). У цьому випадку кут β , за яким відбувається руйнування ріжучого абразивного зерна, дорівнює $\beta = 45^\circ$. Це рішення узгоджується із відомими експериментальними даними, що указує на його достовірність.

Очевидно, за умови $\psi_1 \rightarrow 90^\circ$ умовне напруження, що виникає у ріжучому зерні у процесі мікрорізання, набуває нескінченного значення $\sigma_{зерн} \rightarrow \infty$ (рис. 1.29). Із фізичної точки зору це означає, що ріжуче зерно у процесі мікрорізання не руйнується (незалежно від величини $\tau_{зсув_{зерн}}$), а поверхнево зношується. Цим можна пояснити те, що, незважаючи на невелику межу міцності на стиск абразивних зерен, вони не руйнуються під час мікрорізання, наприклад, твердих сплавів, які характеризуються значною межею міцності на стиск. Так, межа міцності на стиск алмазу дорівнює 2000 Н/мм^2 , карбіду бору – 1800 Н/мм^2 , карбіду кремнію – 1500 Н/мм^2 , електрокорунду – 60 Н/мм^2 , тоді як межа міцності на стиск твердого сплаву Т15К6 складає 3900 Н/мм^2 , твердого сплаву ВК8 – $4000 \dots 5000 \text{ Н/мм}^2$ [112].

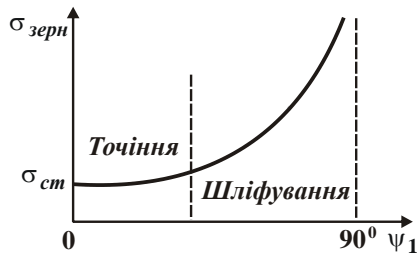


Рисунок 1.29 – Залежність $\sigma_{зерн}$ від кута ψ_1

Отже, під час мікрорізання одиничним зерном виконуються умови $\psi_1 \rightarrow 90^\circ$ і $\sigma_{зерн} \rightarrow \infty$, що забезпечує тривалу роботу абразивного зерна без руйнування. Зі зменшенням кутів γ і ψ умовне напруження $\sigma_{зерн}$, що виникає у ріжучому зерні, зменшується і збільшує імовірність його руйнування. Із цього можна зробити висновок, що саме форма ріжучого зерна, а не його міцність визначає умову руйнування зерна.

У лезового ріжучого інструмента передній кут γ , зазвичай, позитивний. Тоді залежність (1.149) набуде вигляду:

$$\sigma_{зерн} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув_{зерн}} \cdot \cos \psi \cdot \cos \gamma}{1 - \sin(\psi - \gamma)}. \quad (1.150)$$

Як видно, кут $(\psi - \gamma)$ у даному випадку менше кута $(\psi + \gamma)$, що входить у залежність (1.149). Відповідно, менше і величина $\sigma_{зерн}$. Отже, лезовий ін-

струмент із погляду геометрії ріжучої частини менш міцний, ніж абразивне зерно. Цим пояснюється той факт, що ефект від застосування лезових інструментів в умовах різання важкооброблюваних матеріалів, які характеризуються високою твердістю (твердих сплавів, керамік тощо) значно нижче, ніж від застосування абразивних інструментів (шліфувальних кругів). Власне, цим можна пояснити, що обробка алмазів, що характеризуються найбільшою твердістю із усіх матеріалів, що зустрічаються у природі, здійснюється виключно методами шліфування алмазними кругами і доведенням вільним абразивом (алмазним порошком).

Підвищити міцність ріжучої частини лезового інструмента, виходячи із залежності (1.150), можна, головним чином, шляхом створення негативного переднього кута γ , що забезпечує збільшення кута $(\psi + \gamma)$ і функції $\sin(\psi + \gamma) \rightarrow 1$.

Приймаючи значення $\gamma = 0$ і $\psi = 0$, тобто в умовах звичайного стиску силою P_y абразивного різального зерна у формі циліндра, із залежності (1.150) витікає відношення $\sigma_{зерн} = 2 \cdot \tau_{зсув_{зерн}}$. Як відомо, для сталей межа міцності на стиск також приблизно у 2 рази більше межі міцності на зсув. Тому одержане вище теоретичне рішення узгоджується із відомими експериментальними даними, що указує на його достовірність.

Необхідно зазначити, що умовне напруження різання σ , що визначається залежністю (1.44), у процесі мікрорізання діє в напрямі тангенціальної складової сили різання P_z , а умовне напруження $\sigma_{зерн}$, що виникає у ріжучому зерні, діє в напрямі радіальної складової сили різання P_y . У зв'язку із цим, визначимо складову умовного напруження різання σ у радіальному напрямі, тобто у напрямі дії тангенціальної складової сили різання P_y .

Для зручності аналізу позначимо умовне напруження різання, що діє у напрямі тангенціальної складової сили різання P_z , у вигляді $\sigma = \sigma_z$, тоді умовне напруження різання σ_y , що діє в напрямі радіальної складової сили різання P_y , набуде вигляду $\sigma_y = \sigma_z / K_{ш}$, де $K_{ш} = P_z / P_y = \text{ctg } \psi_1$ – коефіцієнт шліфування [131].

Після перетворень із урахуванням умови $\alpha = 0$ залежність (1.44) виразиться:

$$\sigma_y = \frac{2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin \psi_1}{1 - \sin \psi_1}. \quad (1.151)$$

Оскільки за фізичною суттю умовне напруження різання σ_y , що діє в напрямі радіальної складової сили різання P_y , дорівнює умовному напруженню, що виникає у ріжучому зерні $\sigma_{зерн}$ (тобто $\sigma_y = \sigma_{зерн}$), то із порівняння залежностей (1.151) і (1.149), маємо:

$$\frac{\tau_{зсув_{зерн}}}{\tau_{зсув}} = \frac{\sin(\psi + \gamma)}{\cos \psi \cdot \cos \gamma} = tg \psi + tg \gamma. \quad (1.152)$$

Відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув}$ однозначно визначається умовним кутом тертя абразивного зерна із оброблюваним матеріалом ψ і переднім кутом ріжучого зерна γ . Із їх збільшенням відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув}$ збільшується, приймаючи значення, що більше одиниці. Однак, як показано раніше, ця умова фактично нездійсненна під час різання абразивними зернами важкооброблюваних матеріалів (наприклад, твердих сплавів, наплавних матеріалів та ін.), коли відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув} < 1$. Тому для виконання умови (1.152) необхідно умовний кут тертя абразивного зерна із оброблюваним матеріалом ψ і передній кут ріжучого зерна γ зменшувати, здійснюючи процес різання "гострими" абразивними зернами, наприклад, шляхом використання для цього алмазних зерен, що характеризуються найбільшою гостротою ріжучих кромок і найменшим коефіцієнтом тертя із оброблюваним матеріалом.

Із отриманого рішення витікає, що інтенсивність збільшення умовного напруження різання σ_y , що визначається залежністю (1.151), зі збільшенням умовного кута тертя абразивного зерна із оброблюваним матеріалом ψ і переднього кута ріжучого зерна γ перевищує інтенсивність збільшення умовного напруження, що виникає у ріжучому зерні $\sigma_{зерн}$ і визначається залежністю (1.150). У результаті міцності ріжучого абразивного зерна недостатньо, і воно руйнується.

За значеннями кутів ψ і γ менше 45° , очевидно, перший і другий доданки залежності (1.152) приймають значення менше одиниці. У цьому випадку можливий процес різання за умови $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув} < 1$. Цим можна пояснити можливість ефективної обробки, наприклад, алмазними зернами алмазних лезових інструментів на операціях загострювання, застосовуючи для цього алмазні круги на органічних зв'язках або на міцних металевих зв'язках із введенням в зону різання або автономно до круга у процесі загострювання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів, тобто застосу-

ванням методів алмазного електроерозійного шліфування із метою своєчасного видалення із робочої поверхні круга алмазних ріжучих зерен, що затупилися у процесі обробки. Однак для ефективного здійснення процесу шліфування необхідно забезпечити високу гостроту ріжучих алмазних зерен (зменшити передній кут ріжучого алмазного зерна γ).

Під час різання лезовими інструментами із позитивним переднім кутом ($\gamma > 0$) залежність (1.152) набуде вигляду:

$$\frac{\tau_{зсув_{зерн}}}{\tau_{зсув}} = tg \psi - tg \gamma. \quad (1.153)$$

У цьому випадку відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув} < 1$ і руйнування ріжучого клина інструмента на задній поверхні не відбудеться. Його руйнування можливе від силової дії на передній поверхні ріжучого клина інструмента. Цим доведено, що механізми руйнування абразивного зерна та ріжучого клина лезового інструмента у процесі різання різні.

У першому випадку руйнування абразивного зерна визначається силовою дією на задній поверхні (на майданчику зношування зерна), у другому випадку – силовою дією на передній поверхні лезового інструмента. Тому в першому випадку необхідно зменшувати негативний передній кут зерна, фактично не допускаючи його затуплення у процесі обробки, наприклад, завдяки застосуванню у процесі шліфування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках та ефективних методів їх електроерозійного правлення, що забезпечує їхню високу ріжучу здатність.

У другому випадку, навпаки, з'являється можливість різання лезовим інструментом із негативним переднім кутом, що дозволяє більш повно використати властивості міцності інструмента, зменшити його зношування і підвищити продуктивність обробки.

Така відмінність механізмів руйнування абразивного та лезового інструментів обумовлена межею міцності на стиск інструментального матеріалу, який у абразивних зерен менше, ніж у лезових інструментів, виготовлених із твердих сплавів або швидкорізальної сталі.

Висновки

1. У роботі проведено аналіз загальних закономірностей функціонування процесів фінішної механічної обробки із метою забезпечення параметрів якості, точності та продуктивності обробки. Показано, що із появою на під-

приємствах металорізальних вертатів із ЧПУ типу "обробний центр" та сучасних ріжучих лезових інструментів зі зносостійкими покриттями успішно вирішуються завдання високоточної обробки деталей машин. У результаті машинобудівна продукція, що виготовляється, стає цілком конкурентоспроможною на світових ринках. Цьому також сприяє широке використання комп'ютерної техніки та математичного забезпечення методології вибору раціональних варіантів механічної обробки, що дозволяє оптимізувати структуру та параметри створюваних технологічних процесів фінішної механічної обробки.

2. Наведено аналітичні залежності для визначення основних параметрів механічної обробки: продуктивності обробки, сили та умовного напруження різання (енергоємності обробки), товщини нагрітого шару оброблюваного матеріалу під час лезової обробки та шліфування. На їх основі встановлено ефективність застосування силового та високошвидкісного різання із точки зору зниження силової та теплової напруженостей процесу різання завдяки можливості зменшення умовного напруження різання шляхом зниження інтенсивності тертя у зоні обробки та підвищення ріжучої здатності інструмента.

3. Теоретично встановлено, що під час шліфування енергоємність обробки завжди більше, ніж під час точіння у зв'язку із негативними передніми кутами ріжучих абразивних зерен і тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Встановлено, що на енергоємність обробки суттєво впливає радіальна складова сили різання. Тому основною умовою зменшення енергоємності необхідно розглядати, насамперед, зменшення радіальної складової сили різання. Отримані теоретичні рішення можна використовувати під час вибору раціональних методів механічної обробки деталей машин, режимів різання, характеристик інструментів та інших умов обробки.

4. Теоретично визначено умови зменшення енергоємності обробки під час шліфування із урахуванням кута входу абразивного зерна у оброблюваний матеріал. Вони полягають у зміні форми мікрорізів ріжучими зернами: переходом від зустрічного шліфування периферією круга до кінематичних схем торцевого і попутного шліфування периферією круга, зменшенні інтенсивності тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом і зменшенні негативного переднього кута ріжучого зерна шляхом застосування кругів із синтетичних надтвердих матеріалів. Під час лезової обробки вони полягають, наприклад, у застосуванні тангенціального точіння, попутного фрезерування, особливо, торцевою фрезою. Теоретично визначено діапазони зміни умовного кута тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом і негативного переднього кута ріжучого зерна, за досягнення яких енергоємність обробки на-

буває найменших значень. Показано, що характер зміни енергоємності обробки обумовлено зміною умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу. Встановлено, що нескінченні значення енергоємності обробки досягаються за умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, що дорівнює куту входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал. Тому необхідно збільшувати умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні різання та негативного переднього кута ріжучого зерна. Теоретично визначено умови підвищення ефективності механічної обробки завдяки збільшенню відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання, а також відношення товщини зрізу до радіусу округлення вершини ріжучого інструмента.

5. Виконано оцінювання впливу коливань, виникаючих у технологічній системі, на параметри механічної обробки. Розрахунками встановлено, що в умовах ударного характеру взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, зменшуються, а сила, що діє на ріжучий інструмент, збільшується і призводить до його підвищеного зношування і навіть до руйнування. Встановлено, що запізнення пружних переміщень від дії короточасних динамічних навантажень негативно впливає на працездатність шліфувального круга під час шліфування деталей із переривчастими поверхнями і вимагає переходу від схеми багато-прохідного шліфування (зі збільшеною швидкістю переміщення деталі) до схеми глибинного шліфування (із незначною швидкістю переміщення деталі).

6. У роботі проведено порівняння технологічних можливостей абразивних та лезових ріжучих інструментів за критерієм їхньої міцності. Теоретично доведено, що у зв'язку із різницею меж міцності на стиск інструментальних матеріалів, що використовують у абразивних та лезових інструментах, механізми руйнування ріжучої частини цих інструментів різні. Абразивні зерна під час шліфування руйнуються переважно від силової дії на їхній задній поверхні, а лезові інструменти – від силової дії на їхній передній поверхні. Тому з точки зору більш повного використання властивостей міцності ріжучих інструментів під час різання важкооброблюваних матеріалів, негативний передній кут ріжучого зерна необхідно зменшувати (забезпечуючи в умовах шліфування високу гостроту ріжучих зерен), а передній кут лезового інструмента встановлювати негативним. Це дозволить підвищити стійкість абразивних та лезових ріжучих інструментів, продуктивність та якість обробки деталей машин, особливо, в умовах періодичного різання та ударного характеру взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом.

Розділ 2

Спрощений підхід до розрахунку температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки

2.1. Аналітичне визначення параметрів теплового процесу під час механічної обробки

Основним обмежуючим чинником підвищення продуктивності та якості механічної обробки є виникнення високих температур різання, які знижують стійкість ріжучого інструмента і призводять до різних температурних дефектів поверхневого шару оброблюваної деталі, що погіршує її експлуатаційні властивості. Вивченню температури різання у науково-технічній літературі приділено дуже багато уваги. Однак, і досі відсутні прості інженерні аналітичні залежності для розрахунку температури різання. Отримані рішення, як правило, зводяться до розрахунку складних температурних полів на основі рівняння Лапласа, що не дозволяє просто і зрозуміло простежити хід формування температури різання та оцінити вплив на неї різних технологічних чинників: режимів різання, характеристик інструмента тощо. Цим можна пояснити різний, встановлений експериментально, характер зміни температури різання залежно від умов обробки. У одних випадках температура різання безперервно збільшується зі зміною параметрів режиму різання, а в інших – спочатку збільшується, потім фактично стабілізується. Такий характер зміни температури різання спостерігається як за умов абразивної так лезової обробки. Разом із тим, відсутній єдиний підхід до аналізу зміни температури різання для різних видів механічної обробки, який, очевидно, повинен базуватися на єдиному поданні механізму формування температури різання незалежно від виду обробки та ріжучих інструментів. Такі рішення надзвичайно важливі для оцінювання технологічних можливостей (із точки зору зменшення температури різання) різних процесів обробки, особливо, із метою обґрунтування умов підвищення якості обробки.

Питанням дослідження теплових процесів під час механічної обробки приділяють значну увагу. Ці процеси надзвичайно складні та вимагають застосування рівнянь математичної фізики для аналітичного опису теплових полів у зоні різання. Разом із тим, для інженерного розрахунку температури різання важливо мати достатньо прості рішення, що дозволяють аналітично описати температуру у вигляді простих залежностей. Це вимагає розроблення

нових підходів до розрахунку та аналізу температури, особливо, поверхневого шару деталі із метою визначення умов її бездефектної обробки.

Серед великої кількості фундаментальних робіт із теплофізики механічної обробки слід, особливо, виділити роботи професора Якимов О. В. [152; 153], які переважно присвячені теплофізиці процесу шліфування, але у яких також сформульовано загальні підходи до розрахунку температури поверхневого шару оброблюваної деталі під час механічної обробки. У своїх роботах щодо теплової напруженості процесу шліфування професор Якимов О. В. вдало поєднав теоретичні рішення, отримані на основі розрахунку складних температурних полів методами математичної фізики, і рішення, отримані на основі спрощених розрахункових схем, наприклад, розглядаючи оброблюваний матеріал у вигляді безлічі адіабатичних прямолінійних стержнів, на торцях яких у зоні шліфування діє рухоме теплове джерело, що дозволяє моделювати умови механічної взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом. У пізніших роботах професор Якимов О. В. запропонував розглядати процес перерізання адіабатичних стержнів, тобто процес руху теплового джерела вздовж адіабатичного стержня, що дозволяє наблизити розрахункову схему теплоутворення під час різання до реальної та простежити механізм формування температури у більш складних умовах.

У більшості випадків на практиці процес шліфування використовують на операціях напівчистої обробки для формування параметрів якості та точності до подальших операцій чистої обробки [54]. До нього пред'являються високі вимоги щодо забезпечення точності розміру та шорсткості обробки, виключення температурних та механічних дефектів поверхневого шару оброблюваної заготовки. Найбільш поширеним недоліком шліфування є поява припикань на оброблюваній поверхні, особливо, під час обробки матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями.

Існує багато способів їх усунення [55]. Разом із тим, не вивчивши ґрунтовно фізику теплових процесів під час шліфування, важко кардинально вирішити проблему виключення температурних дефектів обробки. Тому нижче проведено теоретичний аналіз теплового балансу та температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки.

Розрахунок температури шліфуванні, зазвичай, здійснюють на основі розрахункової схеми переміщення теплового джерела вздовж напівплощини [152]. Ця схема фактично відповідає умовам тертя шліфувального круга із оброблюваним матеріалом і не враховує процес різання (процес зняття припуску). Так, у класичній спрощеній розрахунковій схемі, вперше запропонованій

професором Якимовим О. В., поверхневий шар обробленої деталі представлено безліччю адіабатичних стержнів, які нагріваються до температури шліфування за час їх контакту із шліфувальним кругом. У наступних роботах, щоб врахувати фізику різання (знімання припуску), професор Якимов О. В. запропонував розглядати умови перерізання адіабатичних стержнів (у межах товщини припуску, що знімається). У цьому випадку передбачається, що адіабатичні стержні виступають над обробленою поверхнею на величину, що дорівнює глибині шліфування, і в процесі шліфування зрізаються. У результаті отримали вирішення завдання щодо нагрівання адіабатичного стержня від дії прикладеного на його вільному кінці теплового джерела, що рухається із певною швидкістю вздовж адіабатичного стержня. Тому далі на основі нового спрощеного підходу важливо провести теоретичний аналіз параметрів теплового процесу без урахування та із урахуванням перерізання адіабатичних стержнів.

Розрахунок температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки виконаємо на прикладі плоского шліфування периферією круга. Оброблювану деталь представимо у вигляді нескінченної множини прямолінійних адіабатичних стержнів довжиною l_2 і площею поперечного перерізу S , розташованих за нормаллю до обробленої поверхні (рис. 2.1).

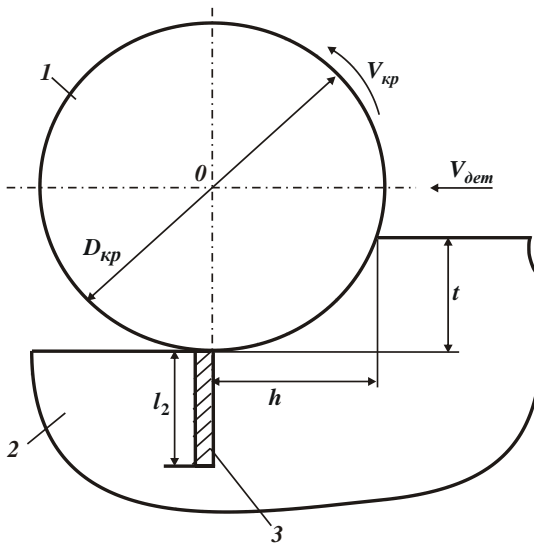


Рисунок 2.1 – Розрахункова схема плоского шліфування: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичний стержень поверхневого шару деталі

Проведемо аналіз теплопровідності адіабатичного стержня. Кількість тепла, що проходить через адіабатичний стержень за встановленим тепловим потоком, визначається відомою із курсу фізики залежністю:

$$Q = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_2 - \theta_1}{l_2} \cdot \tau, \quad (2.1)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·К;
 θ_1, θ_2 – температури на кінцях стержня, К;
 τ – час дії теплового потоку, с.

За час дії теплового потоку температура адіабатичного стержня збільшилася від значення θ_1 (рівного температурі на вільному кінці адіабатичного стержня) до значення θ_2 (рівного температурі у місці контакту круга із адіабатичним стержнем). Тоді середня температура адіабатичного стержня дорівнює $\theta_{cp} = 0,5 \cdot (\theta_2 - \theta_1)$. Виходячи із цього, кількість тепла Q , що призвела до підвищення температури стержня θ_{cp} , визначиться:

$$Q = m \cdot c \cdot 0,5 \cdot (\theta_2 - \theta_1), \quad (2.2)$$

де $m = S \cdot l_2 \cdot \rho_m$ – маса адіабатичного стержня, кг;
 ρ_m – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;
 c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К).

Порівнюючи значення кількості тепла Q , що визначаються залежностями (2.1) і (2.2), отримано розрахункову залежність для встановлення довжини адіабатичного стержня l_2 , тобто товщини поверхневого шару матеріалу, в якому концентрується тепло:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2\tau \cdot \lambda}{c \cdot \rho_m}}. \quad (2.3)$$

Тут $\theta = \theta_2$, а параметром θ_1 , у зв'язку із його малістю для спрощення розрахунків можна знехтувати. Із урахуванням залежностей $Q = N \cdot \tau$ і $q = N/S$ (де N, q – відповідно, потужність та щільність теплового джерела) та залежностей (2.1) і (2.3), маємо:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} \quad (2.4)$$

або

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2\tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}}. \quad (2.5)$$

Таким чином отримано розрахункову залежність для визначення температури на торці вільного кінця адіабатичного стержня, тобто для визначення температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки.

Середню швидкість поширення тепла вглиб стержня (тобто вглиб оброблюваного матеріалу) отримаємо на основі відношення l_2/τ :

$$V_{\theta, cp} = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot \tau}}. \quad (2.6)$$

Миттєву швидкість поширення тепла вглиб стержня отримаємо шляхом диференціювання за часом τ довжини стержня l_2 :

$$V_{\theta} = \frac{dl_2}{d\tau} = \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot \tau}}. \quad (2.7)$$

Як видно, середня швидкість поширення тепла $V_{\theta, cp}$ вдвічі більша за миттєву швидкість поширення тепла V_{θ} .

Розрахуємо параметри $\tau = h/V_{\theta, dem}$, l_2 і V_{θ} (де $V_{\theta, dem}$ – швидкість деталі, м/с; h – довжина дуги контакту круга із деталлю, м, визначається за залежністю [131]: $h = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}$; t – глибина шліфування, м; $\rho = \frac{1}{R_{kp}} + \frac{1}{R_{dem}}$; R_{kp} , R_{dem} – радіуси круга і деталі, м), рис. 2.1.

Для плоского шліфування $R_{dem} \rightarrow \infty$, тоді $h = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{kp}}$; $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{kp}}}{V_{dem}} = \frac{t \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{kp}}}{Q_{num}}$, де $Q_{num} = t \cdot V_{dem}$ – питома продуктивність обробки, м²/с (що припадає на одиницю ширини круга). За даними: $2R_{kp} = 0,3$ м; $Q_{num} = 600$ мм²/хв = 10^{-5} м²/с, $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho_m = 15 \cdot 10^3$ кг/м³ для алмазного шліфування твердого сплаву ВК8) [79], визначимо час τ для двох випадків: багатопрохідного ($t_1 = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м) та глибинного ($t_2 = 10^{-3}$ м) алмазного шліфування (табл. 2.1).

Таблиця 2.1 – Розрахункові значення параметрів τ , l_2 , V_{θ} , $V_{\theta, cp}$, θ

Вид шліфування	τ , с	$l_2 \cdot 10^{-3}$, м	$V_{\theta} \cdot 10^{-3}$, м/с	$V_{\theta, cp} \cdot 10^{-3}$, м/с	θ , К
Багатопрохідне	0,00173	0,255	74	5,8	470
Глибинне	1,73	8,1	2,34	0,58	1500

Параметри l_2 і V_θ для двох випадків визначаються, відповідно, за залежностями (3.3) і (2.7), табл. 2.1.

Під час розрахунку температури поверхневого шару деталі θ за залежністю (2.5) невідомим параметром є щільність теплового потоку:

$$q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{B \cdot h}, \quad (2.8)$$

де P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

B – ширина шліфування (ширина круга), м.

Тангенціальну складову сили різання P_z отримаємо на основі відомого співвідношення [151]:

$$\sigma \cdot K_{piz} = 2 \cdot \sigma_{cm} = const, \quad (2.9)$$

розглядаючи умовне напруження різання $\sigma = P_z / S_{мит} = P_z \cdot V_{кр} / Q$, де $K_{piz} = K_{ш} = P_z / P_y$ – коефіцієнт різання (шліфування); P_y – радіальна складова сили різання, Н; σ_{cm} – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м²; $S_{мит}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²; Q – продуктивність обробки, м³/с. Тоді тангенціальна складова сили різання P_z виразиться:

$$P_z = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot Q}{K_{ш} \cdot V_{кр}}. \quad (2.10)$$

Після підстановки залежності (2.10) у залежність (2.8), маємо:

$$q = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot Q}{B \cdot h \cdot K_{ш}} = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot Q_{num}}{h \cdot K_{ш}}, \quad (2.11)$$

де $Q_{num} = Q / B$.

Отже, щільність теплового потоку q тим більше, чим більше міцність оброблюваного матеріалу σ_{cm} , продуктивність обробки Q і чим менше коефіцієнт різання під час шліфування $K_{ш}$ та довжина дуги контакту круга із деталлю h .

Для вихідних значень: $\sigma_{cm} = 4 \cdot 10^9$ Н/м²; $Q_{num} = 10^{-5}$ м²/с; $K_{ш} = 0,5$ розрахуємо температуру поверхневого шару деталі θ за залежністю (2.5) із урахуванням залежності (2.11) для двох випадків, що розглядаються (табл. 3.1). Температура поверхневого шару деталі під час багатопрхідного алмазного шліфування менше, ніж під час алмазного глибинного шліфування.

Визначимо швидкість V_{piz} перерізання адіабатичного стержня довжиною, що дорівнює глибині шліфування (рис. 2.2), тобто $V_{piz} = t / \tau$. Результати розрахунків наведено у табл. 2.1 із урахуванням вихідних даних для двох даних випадків шліфування.

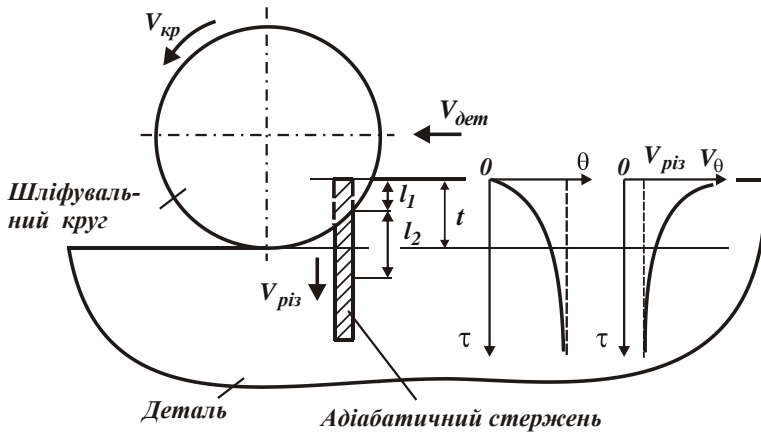


Рисунок 2.2 – Розрахункова схема шліфування із урахуванням перерізання адіабатичного стержня : 1 – круг; 2 – адіабатичний стержень

Як видно, миттєва швидкість поширення тепла V_{θ} значно більше швидкості V_{piz} перерізання адіабатичного стержня алмазним кругом. Тому для умов шліфування процес перерізання адіабатичного стержня у розрахунках можна не враховувати. Достатньо обмежитися спрощеною розрахунковою схемою, яка не враховує перерізання адіабатичних стержнів, та отриманими спрощеними аналітичними залежностями (2.3), (2.5) і (2.7).

Однак ці залежності справедливі за умов обробки, що забезпечують виконання нерівності $V_{\theta} > V_{piz}$. Як витікає із залежності (2.7), зі збільшенням часу τ швидкість розповсюдження тепла вглиб адіабатичного стержня V_{θ} безперервно зменшується і за певних умов стає рівною швидкості V_{piz} , тобто $V_{\theta} = V_{piz}$. У цьому випадку відбудеться стабілізація теплового процесу внаслідок того, що кількість тепла, що підводиться до адіабатичного стержня, стає рівною кількості тепла, що відводиться від адіабатичного стержня (завдяки його перерізанням).

За умови $V_\theta > V_{piz}$ кількість тепла, що підводиться до адіабатичного стержня, перевищує кількість тепла, що відводиться від нього, тобто майже все тепло, яке підводиться до адіабатичного стержня, залишається в ньому і витрачається на його нагрівання. Відведення тепла від адіабатичного стержня у цьому випадку практично відсутнє.

За умови стабілізації теплового процесу (тобто процесу нагрівання адіабатичного стержня) $V_\theta = V_{piz}$ із урахуванням залежності (2.7) визначимо час τ , який за фізичною сутністю відповідає часу теплового насичення адіабатичного стержня:

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_M \cdot V_{piz}^2}. \quad (2.12)$$

Як видно, час τ тим менше, чим більше швидкість перерізання адіабатичного стержня V_{piz} .

Підставимо залежність (2.12) у залежності (2.3) і (2.5):

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_M \cdot V_{piz}}, \quad (2.13)$$

$$\theta = \frac{q}{c \cdot \rho_M \cdot V_{piz}}. \quad (2.14)$$

Щільність теплового потоку q , що виникає під час перерізання адіабатичного стержня зі швидкістю V_{piz} можна представити так:

$$q = \frac{P_{z_1} \cdot V_{kp}}{S} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{kp}} \cdot \frac{V_{kp}}{S} = \sigma \cdot V_{piz}, \quad (2.15)$$

де P_{z_1} – тангенціальна складова сили різання, Н;

V_{kp} – швидкість круга, м/с;

S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м²;

σ – умовне напруження різання під час шліфування, Н/м²;

$Q = S \cdot V_{piz}$ – продуктивність процесу перерізання стержня, м³/с.

Тоді залежність (2.14) набуде вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_M} \quad (2.16)$$

або із урахуванням співвідношення (2.9):

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{c \cdot \rho_M \cdot K_{ui}}. \quad (2.17)$$

Із залежностей (2.16) і (2.17) витікає, що температура θ визначається лише одним змінним параметром σ (або коефіцієнтом шліфування $K_{ш}$), тобто залежить, головним чином, від ріжучої здатності круга. Чим вище ріжуча здатність круга, тим менше температура шліфування θ і навпаки. У табл. 2.2 наведено розрахункові значення параметрів τ , l_2 і θ , що отримані на основі залежностей (2.12), (2.13) і (2.17) із урахуванням наведених вище вихідних даних для плоского алмазного шліфування твердого сплаву ВК8.

Таблиця 2.2 – Розрахункові значення параметрів τ , l_2 , $V_\theta = V_{piz}$, θ

Вид шліфування	τ , с	$l_2 \cdot 10^{-3}$, м	$(V_\theta = V_{piz}) \cdot 10^{-3}$, м/с	θ , К
Багатопрхідне	0,28	3,27	5,8	6064
Глибинне	28,2	32,67	0,58	6064

Як видно, параметри τ , l_2 і θ приймають дуже великі значення, не властиві процесу шліфування. Отже, у реальних умовах шліфування стабілізації теплового процесу (процесу нагрівання стержня) немає, тобто не досягається теплове насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу деталі через короткочасність контакту шліфувального круга із фіксованим адіабатичним стержнем. Процеси шліфування (так само як і інші процеси різання) здійснюються у несталому тепловому режимі, у результаті чого фактичні значення температури шліфування значно менше температури θ сталого теплового процесу шліфування (табл. 2.2).

Таким чином показано, що зі збільшенням часу контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю збільшення температури шліфування не безмежне, воно обмежене, що у відомих рішеннях із теплофізики різання та шліфування не розкрито. Характер зміни швидкості поширення тепла вглиб адіабатичного стержня V_θ та температури θ із часом τ перерізання адіабатичного стержня із швидкістю V_{piz} показано на рис. 2.2.

Як видно, спочатку швидкість V_θ зменшується, а температура θ збільшується. За досягнення умови $V_\theta = V_{piz}$ тепловий процес стабілізується: швидкість V_θ і температура θ із часом τ залишаються постійними.

Таким чином показано, що під час аналізу теплового процесу в умовах шліфування можна користуватися спрощеною розрахунковою схемою, яка не

враховує перерізання адіабатичних стержнів, та спрощеними аналітичними залежностями (2.3), (2.5), (2.6) і (2.7), що визначають три основні теплофізичні характеристики різання: θ , l_2 і V_θ . Аналіз залежності (2.5) показує, що температура θ тим більше, чим більше параметри q і τ (за заданих постійних значень λ , c і ρ_M). Отже, добитися зменшення температури θ можна шляхом зменшення часу теплової дії на елементарний майданчик оброблюваної поверхні S та зменшення щільності теплового джерела q , що є узагальненою характеристикою параметрів режиму шліфування та ін. Параметр l_2 визначає товщину "прогрітого" поверхневого шару матеріалу. На відміну від температури поверхневого шару деталі θ , довжина адіабатичного стержня l_2 цілком однозначно визначається одним змінним параметром τ : чим він більше, тим більше l_2 . Швидкість поширення тепла V_θ із часом обробки τ зменшується, що, власне, є наслідком нелінійності залежності температури θ від часу τ .

Враховуючи визначальну роль параметра τ у формуванні теплофізичних параметрів різання, процеси шліфування можна класифікувати за тривалістю теплової дії на оброблювану деталь. Найбільш очевидний шлях зменшення τ – це збільшення швидкості переміщення теплового джерела, рівного швидкості деталі V_{dem} . Тоді час τ визначиться $\tau = h/V_{dem}$, де h – довжина дуги контакту круга із деталлю, м. Довжина адіабатичного стержня l_2 , згідно залежності (2.3), зменшиться, і вся теплота буде концентруватися у невеликому об'ємі поверхневого шару матеріалу. У зв'язку із цим, важливо не допустити значного підвищення температури різання θ у результаті збільшення щільності теплового джерела q , оскільки, враховуючи невеликий об'єм матеріалу, у якому концентрується тепло, це може призвести до його значного нагрівання (а, відповідно, до лінійного розширення) та появи сітки мікротріщин та інших теплових дефектів під час охолодження.

Таким чином показано, що першим, основним, шляхом управління часом τ і, відповідно, температурою шліфування θ є регулювання параметрами режиму шліфування. Другим шляхом, що набув широкого поширення у металообробці, слід розглядати штучне переривання процесу завдяки використанню спеціальних переривчастих кругів, робочу поверхню яких виконано у вигляді чергуючих виступів і западин. Тоді за однаковому (заданому) значенні щільності теплового джерела q зі зміною часу τ можна у широких межах змінювати температуру θ , як це витікає із залежності (2.5).

Отже, всі процеси шліфування за тепловою ознакою можна розподілити на дві групи. Перша група включатиме процеси, у яких час теплової дії τ та щільність q взаємопов'язані режимом шліфування (процеси багатопрохідного, глибинного, швидкісного шліфування та ін.). Друга група – це процеси, у яких параметри τ і q не взаємопов'язані (це процеси переривчастого шліфування).

Із точки зору зменшення температури θ процеси другої групи, безсумнівно, більш прогресивні, оскільки дозволяють змінювати параметри τ та q незалежно один від одного. Тому зупинимося спочатку на аналізі процесів, віднесених до першої групи, тобто процесів звичайного шліфування. Із урахуванням виразу $\tau = h/V_{dem}$ залежність (2.5) прийме вигляд:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2h}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{dem}}} . \quad (2.18)$$

Остаточню залежність для визначення температури θ отримаємо, після підстановки q у залежність (2.18) залежність (2.11) для визначення щільності теплового джерела q :

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot Q}{B \cdot h \cdot K_{ш}} \cdot \sqrt{\frac{2h}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{dem}}} . \quad (2.19)$$

Із залежності (2.19) витікає, що домогтися зменшення температури шліфування θ за фіксованою продуктивністю обробки Q можна шляхом збільшення параметрів h , $K_{ш}$ і V_{dem} . Очевидно, найбільше впливає на температуру шліфування θ за умови $Q = const$ коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, що входить у залежність (2.19) із найбільшим ступенем із усіх змінних параметрів. Отже, застосування кругів, що працюють у режимі самозагострювання (алмазні круги на органічних та керамічних зв'язках), або застосування методів електрофізикохімічного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках, що забезпечують їх високу ріжучу здатність і збільшують коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, сприятиме зменшенню температури шліфування.

Збільшення величини h передбачає збільшення глибини шліфування t за залежністю

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}} , \quad (2.20)$$

де $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}$;

$R_{кр}$, R_{dem} – радіуси круга і деталі, м.

Після підстановки залежності (2.20) у залежність (2.19), із урахуванням продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t$, маємо:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot Q}{B \cdot K_{ш}} \cdot \sqrt{\frac{1}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \rho \cdot B}{Q \cdot V_{dem}}} \quad (2.21)$$

Як видно, за умови $Q = const$ зі збільшенням швидкості деталі V_{dem} температура θ зменшується. Отже, ефективно обробку здійснювати із невеликою глибиною шліфування і відносно великою швидкістю деталі. Якщо збільшенням параметрів $K_{ш}$ і V_{dem} неможливо досягти зменшення температури шліфування до необхідного рівня, слід зменшувати продуктивність обробки, яка майже прямо пропорційно пов'язана із температурою шліфування θ .

Таким чином показано, що під час звичайного шліфування завдання зменшення температури шліфування θ вирішується практично двома шляхами – збільшенням $K_{ш}$ і зменшенням продуктивності обробки. Третім, але менш ефективним шляхом, слід розглядати збільшення швидкості деталі V_{dem} до граничного значення, що реалізується на верстаті, та пропорційного зменшення глибини шліфування.

До розрахункової залежності (2.21) не входить швидкість круга $V_{кр}$. Її вплив на температуру шліфування θ проявляється через коефіцієнт шліфування $K_{ш}$. Експериментально встановлено, що зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується. Отже, зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ температура шліфування θ збільшується.

В узагальненому вигляді залежність (2.21) із урахуванням залежності (2.9) відносно плоского шліфування набуде вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot t^{0,75} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{dem}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,5}, \quad (2.22)$$

де $D_{кр}$ – діаметр круга, м.

Із залежності витікає, що зі змінних параметрів найбільше впливає на температуру шліфування θ умовне напруження різання σ й у меншій мірі – глибина шліфування t та швидкість деталі V_{dem} .

Аналіз наведених залежностей для визначення температури шліфування θ показав, що її суттєвого зменшення можна домогтися шляхом збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$. Однак, як відомо, цей коефіцієнт не перевищує значення 1. У цьому обмеженість технологічних можливостей шліфування.

Суттєво збільшити коефіцієнт $K_{ш}$ можна за умов різання лезовим інструментом. Коефіцієнт $K_{ш}$ у цьому випадку називають коефіцієнтом різання $K_{різ}$ і він набуває значення у межах 1 ... 10. Тоді, виходячи із залежності (2.17), температура нагрівання θ адіабатичного стержня, що перерізається під час шліфування, зменшиться у 10 ... 20 разів і прийматиме значення, що змінюються приблизно у межах до 1000 °С, а це відповідає практичним даним. Графік зміни температури θ від часу нагрівання адіабатичного стержня τ , що перерізається, показано на рис. 2.3.

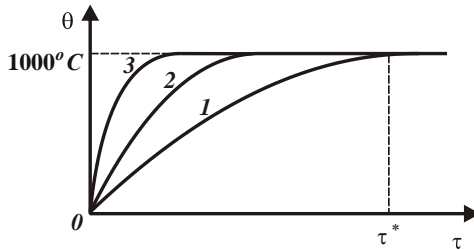


Рисунок 2.3 – Примірна залежність температури θ від часу обробки τ для різних швидкостей різання V ($V_1 < V_2 < V_3$)

Із співвідношення (2.9) витікає, що збільшення коефіцієнта різання у 10 ... 20 разів передбачає зменшення у таку саму кількість разів умовного напруження різання σ , тобто ефект зменшення температури різання θ обумовлено суттєвим зменшенням умовного напруження різання σ (за суттю, зменшенням енергоємності процесу різання).

2.2. Розрахунок та аналіз температури поверхневого шару деталі під час різання лезовим інструментом

Розглянемо, як зміняться параметри τ та l_2 , що визначаються залежностями (2.12) і (2.13), під час різання лезовим інструментом. Швидкість перерізання адіабатичного стержня $V_{різ}$, що входить в обидві залежності, визначимо:

$$V_{різ} = \frac{a}{\tau_1} = a \cdot \frac{V}{h} = V \cdot \operatorname{tg} \beta, \quad (2.23)$$

де a – товщина зрізу, м;

τ_1 – час перерізання адіабатичного стержня, с;

V – швидкість різання, м/с;
 β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу;
 h – довжина зони різання, охопленої площиною зсуву матеріалу ОА
 (рис. 2.4).

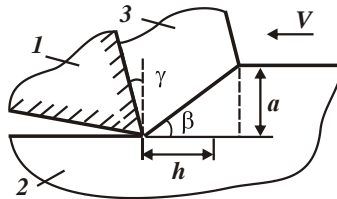


Рисунок 2.4 – Розрахункова схема процесу різання:

1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка, що утворюється

Як видно, швидкість перерізання адіабатичного стержня V_{piz} майже пропорційно залежить від швидкості різання V , вважаючи, що функція $tg\beta$ при цьому змінюється мало. За умов $V=2$ м/с та $\beta=45^\circ$, маємо $V_{piz}=2$ м/с, тобто швидкість перерізання адіабатичного стержня V_{piz} під час різання багаторазово (до 1000 разів і більше) перевищує аналогічну швидкість шліфування. Це відповідає такому ж зменшенню параметра l_2 і ще суттєвішому зменшенню часу τ (часу теплового насичення оброблюваного матеріалу). Параметри τ та l_2 для умов різання лезовим інструментом аналітично описуються:

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot V^2 \cdot tg^2 \beta}, \quad (2.24)$$

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot V \cdot tg \beta}. \quad (2.25)$$

Як видно, чим більше швидкість різання V , тим менше параметри τ і l_2 . Отже, під час різання лезовим інструментом повністю реалізуються умови теплового насичення оброблюваного матеріалу, тобто справедливий графік, показаний на рис. 2.3. Зі зміною часу від 0 до значення τ^* , яке визначається, за суттю, залежністю (2.24), температуру θ необхідно розраховувати за залежністю (2.4), а за умови $\tau > \tau^*$ – за залежністю (2.16). Перетворимо залежність (2.4) щодо різання лезовим інструментом, розглядаючи у ній $\tau = \tau_1 = h/V$. Щільність теплового потоку q визначиться:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V}{b \cdot h} = \sigma \cdot a \cdot b \cdot \frac{V}{b \cdot h} = \frac{\sigma \cdot a \cdot V}{h}, \quad (2.26)$$

де b – ширина зрізу, м.

Тоді

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta}{\lambda \cdot c \cdot \rho_M}}. \quad (2.27)$$

Як видно, температура θ однаковою мірою залежить від товщини зрізу a і швидкості різання V . Із їх збільшенням температура θ збільшиться (у межах дії залежності (2.27)), а потім залишиться незмінною (у межах дії залежності (2.16)). Цей характер зміни температури θ від параметрів a і V відповідає практичним результатам.

Таким чином, у роботі запропоновано новий спрощений інженерний підхід щодо розрахунку та аналізу температури поверхневого шару оброблюваної деталі під час її механічної обробки.

На основі проведених досліджень можна зробити висновок, що під час лезової обробки більш типовим є графік зміни температури θ від часу переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня τ , що перерізається, який показано на рис. 2.5,а, а під час шліфування – графік, який показано на рис. 2.5,б. Це пов'язано із тим, що у другому випадку стабілізація температури відбувається за її відносно великих значень внаслідок збільшених значень умовного напруження різання σ , обумовлених як процесом чистого різання, так і достатньо інтенсивним процесом тертя круга із оброблюваним матеріалом (у результаті затуплення та засалювання круга).

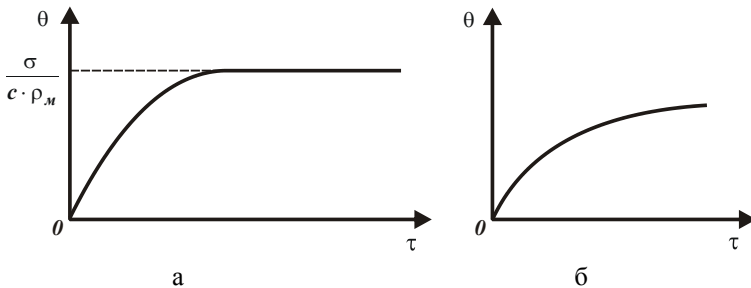


Рисунок 2.5 – Примірні залежності зміни температури θ від часу τ

Проведемо аналіз товщини поверхневого шару матеріалу, в якому концентрується тепло l_2 . Очевидно, за умови $l_2 < t$ або умови $l_2 < a$ (де t – глибина шліфування, м; a – товщина зрізу під час точіння, м) справедливою є

залежність, яку показано на рис. 2.5,а. За умови $l_2 > t$ або умови $l_2 > a$ – навпаки, справедливою є залежність, яку показано на рис. 2.5,б.

Визначимо параметри режиму обробки, за яких виконується умова $l_2 < t$ (або умова $l_2 < a$). Як показано раніше, під час шліфування швидкість перерізання стержня $V_{piз}$ визначається залежністю:

$$V_{piз} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot \rho}{2}}, \quad (2.28)$$

де $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

$$\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}};$$

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радіуси круга і деталі, м.

Під час точіння швидкість перерізання стержня $V_{piз}$ визначається залежністю (2.23).

За умови $l_2 < t$ із урахуванням залежності (2.13), маємо:

$$V_{дет} > \frac{\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{2}{t \cdot \rho}}. \quad (2.29)$$

Як видно, чим більше глибина шліфування t , тим менше швидкість деталі $V_{дет}$ (табл. 2.3).

Таблиця 2.3 – Розрахункові значення $V_{дет}$ для плоского шліфування твердого сплаву ВК8 ($\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho_m = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{дет} = 0$)

$t \cdot 10^{-3}$, м	0,01	0,05	0,1	0,5	1,0	10,0
$V_{дет}$, м/с	327,8	29,2	10,8	0,9	0,3	0,01
$V_{дет}$, м/хв	19668	1752	648	54	18	0,6

Однак, значення, які приймає швидкість деталі $V_{дет}$ практично не реалізуються під час шліфування. Винятком може бути лише швидкість деталі $V_{дет} = 0,6$ м/хв, що досягається за глибиною шліфування $t = 10$ мм, тобто під час глибинного шліфуванні. Із цього можна дійти висновку, що під час шліфування справедлива залежність зміни температури різання, яку показано на рис. 2.5,б, і лише під час глибинного шліфуванні можлива залежність, яку показано на рис. 2.5,а.

Визначимо граничні значення швидкості різання V під час точіння. За умови $l_2 < a$ із урахуванням залежностей (2.13) і (2.23), маємо:

$$V > \frac{\lambda}{c \cdot \rho_m \cdot a \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (2.30)$$

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β у розрахунках (у першому наближенні) приймемо рівним 20° ($\operatorname{tg} 20^\circ = 0,364$).

Таблиця 2.4 – Розрахункові значення $V_{\text{дем}}$ для плоского шліфування твердого сплаву ВК8 (вихідні дані: $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho_m = 15 \cdot 10^3$ кг/м³)

$a \cdot 10^{-3}$, м	0,01	0,05	0,1	0,2	0,5	1,0
$V_{\text{дем}}$, м/с	5,2	1,0	0,5	0,3	0,1	0,05
$V_{\text{дем}}$, м/хв	312	60	30	12	6	3

Як витікає із табл. 2.4, у всьому розглянутому діапазоні зміни товщини зрізу a швидкість різання V приймає значення, які можна реалізувати у процесі точіння. Отже, під час точіння типовою залежністю, що визначає характер зміни температури різання, є залежність, яку показано на рис. 2.5,а.

Отримані результати узгоджуються із практичними даними. Так, у науково-технічній літературі наведені експериментальні графіки зміни температури шліфування підпорядковуються залежності, яку показано на рис. 2.5,б. Винятком є наведені у роботі [14] графіки, отримані під час глибинного шліфування, в яких температура різання змінюється за залежністю, близькою до залежності, яку показано на рис. 2.5,а.

Якщо провести аналіз робіт, що присвячені експериментальному дослідженню температури різання під час точіння, то практично у всіх випадках обробки зміна температури різання залежно від параметрів режимів різання підпорядковується залежності, яку показано на рис. 2.5,а. Однак, у науково-технічній літературі не обґрунтовано фізичні причини такого характеру зміни температури різання та відсутні аналітичні залежності, за якими можна розрахувати умови формування температури різання залежно від виду механічної обробки. Тому вивчення теплофізики різання на основі запропонованого у роботі теоретичного підходу, що дозволяє (завдяки урахуванню перерізання адіабатичних стержнів, якими умовно представлено оброблюваний матеріал заготовки) розкрити фізичну сутність формування температури різання під

час абразивної та лезової обробки, представляє певний інтерес та вимагає проведення подальших досліджень.

Представляє також теоретичний і практичний інтерес питання щодо розподілу кількості тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, і в поверхневий шар оброблюваного матеріалу заготовки. Для цього слід скласти рівняння теплового балансу механічної обробки. За умови $l_2 > a$ під час точіння (або умови $l_2 > t$ під час шліфування), виходячи із наведених теоретичних рішень, рівняння теплового балансу процесу точіння набуде вигляду:

$$a + (l_2 - a) = l_2 \quad (2.31)$$

або у відносних величинах

$$\frac{a}{l_2} + \frac{(l_2 - a)}{l_2} = 1. \quad (2.32)$$

Перший доданок у рівнянні (2.32) визначає кількість тепла, яке надходить до стружок, що утворюються. Другий доданок визначає кількість тепла, яке надходить до поверхневого шару оброблюваного матеріалу. До такого ж рівняння приходимо і за умов шліфування:

$$\frac{t}{l_2} + \frac{(l_2 - t)}{l_2} = 1. \quad (2.33)$$

За умови $l_2 < a$ рівняння теплового балансу процесу точіння:

$$\frac{a}{(l_2 + a)} + \frac{l_2}{(l_2 + a)} = 1. \quad (2.34)$$

У наведених рівняннях права частина визначає загальну кількість тепла, що утворюється під час обробки. Як показано раніше, під час точіння виконується умова $l_2 < a$, тому основна частина тепла надходить до стружки, що утворюється, а у оброблювану деталь надходить значно менша кількість тепла. Під час шліфування, навпаки, у оброблювану деталь може надходити більше тепла, ніж у стружку. Цим пояснюються численні проблеми, що виникають у зв'язку із утворенням припикань на обробленій поверхні та інших температурних дефектів обробки, та у зв'язку із необхідністю їх усунення шляхом застосування різних ефективних технологічних рішень (переривчастого шліфування, мастильно-охолоджувальної рідини тощо).

Таким чином, на основі запропонованого теоретичного підходу розкрито фізичну сутність формування температури поверхневого шару оброблюваної деталі під час різання та шліфуванні, наведено аналітичні залежності для розрахунку температури різання.

2.3. Розрахунок та аналіз температури поверхневого шару деталі на основі теплового балансу під час механічної обробки

Для розрахунку теплового балансу під час плоского шліфування спочатку припустимо, що вся робота різання $N \cdot \tau$ витрачається на нагрівання стружок, що утворюються $c \cdot m \cdot \theta$, тобто

$$N \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (2.35)$$

де $N = P_z \cdot V_{кр}$ – потужність теплового джерела (потужність шліфування), Вт;

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

τ – час шліфування, с;

c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

m – маса стружок, що утворюються, кг;

θ – температура шліфування, К.

Тангенціальну складову сили різання P_z слід подати у вигляді [79]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{мит} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot t \cdot V_{дет}}{V_{кр}}, \quad (2.36)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{мит} = Q/V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

Q – продуктивність обробки, м³/с;

B – ширина шліфування (ширина круга), м;

t – глибина шліфування, м.

Масу стружок m , що утворюються, виразимо:

$$m = \rho_m \cdot V = \rho_m \cdot B \cdot t \cdot V_{дет} \cdot \tau, \quad (2.37)$$

де ρ_m – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

V – об'єм стружок, що утворюються (об'єм знятого матеріалу), м³.

Тоді, виходячи із рівняння теплового балансу (2.35), витікає:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_m}. \quad (2.38)$$

У результаті дійшли залежності (2.16).

Із залежності (2.38) витікає, що температура шліфування θ однозначно залежить від умовного напруження різання σ , яке є узагальненим парамет-

ром процесу і визначається режимом шліфування, ріжучою здатністю шліфувального круга, характеристиками оброблюваного матеріалу, інтенсивністю тертя круга із оброблюваним матеріалом та ін. Всі чинники, що сприяють зменшенню σ , також сприяють зменшенню температури шліфування θ .

Із урахуванням співвідношення (2.9) залежність (2.38) набуває вигляду залежності (2.17).

Проведемо чисельний розрахунок температури шліфування θ щодо плоского алмазного шліфування твердого сплаву ВК8. Вихідні дані: $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho_m = 15 \cdot 10^3$ кг/м³. Межа міцності на стиск твердого сплаву ВК8 дорівнює $\sigma_{cm} = 4 \cdot 10^9$ Н/м².

Приймаючи у першому наближенні $K_{и} = 0,5$ та використовуючи залежність (2.17), маємо: $\theta = 6064$ К. Таке ж значення температури наведено у табл. 2.2.

Як видно, отримане значення температури шліфування θ суттєво перевищує значення температури шліфування, що досягаються на практиці (не більше 1000 °С). Це може бути пов'язано із тим, що під час розрахунку не враховували кількість тепла, що витрачається на нагрівання поверхневих шарів матеріалу оброблюваної деталі та на нагрівання шліфувального круга, у даному випадку алмазного круга на металевій зв'язці. Тому слід під час складання рівняння теплового балансу враховувати тепло, що витрачається на нагрівання стружок, що утворюються, масою m і на нагрівання поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі товщиною l_2 у результаті його теплопровідності.

Представимо залежність (2.3) для визначення параметра l_2 у вигляді:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta\tau \cdot \lambda}{c \cdot \rho_m}}, \quad (3.39)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·К;

$\Delta\tau$ – час, за який оброблювана деталь, що рухається зі швидкістю V_{dem} , переміститься на величину, що дорівнює довжині контакту круга із оброблюваним матеріалом $h = \sqrt{D_{кр} \cdot t}$, тоді $\Delta\tau = \sqrt{D_{кр} \cdot t} / V_{dem}$, де $D_{кр}$ – діаметр круга, м.

Рівняння теплового балансу із урахуванням нагрівання стружок, що утворюються, і поверхневого шару оброблюваного матеріалу товщиною l_2 набуває вигляду:

$$N \cdot \tau = c \cdot \rho_m \cdot B \cdot t \cdot V_{dem} \cdot \tau \cdot \theta + 0,5 \cdot c \cdot \rho_m \cdot B \cdot l_2 \cdot V_{dem} \cdot \tau \cdot \theta. \quad (2.40)$$

Коефіцієнт 0,5 у другому доданку правої частини рівняння введений для того, щоб врахувати нерівномірність нагріву поверхневого шару оброблюваного матеріалу за товщиною l_2 , оскільки температура змінюється від значення θ до нуля. Тоді середнє значення температури дорівнюватиме $0,5 \cdot \theta$.

Із урахуванням виразу $N = P_z \cdot V_{кр}$, залежності (2.36) та рівняння (2.40), температура шліфування θ визначиться:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_m} \cdot \frac{t}{(t + 0,5 \cdot l_2)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_m} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{2t}\right)}. \quad (2.41)$$

За даними чисельних розрахунків, наведених у п. 2.2, справедлива нерівність $l_2 > t$. Наприклад, для $t = 0,01$ мм параметр $l_2 = 0,255$ мм; для $t = 1$ мм параметр $l_2 = 8,1$ мм (за фіксованою питомою продуктивністю обробки $Q_{lum} = t \cdot V_{dem} = 10^{-5}$ м²/с), тобто параметр l_2 більше глибини шліфування t у 8,1 ... 25,5 разів. Тому у першому наближенні можна прийняти $(t + l_2) \approx l_2$ і залежність (2.41) виразиться:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_m} \cdot \frac{2 \cdot t}{l_2}. \quad (2.42)$$

Наявність у залежності (2.42) множника $t/l_2 \ll 1$ дозволяє суттєво зменшити надто велике значення температури шліфування $\theta = 10107$ К, розраховане раніше, та наблизити теорію до практики шліфування. Так, зменшуючи встановлене за залежністю (2.17) значення $\theta = 6064$ К у 8,1 ... 25,5 разів, маємо $\theta = (475,6 \dots 1497) \cdot K$, що узгоджується із практикою шліфування.

Виразимо у залежності (2.42) параметр l_2 залежністю (2.39):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho_m} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho_m}{\lambda} \cdot \frac{V_{dem}}{\sqrt{D_{кр}} \cdot t}} = \sigma \cdot t^{0,75} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{dem}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,5}. \quad (2.43)$$

Як витікає із отриманої залежності (2.43), найбільше впливає на температуру шліфування θ умовне напруження різання σ . Потім, у порядку зменшення, глибина шліфування t та швидкість деталі V_{dem} .

Зі збільшенням глибини шліфування t температура шліфування θ збільшується за законом $t^{0,75}$. Однак такий характер зміни температури шліфування θ справедливий зі зміною глибини шліфування t до певного значення, близького до значення $t = 0,5 \cdot l_2$. За значеннями глибини шліфування t , порівняними зі значенням $0,5 \cdot l_2$ та перевищуючими його, справедлива за-

лежність (2.41) і температура шліфування θ не буде суттєво збільшуватися зі збільшенням глибини шліфування t , наближаючись до значення $\sigma/(c \cdot \rho_m)$ (рис. 2.6). Приблизно за таким самим законом змінюватиметься температура шліфування θ зі збільшенням швидкості деталі V_{dem} .

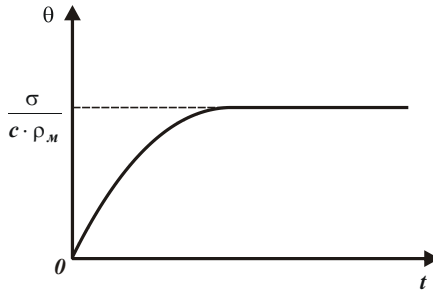


Рисунок 2.6 – Примірна залежність температури шліфування θ від глибини шліфування t

Визначити кількість тепла, яке надходить до алмазного круга на металевій зв'язці у процесі шліфування, можна таким чином. Представимо робочу поверхню круга у вигляді безлічі адіабатичних прямолінійних стержнів, розташованих за нормаллю до робочої поверхні круга. Тоді довжину частини адіабатичного стержня l_2 , в якій концентрується тепло, можна визначити залежністю (2.39), розглядаючи у ній $\Delta\tau = h/V_{кр} = \sqrt{D_{кр} \cdot t} / V_{кр}$ (рис. 2.7).

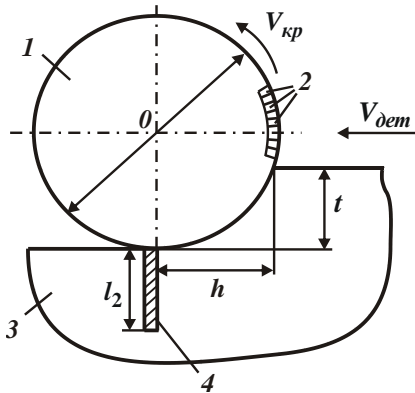


Рисунок 2.7 – Розрахункова схема плоского шліфування:

1 – круг; 2 – адіабатичні стержні поверхневого шару круга; 3 – оброблювана деталь; 4 – фіксований адіабатичний стержень поверхневого шару деталі

За умови $V_{кр} \gg V_{дет}$ значення $\Delta\tau$, розраховане за цією залежністю для круга, буде значно менше аналогічного значення $\Delta\tau = \sqrt{D_{кр} \cdot t} / V_{дет}$, розрахованого для оброблюваної деталі. Отже, товщина нагрітого шару оброблюваної деталі l_2 буде значно більшою за товщину нагрітого шару алмазного круга. Відповідно, кількість тепла, що витрачається на нагрівання поверхневого шару оброблюваної деталі, буде більше кількості тепла, що витрачається на нагрівання поверхневого шару алмазного круга і яке у першому наближенні можна не враховувати під час розрахунку температури шліфування θ . Виходячи із цього, для визначення температури шліфування θ можна застосовувати залежність (2.43).

Таким чином проведено розрахунок та аналіз температури поверхневого шару матеріалу під час шліфування на основі рішення рівняння теплового балансу, складеного із урахуванням нагрівання маси утворених стружок (знятого матеріалу), і поверхневого шару оброблюваного матеріалу.

2.4. Умови зменшення температури поверхневого шару деталі під час механічної обробки

У п. 2.2 показано, що щільність теплового потоку q , що виникає під час абразивної та лезової обробки, визначається однією і тією ж простою аналітичною залежністю: $q = \sigma \cdot V_{піз}$.

В умовах точіння $V_{піз} = V \cdot tg\beta$, де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу у процесі різання (змінюється у межах $10 \dots 45^\circ$).

В умовах шліфування:

$$V_{піз} = \frac{t}{\tau} = t \cdot \frac{V_{дет}}{h} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot \rho}{2}},$$

де t – глибина шліфування, м;

τ – час контакту розглянутого адіабатичного стержня із шліфувальним кругом, с;

$V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

$$\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}};$$

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радіуси круга і деталі, м.

В умовах плоского шліфування ($R_{дет} \rightarrow \infty$):

$$V_{piз} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}},$$

де $D_{кр}$ – діаметр круга, м.

Очевидно, в умовах точіння $V_{piз}$ більше, ніж в умовах шліфування. Враховуючи те, що щільність теплового потоку q , згідно наведеної залежності, визначається швидкістю $V_{piз}$, доцільно аналіз температури під час механічної обробки здійснити відносно зміни температури адіабатичного стержня у процесі його перерізання (рис. 2.8,а), тобто залежно від часу обробки τ . Як витікає із рис. 2.8,а, спочатку температура збільшується, потім стабілізується із часом обробки τ . Час стабілізації τ , довжина пройденого при цьому шляху теплового джерела l_2 вздовж адіабатичного стержня та найбільша температура θ у стержні (тобто у момент її стабілізації) визначаються залежностями (2.12), (2.13) і (2.16).

Розрахунками встановлено, що під час точіння всі три наведені параметри τ , l_2 і θ менше, ніж під час шліфування внаслідок меншого значення умовного напруження різання σ і більшого значення $V_{piз}$. Під час точіння параметр l_2 може бути меншим за товщину зрізу a . У цьому випадку залежність температури θ від часу обробки τ підкорятиметься залежності, графічно показаній на рис. 2.8,б, де наведено три залежності для різних значень $V_{piз}$: $V_{piз_1} < V_{piз_2} < V_{piз_3}$. Параметр τ^* визначається залежністю (2.12).

На основі рис. 2.8,б можна встановити залежність температури θ від швидкості $V_{piз}$ (або швидкості різання V). Вона буде підкорятися залежності, графічно показаній на рис. 2.8,в. Це узгоджується із численними експериментальними даними, наведеними у науково-технічній літературі [14; 47].

Під час шліфування, як правило, виконується умова $l_2 > t$. Тому стабілізація температури шліфування θ із часом обробки τ не відбувається. Найбільша температура досягається у момент виходу адіабатичного стержня із контакту із шліфувальним кругом. Залежність температури шліфування θ від часу обробки τ набуває вигляду, який показано на рис. 2.8,г. Зважаючи на те, що під час шліфування умовне напруження різання σ мало змінюється зі зміною технологічних параметрів, основною умовою зменшення максимальної температури шліфування θ є збільшення часу обробки τ та зменшення довжини адіабатичного стержня l_2 .

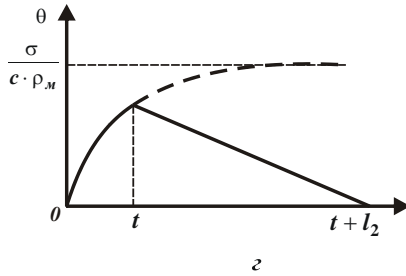
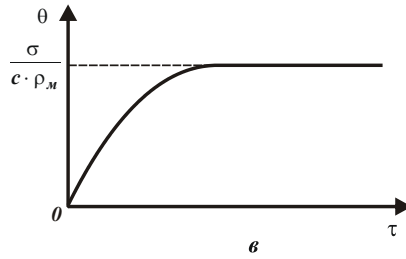
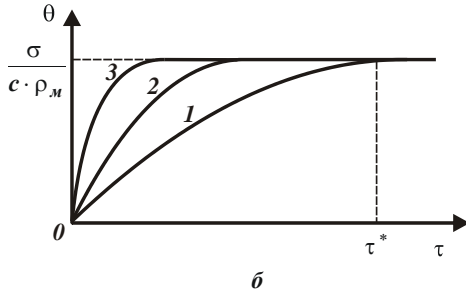
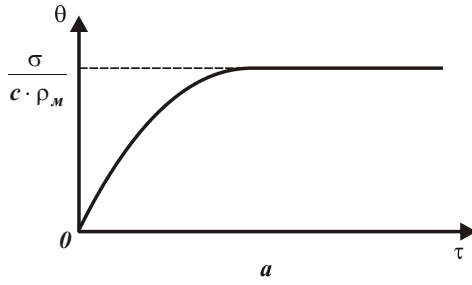


Рисунок 2.8 – Графіки зміни температури різання в умовах точіння та шліфування

Виходячи із залежностей (2.12) і (2.13), це досягається зменшенням швидкості перерізання адіабатичного стержня V_{piz} шляхом зменшення швидкості деталі V_{dem} для заданої глибини шліфування t .

На рис. 2.9 в узагальненому вигляді показано умови зменшення температури поверхневого шару деталі у процесі її механічної обробки.



Рисунок 2.9 – Структурна схема умов зменшення температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки

За умови $l_2 > t$ температура шліфування θ визначається залежністю (2.5). Найбільше значення температури, виходячи із рис. 2.8, г, досягається за умови $\tau = t/V_{piz}$, тобто у момент виходу адіабатичного стержня із контакту із шліфувальним кругом. Тоді, із урахуванням щільності теплового потоку q , температура θ визначиться:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \tau}}. \quad (2.44)$$

Відповідно до залежності (2.44), температура θ тим менше, чим більше час контакту фіксованого адіабатичного стержня із шліфувальним кругом τ , тобто чим менше швидкість V_{pi3} .

Таким чином, зменшити температуру поверхневого шару деталі під час її механічної обробки θ для заданої глибини шліфування t можна збільшенням часу τ та, відповідно, зменшенням швидкості V_{pi3} .

Із урахуванням залежності для визначення швидкості V_{pi3} , температура шліфування θ , що визначається залежністю (2.44), виразиться:

$$\theta = \sigma \cdot t^{0,75} \cdot \left(\frac{V_{dem}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_M} \right)^{0,5} \cdot (2 \cdot \rho)^{0,25} \quad (2.45)$$

або

$$\theta = \sigma \cdot \left(\frac{Q_{num}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_M} \right)^{0,5} \cdot (2 \cdot t \cdot \rho)^{0,25}, \quad (2.46)$$

де $Q_{num} = t \cdot V_{dem}$ – питома продуктивність обробки (продуктивність, що припадає на одиницю ширини круга), m^2/c .

Глибина шліфування t більшою мірою впливає на температуру шліфування, ніж швидкість деталі V_{dem} . Тому ефективніше зменшувати температуру шліфування θ шляхом зменшення глибини шліфування t . Таким чином, теоретично на основі отриманих аналітичних залежностей обґрунтовано основні умови зменшення температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки.

2.5. Обґрунтування структури та параметрів технологічного процесу механічної обробки із урахуванням температурного чинника

Під час вибору оптимальної структури та параметрів технологічної операції обробки необхідно, насамперед, враховувати температурний чинник, який, як правило, є основним обмеженням досягнення високих показників якості та продуктивності обробки [55; 120; 134; 150; 152]. У даній роботі запропоновано теоретичний підхід щодо розрахунку температури поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі. Використовуючи його, можна вирішити ряд важливих практичних завдань із обґрунтування та вибору оптимальної структури та параметрів технологічної операції обробки.

Розглянемо умови зменшення температури під час шліфування торцем круга прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із швидкістю V_{pi3} . У цьому випадку температура шліфування визначається залежністю (2.5).

Як витікає із залежності (2.5), зменшити температуру шліфування θ можна двома шляхами: зменшенням щільності теплового потоку q або часу обробки τ . Зменшити q можна, насамперед, шляхом зменшення швидкості V_{pi3} . Однак це приводить до зменшення продуктивності обробки, що не завжди ефективно. Тому більш ефективним шляхом зменшення температури слід розглядати зменшення часу обробки τ , який визначається відношенням $\tau = \Pi / V_{pi3}$, де Π – припуск, що знімається, м. Очевидно, зменшити час τ можна розбиттям припуску, що знімається, на окремі частини. Причому, чим їх більше, тим менше Π , τ і температура шліфування θ . Практично реалізувати такий поділ припуску на складові можна, здійснюючи обробку в декілька операцій. Тоді у межах кожної операції температура θ визначатиметься за перетвореною залежністю (2.5):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{pi3} \cdot \Pi}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}}, \quad (2.47)$$

звідки

$$V_{pi3} \cdot \Pi = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \theta^2}{2 \cdot \sigma^2}. \quad (2.48)$$

Із залежності (2.48) витікає, що для заданих значень θ і σ добуток $V_{pi3} \cdot \Pi$ є постійною величиною. Отже, зменшуючи припуск $\Pi \rightarrow 0$ можна значно збільшити швидкість V_{pi3} і, відповідно, продуктивність обробки. Реалізувати умову $\Pi \rightarrow 0$ можна шляхом періодичного переривання процесу шліфування. Це досягається, наприклад, шляхом застосування переривчастого круга: у момент контакту робочого виступу круга із оброблюваним зразком знімається шар матеріалу певної (невеликої) товщини Π , а в момент проходження западини круга відбувається охолодження оброблюваного зразка. Температура при цьому значно зменшується і новий робочий виступ круга контактує практично із охолодженим зразком.

Періодичність контакту круга із оброблюваним зразком можна забезпечити шляхом повідомленню круга або зразку у радіальному напрямі вібрацій (ультразвукових коливань), а також шляхом застосування схеми шліфування

із поздовжньою подачею, яка забезпечує періодичний вихід круга із контакту із оброблюваним зразком.

Найпростішим технічним рішенням є застосування схеми плоского шліфування, розглядаючи припуск, що знімається із оброблюваної деталі, у вигляді пакету адіабатичних стержнів, розташованих перпендикулярно оброблюваній поверхні. У цьому випадку час між контактами круга із фіксованим адіабатичним стержнем суттєво збільшується, і він фактично встигає охолонути до наступного контакту із кругом.

До такого ж рішення приходимо, використовуючи схеми круглого зовнішнього та внутрішнього шліфування периферією круга, хоча зовнішнє кругле шліфування можна здійснити і торцем круга.

В узагальненому вигляді реалізацією умови (2.48) є, за суттю, розбиття процесу обробки на окремі технологічні операції та переходи. У результаті загальний припуск, що знімається, слід розподілити на кількість операцій, що, очевидно, призведе до зменшення міжопераційних припусків і, згідно залежності (2.48), до збільшення швидкості $V_{piз}$ та продуктивності обробки за заданими значеннями θ і σ .

Таким чином, завдяки застосуванню операційної технології забезпечується зменшення величини Π у залежності (2.48) і, відповідно, збільшення продуктивності обробки. Зменшення величини Π у результаті здійснення обробки за декілька технологічних операцій дозволяє зменшити температуру θ для заданої швидкості $V_{piз}$ і продуктивності обробки. Чим більше виконуваних технологічних операцій, тим менше умовна величина міжопераційного припуску і тим більшою може бути досягнута продуктивність обробки із урахуванням обмеження за температурним чинником.

На практиці прийнято фінішні операції здійснювати із меншою продуктивністю та зі зніманням менших припусків порівняно із чорновими операціями. Виходячи із залежності (2.48), це призводить до зменшення добутку $V_{piз} \cdot \Pi$ та температури θ . Отже, даний теоретичний підхід спрямовано на зменшення температури і виключення температурних дефектів обробки, тобто підвищення якості оброблюваних поверхонь.

Враховуючи те, що температура θ і добуток $V_{piз} \cdot \Pi$ пов'язані один із одним нелінійною залежністю (2.48), для забезпечення відчутного зменшення температури θ потрібно значне зменшення добутку $V_{piз} \cdot \Pi$, тобто зменшення параметрів $V_{piз}$ і Π . Цим і пояснюється суттєва відмінність режимів рі-

зання та величин припусків, що знімаються на операціях чорнової та чистової обробки. Найважливішою умовою зменшення температури θ та збільшення швидкості V_{piz} і продуктивності обробки, як витікає із залежності (2.48), є зменшення умовного напруження різання σ шляхом підвищення ріжучої здатності інструмента, зменшення інтенсивності тертя у зоні обробки тощо.

Під час вибору оптимальних умов обробки необхідно забезпечити концентрацію тепла, що утворюється, як можна в меншому об'ємі поверхневого шару матеріалу, тобто зменшити довжину адіабатичного стержня l_2 , якими умовно представлено припуск, що знімається. Параметр l_2 визначається аналітичною залежністю (2.3). Як витікає із залежності (2.3), зменшити параметр l_2 можна лише завдяки зменшенню часу τ . Тому всі висновки, зроблені раніше під час аналізу умов зменшення температури θ , залишаються справедливими і під час аналізу умов зменшення параметра l_2 .

Параметри θ та l_2 пов'язані один із одним відомою із курсу фізики залежністю (2.4) – формулою теплопровідності тіла: $\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}$.

За суттю, із цієї залежності витікає залежність (2.5), тобто зменшити температуру θ можна зменшенням двох параметрів: q і l_2 . Оскільки щільність теплового потоку q завдяки швидкості V_{piz} пов'язана із продуктивністю обробки, то її зменшувати недоцільно, а основним шляхом зменшення температури θ слід розглядати зменшення параметра l_2 шляхом зменшення часу обробки τ згідно залежності (2.3). Зменшення часу $\tau \rightarrow 0$ передбачає зменшення величини припуску, що знімається, $\Pi \rightarrow 0$ на останньому етапі обробки.

Виникає питання – а яка закономірність знімання припуску на попередніх етапах (операціях та переходах)? Щоб відповісти на це питання, розглянемо умови обробки, що дозволяють концентрувати тепло, що утворюється у процесі різання, в основному, у шарі припуску, що знімається, практично виключаючи його проникнення в поверхневий шар оброблюваного матеріалу. Математично це виражається умовою: $\Delta\Pi + l_2 = \Pi$, де $\Delta\Pi = V_{piz} \cdot \tau$ – поточне значення припуску, що знімається, м. Із урахуванням залежності (2.3), маємо:

$$V_{piz} \cdot \tau + \sqrt{\frac{2\lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho_m}} = \Pi. \quad (2.49)$$

У результаті отримано квадратне рівняння щодо невідомої величини τ . Його рішення (приймаючи $x = \tau^2$):

$$x = -\frac{A}{2 \cdot V_{pi3}} + \sqrt{\frac{A^2}{4V_{pi3}^2} + \frac{\Pi}{V_{pi3}}}, \quad (2.50)$$

де $A = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho_m}}$.

Помножимо і розділимо отриманий вираз на спряжену величину:

$$\frac{A}{2 \cdot V_{pi3}} + \sqrt{\frac{A^2}{4V_{pi3}^2} + \frac{\Pi}{V_{pi3}}}. \text{ Тоді маємо:}$$

$$x = \frac{2\Pi}{A} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2}}\right)^2}. \quad (2.51)$$

Звідки

$$\tau = x^2 = \frac{4\Pi^2}{A^2} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2}}\right)^4}. \quad (2.52)$$

Відповідно, $\Delta\Pi = V_{pi3} \cdot \tau$:

$$\Delta\Pi = \frac{4\Pi^2 \cdot V_{pi3}}{A^2} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2}}\right)^4} \quad (2.53)$$

або

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2}}\right)^4}. \quad (2.54)$$

Визначимо кількісно величину $\frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2}$ в умовах алмазного шліфування твердого сплаву ВК8 для таких вихідних даних: $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho_m = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\Pi = 10^{-3}$ м; $V_{pi3} = 10^{-3}$ м/хв. Ця величина дорівнює $1,7 \cdot 10^{-3}$, тобто значно менше одиниці. Із цього витікає, що підкореновий вираз у знаменнику залежності (2.54) дорівнює приблизно одиниці. Тоді відношення $\Delta\Pi / \Pi$ визначиться:

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{4\Pi \cdot V_{pi3}}{A^2} \cdot \frac{1}{16} = \frac{1,27 \cdot 10^{-3}}{16}.$$

Як видно, відношення $\Delta\Pi/\Pi$ набуває надто малого значення і тому першим доданком у залежності (2.49) можна знехтувати. У результаті рівняння (2.49) набуває простого вигляду: $\Pi = l_2$. Звідки із урахуванням залежності (2.3) визначається час обробки τ :

$$\tau = \frac{c \cdot \rho_M \cdot \Pi^2}{2 \cdot \lambda}. \quad (2.55)$$

У загальному випадку $\tau = \Delta\Pi/V_{pi3}$. У результаті прийшли до двох невідомих величин $\Delta\Pi$ і V_{pi3} . Для визначення однієї з них накладемо обмеження на температуру θ . За умови $\Pi = l_2$, маємо

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{pi3} \cdot \Pi}{\lambda}. \quad (2.56)$$

Із залежності (2.56) визначається швидкість V_{pi3} :

$$V_{pi3} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot \Pi}. \quad (2.57)$$

Як видно, швидкість V_{pi3} тим більше, чим більше температура θ і менше величина припуску Π , що знімається. У результаті дійшли залежності, подібної залежності (2.48). Знаючи параметри V_{pi3} та τ , визначимо величину $\Delta\Pi = V_{pi3} \cdot \tau$ із урахуванням залежностей (2.55) і (2.57):

$$\Delta\Pi = \frac{c \cdot \rho_M \cdot \theta \cdot \Pi}{2 \cdot \sigma} \quad (2.58)$$

або

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{c \cdot \rho_M \cdot \theta}{2 \cdot \sigma}. \quad (2.59)$$

Згідно залежності (2.16), вираз $\theta^* = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ визначає максимально можливу температуру, що досягається за умови теплового насичення адіабатичного стержня, якими умовно представлено припуск, що знімається. Тоді залежність (2.59) набуде вигляду

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{\theta}{2 \cdot \theta^*}. \quad (2.60)$$

Оскільки $\theta \ll \theta^*$, то відношення $\Delta\Pi/\Pi$ завжди менше одиниці. Із цього витікає, що умову $\Delta\Pi = \Pi$ можна виконати лише за забезпеченням

температури $\theta = 2\theta^*$. Однак, із фізичної точки зору це не завжди можливо. Тому припуск Π , що знімається, необхідно видаляти частинами на окремих технологічних операціях, переходах або завдяки періодичному перериванню процесу різання.

Припустимо, на першому етапі обробки (а це може бути перша технологічна операція або перехід, перше переривання контакту круга із оброблюваним матеріалом) здійснено знімання шару матеріалу товщиною $\Delta\Pi_1$. Величина незнятого припуску дорівнює $\Pi - \Delta\Pi_1$. Тоді на другому етапі, виходячи із залежності (2.60), відбудеться знімання шару матеріалу меншої товщини $\Delta\Pi_2 < \Delta\Pi_1$, оскільки припуск $\Pi - \Delta\Pi_1$, що залишився після першого етапу, менше початкового припуску Π .

На третьому етапі відбудеться знімання ще меншого шару припуску $\Delta\Pi_3 < \Delta\Pi_2$ тощо. У результаті на останньому етапі $\Delta\Pi_n \rightarrow 0$.

Із цього витікає, що для виконання умови $\Pi = l_2$ необхідно забезпечити умовно періодичне переривання процесу обробки шляхом розбиття його на окремі технологічні операції або шляхом періодичного виходу круга із контакту із оброблюваним матеріалом у межах однієї операції. Причому, шар оброблюваного матеріалу, що знімається, із кожним наступним перериванням процесу обробки повинен зменшуватися.

Розглянемо цю закономірність, приймаючи у залежності нове позначення $A = \frac{\theta}{2 \cdot \theta^*}$. Тоді $\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = A$, звідки

$$\Delta\Pi_1 = A \cdot \Pi. \quad (2.61)$$

На другому етапі обробки: $\frac{\Delta\Pi_2}{\Pi - \Delta\Pi_1} = A$, звідки

$$\Delta\Pi_2 = A \cdot (1 - A) \cdot \Pi. \quad (2.62)$$

На третьому етапі обробки: $\frac{\Delta\Pi_3}{\Pi - \Delta\Pi_1 - \Delta\Pi_2} = A$, звідки

$$\Delta\Pi_3 = A \cdot (1 - A)^2 \cdot \Pi. \quad (2.63)$$

Аналогічно визначаються значення $\Delta\Pi_4$, $\Delta\Pi_5$ і приходимо до ряду:

$$\begin{aligned} \Delta\Pi_1 + \Delta\Pi_2 + \Delta\Pi_3 + \dots &= A \cdot \Pi + A \cdot (1 - A)^2 \cdot \Pi + \\ + A \cdot (1 - A)^3 \cdot \Pi + \dots &= A \cdot \Pi \cdot (1 + x + x^2 + x^3 + \dots), \end{aligned} \quad (2.64)$$

де $x = (1 - A)$.

Сума цього ряду дорівнює

$$\Sigma = A \cdot \Pi \left[1 + \frac{x}{(1-x)} \right] = \Pi. \quad (2.65)$$

Таким чином, на кожному наступному етапі обробки величина припуску $\Delta\Pi$, що знімається, у $(1-A)$ раз менше, ніж на попередньому етапі обробки.

Приблизно до такого ж закону зміни знімання припуску в часі можна прийти, представляючи залежність (2.3) у вигляді:

$$l_2 = \Pi = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho_M} \cdot \frac{\Delta\Pi}{V_{\text{піз}}}}. \quad (2.66)$$

У першому наближенні можна прийняти $\Delta\Pi = \frac{\mathcal{G}}{F}$ і $V_{\text{піз}} = \frac{d\mathcal{G}}{d\tau} \cdot \frac{1}{F}$, розглядаючи швидкість $V_{\text{піз}}$ змінною величиною (тут \mathcal{G} – об'єм знятого матеріалу, м³; F – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м²).

Після перетворення залежності (2.66) приходимо до лінійного диференціального рівняння першого порядку:

$$\frac{d\mathcal{G}}{d\tau} - \frac{2\lambda}{c \cdot \rho_M \cdot \Pi^2} \cdot \mathcal{G} = 0. \quad (2.67)$$

Його рішення загальною формою:

$$\mathcal{G} = \left(\int d\tau \cdot C_1 \cdot e^{\int B \cdot d\tau} + C_2 \right) \cdot e^{-\int B \cdot d\tau}, \quad (2.68)$$

де $C_1 = 0$ (права частина рівняння);

C_2 – постійна інтегрування;

$$B = -\frac{2\lambda}{c \cdot \rho_M \cdot \Pi^2}.$$

Звідки

$$\mathcal{G} = C_2 \cdot e^{-B\tau}. \quad (2.69)$$

Постійну C_2 визначимо із початкової умови ($\tau = 0$): $V_{\text{піз}} = \frac{d\mathcal{G}}{d\tau} \cdot \frac{1}{F}$. Тоді залежність (3.69) набуде вигляду:

$$C_2 = F \cdot V_{\text{піз}} \quad (2.70)$$

або

$$\mathcal{G} = \frac{2\lambda \cdot F \cdot V_{\text{піз}}}{c \cdot \rho_M \cdot \Pi^2} \cdot e^{\frac{2\lambda\tau}{c \cdot \rho_M \cdot \Pi^2}}. \quad (2.71)$$

Як видно, із часом обробки τ об'єм знятого матеріалу \mathcal{G} збільшується за експоненціальним законом, наближаючись до максимального значення

$$g = \frac{2\lambda \cdot F \cdot V_{pi3}}{c \cdot \rho_m \cdot \Pi^2}. \text{ Таким чином встановлено закономірності змінання припуску}$$

із урахуванням температурного чинника та обґрунтовано структуру і параметри технологічного процесу механічної обробки із урахуванням температурного чинника.

2.6. Умови зменшення температури поверхневого шару деталі шляхом застосування змінної швидкості подачі

Розглянемо схему шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочій поверхні шліфувального круга із постійною швидкістю V_{pi3} . Температура θ , що виникає у місці контакту круга зі зразком, визначається залежністю (2.5).

Зменшити температуру θ згідно залежності (2.5) можна зменшенням параметрів q і τ . Однак, під час шліфування за цією схемою, коли оброблюваний зразок знаходиться у постійному контакті із кругом, обмежити час τ практично неможливо. Отже, необхідно зменшити щільність теплового потоку q шляхом зменшення швидкості V_{pi3} згідно закону $\tau^{-0.5}$. Тоді з часом обробки τ температура θ залишатиметься постійною величиною, тобто відбудеться стабілізація температури у часі. Мабуть, цим можна пояснити ефективність застосування на кінцевій стадії обробки процесу виходжування (шліфування із відключеною радіальною подачею верстата). Змінання матеріалу в цьому випадку відбувається завдяки створенню початкового натягу (пружних переміщень) у технологічній системі.

Товщина шару оброблюваного зразка l_2 , в якому концентрується тепло, що утворюється у процесі різання, визначається залежністю (2.3).

На величину l_2 , згідно залежності (2.3), із змінних параметрів впливає лише час обробки τ . Оскільки його обмежити для даної схеми шліфування практично неможливо, то і величина l_2 із часом обробки суттєво збільшиться. При цьому температура "прогрітого" шару товщиною l_2 , як показано раніше, обмежена, що не призведе до температурних дефектів поверхневого шару обробленого матеріалу.

Наведене рішення є наближеним, оскільки залежність (2.5) отримана для постійної у часі швидкості V_{pi3} . Встановимо залежність для визначення

температури θ під час шліфування зі змінною швидкістю V_{piz} . Для цього слід використати формулу теплопровідності тіла (2.1), приймаючи у ній:

$$Q = \int_0^{\tau} N \cdot d\tau - \text{кількість тепла, що проходить через умовну "стінку" товщиною}$$

l_2 за час τ , Дж; $N = q \cdot S$ – потужність теплового джерела, Вт; S – площа поверхні умовної "стінки" (у нашому випадку площа поперечного перерізу оброблюваного зразка), м².

Припустимо, що швидкість V_{piz} змінюється у часі за законом: $V_{piz} = A \cdot \tau^n$, де A і N – деякі постійні величини. Тоді маємо:

$$q = \sigma \cdot V_{piz} = \sigma \cdot A \cdot \tau^n; \quad (2.72)$$

$$Q = \int_0^{\tau} S \cdot \sigma \cdot A \cdot \tau^n \cdot d\tau = S \cdot \sigma \cdot A \cdot \frac{\tau^{1+n}}{(1+n)}. \quad (2.73)$$

Після підстановки залежностей (2.3) і (2.73) у залежність (2.1), отримано:

$$\theta = \frac{A \cdot \sigma}{(1+n)} \cdot \sqrt{\frac{2}{\lambda \cdot c \cdot \rho_M}} \cdot \tau^{0,5+n}. \quad (2.74)$$

За умови $n=0$ приходимо до залежності (2.5), а за умови $n=(-0,5)$ – до залежності

$$\theta = 2 \cdot A \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{\lambda \cdot c \cdot \rho_M}}, \quad (2.75)$$

в яку час τ не входить. Отже, відбувається стабілізація температури у часі.

Висновки

1. Розроблено спрощений підхід до розрахунку температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки на основі розрахункової схеми процесу шліфування, вперше запропонованої професором Якимовим О. В., згідно якої поверхневий шар оброблюваної деталі представлено безліччю адіабатичних стержнів, які нагріваються до температури шліфування за час їх перерізання шліфувальним кругом. Встановлено, що із урахуванням теплопровідності адіабатичного стержня зі збільшенням продуктивності обробки температура шліфування безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення, рівного відношенню умовного напруження різання до добутку питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу.

2. Розрахунками встановлено, що температура шліфування, яка досягається у сталому тепловому процесі шліфування, приймає надто великі значення, не властиві процесу шліфування. Отже, у реальних умовах шліфування стабілізації теплового процесу (процесу нагрівання адіабатичного стержня) немає, тобто не досягається теплове насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу деталі через короткочасність контакту шліфувального круга із фіксованим адіабатичним стержнем. Процеси шліфування здійснюються у несталому тепловому режимі, у результаті чого фактичні значення температури шліфування значно менше температури сталого теплового процесу шліфування. Тому під час аналізу теплового процесу в умовах шліфування можна користуватися спрощеною розрахунковою схемою, яка не враховує перерізання адіабатичних стержнів.

3. Аналітично встановлено, що довжина адіабатичного стержня, у якому концентрується тепло, що виділяється у процесі шліфування, однозначно визначається часом контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем. Із його збільшенням збільшується довжина адіабатичного стержня, у якому концентрується тепло. При цьому швидкість поширення тепла із часом обробки зменшується, що, власне, є наслідком нелінійності залежності температури від часу. Враховуючи визначальну роль часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем у формуванні теплофізичних параметрів різання, процеси шліфування запропоновано класифікувати за тривалістю теплової дії на оброблювану деталь. Першим, основним, напрямом управління часом і, відповідно, температурою шліфування є регулювання параметрами режиму шліфування. Другим напрямом, що набув широкого поширення у металообробці, слід розглядати штучне переривання процесу, завдяки використанню спеціальних переривчастих кругів, робочу поверхню яких виконано у вигляді чергуючих виступів і западин. Отже, всі процеси шліфування за тепловою ознакою можна розподілити на дві групи. Перша група включатиме процеси, у яких час теплової дії та щільність теплового процесу взаємопов'язані режимом шліфування (процеси багатопрхідного, глибинного, швидкісного шліфування та ін.). Друга група – це процеси, у яких час теплової дії та щільність теплового процесу не взаємопов'язані (це процеси переривчастого шліфування). Із точки зору зменшення температури шліфування процеси другої групи, безсумнівно, більш прогресивні, оскільки дозволяють змінювати час теплової дії та щільність теплового процесу незалежно один від одного.

4. Обґрунтовано основні умови зменшення температури шліфування, що полягають у зменшенні умовного напруження різання та часу дії теплово-

го джерела у зоні шліфування. У першому випадку це досягається підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга і зниженням інтенсивності тертя у зоні шліфування. У другому випадку – забезпеченням переривчастості обробки та регулюванням параметрів режиму шліфування (застосовуючи процеси переривчастого шліфування, багатопрохідного шліфування тощо).

5. Доведено, що домогтися суттєвого зменшення умовного напруження різання i , відповідно, температури сталого у часі теплового процесу до необхідного значення можна в умовах лезової обробки, що характеризується відносно великими значеннями коефіцієнта різання – $1 \dots 10$ (під час шліфування коефіцієнт різання значно менше і дорівнює $0,1 \dots 1$). Це забезпечує функціонування теплового процесу, що дозволяє суттєво збільшити продуктивність обробки фактично за незмінною (заданою) температурою різання. Зроблений висновок підтверджується відомими експериментальними даними, згідно із якими, наприклад, під час точіння зі збільшенням швидкості різання температура спочатку збільшується, потім фактично стабілізується.

6. Теоретично встановлено різний характер впливу параметрів режимів різання на температуру під час точіння та шліфування. У першому випадку товщина зрізу та швидкість різання однаковою мірою впливають на температуру різання. У другому випадку швидкість деталі більшою мірою впливає на температуру шліфування, ніж глибина шліфування. Із цього витікає, що під час точіння температура різання цілком однозначно визначається питомою продуктивністю обробки (рівною добутку товщини зрізу і швидкості різання), а під час шліфування температура залежить як від питомої продуктивності обробки, так і від глибини шліфування або швидкості деталі. Отже, під час шліфування температура більшою мірою залежить від параметрів режиму різання, ніж під час точіння.

7. Обґрунтовано структуру та параметри технологічного процесу механічної обробки із урахуванням температурного чинника. Теоретично доведено, що домогтися суттєвого зменшення товщини дефектного шару можна шляхом зменшення фактичної глибини шліфування згідно із законом убутної геометричної прогресії. Теоретично встановлено, що за таким самим законом зменшується глибина шліфування під час шліфування за схемою виходжування. Отже, реалізація схеми виходжування за дотримання встановленої оптимальної швидкості деталі дозволяє суттєво зменшити товщину дефектного шару оброблюваної деталі. При цьому встановлено, що товщина дефектного шару зменшується згідно із законом зменшення величини пружного переміщення, що утворюється у технологічній системі під час виходжування.

Розділ 3

Уточнений підхід до розрахунку температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки

3.1. Математична модель визначення температури шліфування на основі урахування балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь

Вивчення питань теплофізики шліфування має велике теоретичне та практичне значення з точки зору забезпечення якості, продуктивності та економічності обробки [24 – 27; 64; 122; 147; 148]. У відомих роботах [12 – 14; 59; 100; 152] отримано важливі аналітичні рішення щодо визначення температури шліфуванні та ефективних шляхів її зменшення. Разом із тим, проблема зменшення теплової напруженості процесу шліфування повною мірою не вирішена, що вимагає проведення подальших досліджень. Тому метою даної роботи є розроблення математичної моделі визначення температури шліфування на основі урахування балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь.

Грунтуючись на відомих підходах до розрахунку температури шліфування, запропонованих професором Якимовим О. В., важливо отримати нове теоретичне рішення задачі визначення температури шліфування із урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі [4]. Іншими словами, отримати теоретичне рішення із урахуванням перерізання шліфувальним кругом адіабатичних стержнів, якими умовно представлено оброблюваний матеріал (рис. 3.1). Прийнято, що у процесі шліфування ділянка адіабатичного стержня, що дорівнює величині припуску, що знімається (або у першому наближенні – глибині шліфування), перерізається шліфувальним кругом (рис. 3.1).

Припустимо, що під час дії теплового джерела τ відбулося перерізання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 , тобто теплове джерело перемістилося вздовж адіабатичного стержня на довжину $l_1 = V_{piз} \cdot \tau$, і за цей час у результаті здійснення процесу різання виділено кількість тепла Q (де $V_{piз}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня, м/с). Це тепло, по-перше, пішло на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 (витрачено кількість тепла Q_1), по-друге, – на нагрівання ділянки стержня довжиною l_2

завдяки теплопровідності оброблюваного матеріалу (витрачено кількість тепла Q_2 , рис. 3.1): $Q = Q_1 + Q_2$.

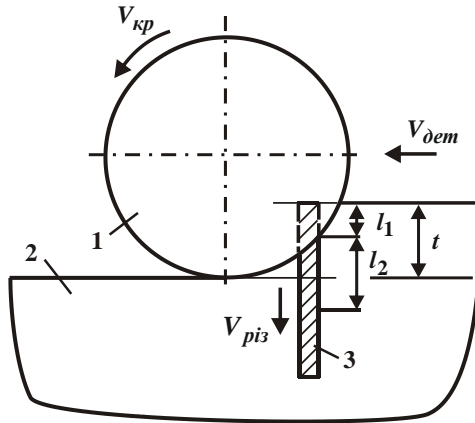


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема процесу шліфування: 1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичний стержень

Кількість тепла Q_1 можна математично виразити так. Розіб'ємо ділянку адіабатичного стержня завдовжки l_1 на нескінченну множину елементарних ділянок завдовжки Δl (рис. 3.2,а). Припустимо, що кожна із них нагрілася до різної температури: перша – до температури θ_1 , друга – до температури θ_2 тощо. Тоді кількість тепла, яке витрачено на нагрівання першої елементарної ділянки адіабатичного стержня завдовжки l_1 , дорівнює

$$Q_{11} = c \cdot m_1 \cdot \theta_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_1, \quad (3.1)$$

де c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

$m_1 = \rho \cdot V_1 = \rho \cdot S \cdot \Delta l$ – маса першої елементарної ділянки адіабатичного стержня довжиною Δl , кг;

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

V_1 – об'єм першої елементарної ділянки адіабатичного стержня довжиною Δl , м³;

S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м².

Аналогічно можна визначити значення кількості тепла Q_{12} і Q_{1n} , що витрачаються на нагрівання другої та n -ої елементарних ділянок адіабатичного стержня: $Q_{12} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_2$; $Q_{1n} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_n$.

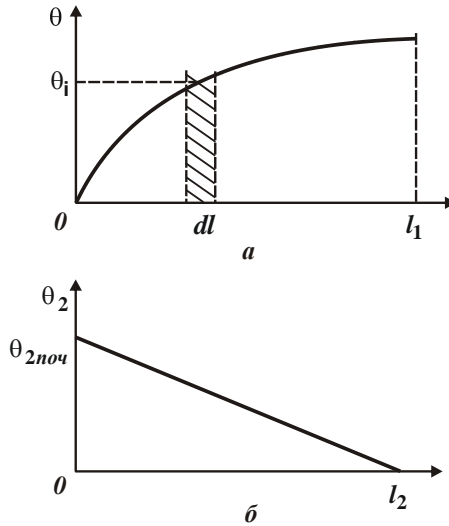


Рисунок 3.2 – Характер зміни температури за довжиною першої l_1 (а) та другої l_2 (б) ділянок адіабатичного стержня

Сумарна кількість тепла, що витрачається на нагрівання всієї ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 , визначається:

$$\begin{aligned}
 Q_1 &= Q_{11} + Q_{12} + \dots + Q_{1n} = \sum_i^n Q_{1i} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \sum_i^n \theta_i \cdot \Delta l = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{l_1} \theta \cdot dl = \\
 &= c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{риз}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau, \quad (3.2)
 \end{aligned}$$

де θ_i – температура нагрівання i -ої (поточної) елементарної ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 ;

θ – функція температури нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 від часу;

$dl = \Delta l = V_{\text{риз}} \cdot d\tau$ – довжина елементарної ділянки адіабатичного стержня, м;

$V_{\text{риз}}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня, м/с;

$d\tau$ – час, за який відбувається перерізання адіабатичного стержня довжиною dl .

Визначимо кількість тепла Q_2 , що витрачається на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 (рис. 3.2,б). Для цього скористаємося ві-

домою із курсу фізики залежністю для визначення кількості тепла, що протікає через адіабатичний стержень довжиною l_2 внаслідок його теплопровідності:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_{2\text{поч}} - \theta_{2\text{кінц}}}{l_2} \cdot \tau_2, \quad (3.3)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·К;

$\theta_{2\text{поч}}$ – температура на кінці адіабатичного стержня довжиною l_1 ;

$\theta_{2\text{кінц}} = 0$ – температура на кінці ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 (умовно дорівнює нулю) ;

τ_2 – час нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 .

Характер зміни температури за довжиною ділянки адіабатичного стержня l_2 внаслідок його теплопровідності показано на рис. 3.2,б. Прийнято, що кількість тепла $Q_2 = c \cdot m \cdot \theta_2 \cdot 0,5$, яке витрачається на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 , дорівнює кількості тепла, що протікає через ділянку адіабатичного стержня довжиною l_2 у результаті його теплопровідності та визначається залежністю (3.3).

У залежності для визначення кількості тепла Q_2 прийнято такі позначення: $m = \rho \cdot \mathcal{G}_2$ – маса ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 , кг; ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³; $\mathcal{G}_2 = l_2 \cdot S$ – об'єм ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 , м³; S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м²; $\theta_2 = \theta_{2\text{поч}}$ – температура на кінці ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 .

Введений у залежність коефіцієнт 0,5 визначає середню температуру нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_2 .

Після перетворень отримано:

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta_2. \quad (3.4)$$

Виразимо довжину ділянки адіабатичного стержня l_2 із урахуванням залежності (3.3). Для цього здійснимо у залежності (3.3) такі перетворення: $Q_2 = N \cdot \tau_2$; $\theta_{2\text{поч}} - \theta_{2\text{кінц}} = \theta_2$, де N – потужність теплового джерела, Вт. Тоді

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (3.5)$$

Кількість тепла $Q = Q_1 + Q_2$, що надійшло на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня довжиною $(l_1 + l_2)$, із урахуванням залежності для визначення потужності теплового джерела $Q = N \cdot \tau$, дорівнює

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{пиз}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N} = N \cdot \tau, \quad (3.6)$$

де τ – час перерізання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 , що дорівнює часу дії теплового джерела, с.

У результаті отримано інтегральне рівняння, в якому невідомими величинами є θ і θ_2 , що залежать від часу τ . Для спрощення розв'язання інтегрального рівняння (3.6) продиференціюємо його праву і ліву частини за часом τ , тобто продиференціюємо всі складові рівняння (3.6) із урахуванням умови $\theta(\tau) = \theta_2$. У результаті отримано:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{пиз}} \cdot \theta_2 + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N \quad (3.7)$$

або

$$\theta' \cdot \theta + A \cdot \theta = B, \quad (3.8)$$

де θ_2' – перша похідна функції $\theta_2 = \theta$ за часом τ ;

$\theta(\tau)$ – температура на останній елементарній ділянці адіабатичного стержня довжиною l_1 , тобто в кінці стержня l_1 , яка дорівнює температурі шліфуванні;

$$A = \frac{V_{\text{пиз}} \cdot N}{\lambda \cdot S};$$

$$B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}.$$

Таким чином, отримано диференційне рівняння першого порядку. Його рішення із урахуванням відомого виразу $q = N/S = \sigma \cdot V_{\text{пиз}}$ [82] (де q – щільність теплового потоку, Вт/м²; σ – умовне напруження різання, Н/м²) приймає вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{пиз}}^2}{\lambda} \cdot \tau} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right]. \quad (3.9)$$

Очевидно, температура шліфування θ зі збільшенням часу τ збільшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma/c \cdot \rho$ (рис. 3.3). Враховуючи складний характер взаємозв'язку температури шліфування θ із часом дії теплового джерела τ , введемо новий параметр – відносну величину температури $z = \theta / \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$ та проведемо аналіз його зміни.

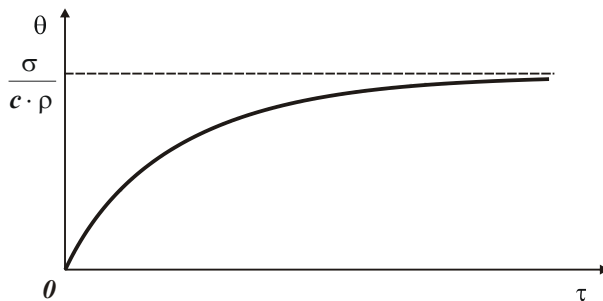


Рисунок 3.3 – Залежність температури шліфуванні θ від часу τ

Виразимо у залежності (3.9) температуру шліфування θ через без розмірну величину z :

$$l_1 = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}} \cdot \bar{l}_1, \quad (3.10)$$

де $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$.

У результаті отримано достатньо просту залежність для визначення довжини ділянки адіабатичного стержня l_1 (табл. 3.1). Як видно, чим більше безрозмірна величина \bar{l}_1 , тим більше відносна величина температури z , яка асимптотично наближається до одиниці.

За таким самим законом змінюється відносна величина температури z залежно від часу дії теплового джерела τ :

$$\tau = \frac{l_1}{V_{pi3}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2} \cdot \bar{l}_1. \quad (3.11)$$

Таблиця 3.1 – Розрахункові значення безрозмірної величини \bar{l}_1

z	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_1	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0

Задаючи значення λ , c , ρ , V_{pi3} і z , та визначаючи із табл. 3.1 значення \bar{l}_1 , за залежністю (3.11) можна розрахувати час τ .

Таким чином, запропоновано методикку розрахунку температури шліфування θ за відомою величиною z . Її суть полягає в тому, що спочатку для заданих значень часу τ і величини l_1 визначаються безрозмірні параметри \bar{l}_1 і z .

Потім за залежністю $\theta = \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right) \cdot z$ визначається температура шліфування θ .

Встановимо характер зміни товщини поверхневого шару оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що дорівнює довжині ділянки адиабатичного стержня l_2 :

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot S \cdot \theta}{N} = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{піз}}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{піз}}} \cdot \bar{l}_2, \quad (3.12)$$

де $\bar{l}_2 = z$.

Порівнюючи залежності (3.11) та (3.12), видно, що вони відрізняються лише другим безрозмірним множником. На рис. 3.4,а представлено графік відносної величини температури z залежно від безрозмірної величини \bar{l}_1 . Як видно, зі збільшенням безрозмірної величини \bar{l}_1 відносна величина температури z безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці.

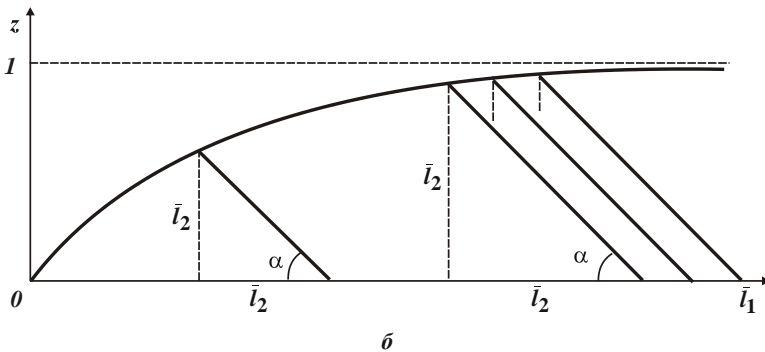
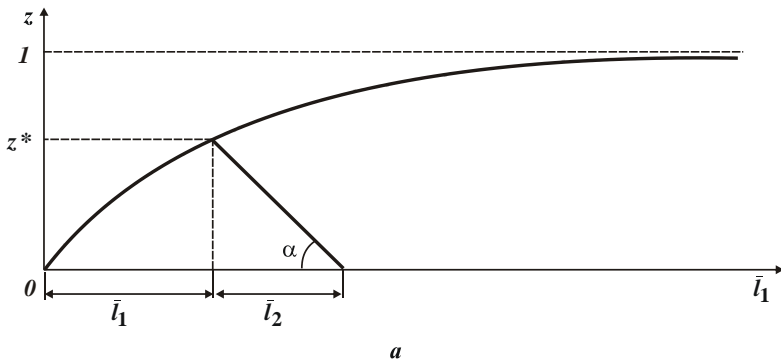


Рисунок 3.4 – Залежність відносної величини температури z від безрозмірної величини \bar{l}_1

На рис. 3.4,а показано характер зміни відносної величини температури z на двох ділянках аналізованого адіабатичного стержня із довжинами l_1 і l_2 . На ділянці стержня завдовжки l_1 , що відповідає безрозмірній величині \bar{l}_1 , відносна величина температури z змінюється нелінійно (за експоненціальним законом), а на ділянці завдовжки l_2 , що відповідає безрозмірній величині \bar{l}_2 , – лінійно. При цьому безрозмірна величина \bar{l}_2 дорівнює ординаті графіка z , тобто показаний на рис. 3.4,а кут α дорівнює 45° .

На рис. 3.4,б показано характер зміни відносної величини температури z на двох ділянках розглянутого адіабатичного стержня для різних значень \bar{l}_1 (різних значень тривалості дії теплового джерела τ). Як видно, зі збільшенням \bar{l}_1 пропорційно збільшується безрозмірна величина \bar{l}_2 та відносна величина температури z .

Кут α , що показаний на рис. 3.4,б, завжди залишається постійним, рівним 45° . За умови $z \rightarrow 1$ безрозмірна величина \bar{l}_2 практично стабілізується і залежить від довжини переміщення теплового джерела \bar{l}_1 , тобто від тривалості дії теплового джерела τ . Для наочності у табл. 3.2 наведено розрахункові значення безрозмірних величин \bar{l}_1 , \bar{l}_2 і відношення \bar{l}_2/\bar{l}_1 залежно від величини z .

Таблиця 3.2 – Розрахункові значення безрозмірних величин \bar{l}_1 , \bar{l}_2 і \bar{l}_2/\bar{l}_1

z	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_1	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0
\bar{l}_2	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_2/\bar{l}_1	22,75	11,13	4,625	2,59	1,717	0,818	0,643	0,495	0,278	0,167

Із табл. 3.2 витікає, що за умови $z < 0,8$ справедлива нерівність $\bar{l}_2 > \bar{l}_1$, а за умови $z > 0,8$ – навпаки, нерівність $\bar{l}_2 < \bar{l}_1$. Причому, починаючи із значення $z = 0,8$, безрозмірна величина \bar{l}_2 залишається фактично постійною зі зміною відносної величини температури z , а безрозмірна величина \bar{l}_1 безперервно збільшується. Із цього витікає, що за умови $z \rightarrow 1$ відбувається стабілізація у часі безрозмірної величини \bar{l}_2 і, відповідно, температури шліфування θ . Із урахуванням сказаного, параметр l_2 і час τ для сталого теплового процесу в умовах шліфування визначаються залежностями:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}}; \quad (3.13)$$

$$\tau = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2}. \quad (3.14)$$

У загальному вигляді (для сталого теплового процесу в умовах шліфування) розрахунок температури шліфування θ можна здійснити за залежністю:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z. \quad (3.15)$$

Для цього слід використовувати розрахункові значення z , наведені у табл. 3.2, із урахуванням значень $l_1 = V_{pi3} \cdot \tau$, тобто залежно від довжини l_1 або часу τ . Для сталого теплового процесу під час шліфування у залежності (3.15) значення z слід прийняти ривним одиниці.

Використовуючи отримане рішення, здійснимо оцінку балансу тепла, що утворюється під час шліфування, на основі рівняння: $\frac{Q_1}{Q} + \frac{Q_2}{Q} = 1$. Після перетворень встановлено:

$$\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot l_1}; \quad (3.16)$$

$$\frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot l_1}. \quad (3.17)$$

Як видно, відносні величини Q_1/Q і Q_2/Q є протилежними і цілком однозначно визначаються відносною величиною температури z (табл. 3.3).

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення Q_1/Q , Q_2/Q та Q_1/Q_2

z	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,6	0,7	0,9	0,99
Q_1/Q	0	0,07	0,14	0,21	0,38	0,44	0,53	0,72	0,79
Q_2/Q	1	0,93	0,86	0,79	0,62	0,56	0,47	0,28	0,21
Q_1/Q_2	0	0,075	0,163	0,266	0,613	0,786	1,128	2,571	3,762

Чим більше величина z , тим більше Q_1/Q і менше Q_2/Q . Отже, зі збільшенням відносної величини температури z частка тепла Q_1/Q , що надходить до стружок, що утворюються, збільшується, а частка тепла, що надходить в оброблювану деталь Q_2/Q , зменшується. Із цього випливає, що під

час високопродуктивної обробки, яка характеризується відносно великими температурами різання, частка тепла, що надходить до стружок, буде більшою за частку тепла, що надходить в оброблювану деталь.

Отримані теоретичні результати узгоджуються із відомими експериментальними даними. Ще у 1915 року професор Усачов Я. Г. встановив, що найбільша кількість тепла надходить до стружки, і складає під час різання сталі від 60 до 80 % від загальної кількості тепла. Зі збільшенням швидкості різання частка тепла, що надходить до стружки, та її середня температура збільшуються.

На рис. 3.5 [9] показано вплив швидкості різання на розподіл тепла між стружкою, деталлю та ріжучим інструментом. Як видно, цей розподіл тепла суттєво залежить від швидкості різання. Так, кількість тепла, що надходить до стружки, збільшується, а кількість тепла, що надходить у деталь та інструмент – зменшується. Такий характер розподілу тепла обумовлено збільшенням температури різання зі збільшенням швидкості різання (рис. 3.6 [9]).

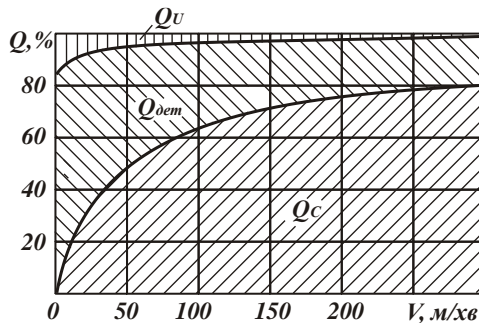


Рисунок 3.5 – Розподіл тепла Q між стружкою, інструментом та деталлю під час точіння сталі 40X різцем із твердого сплаву Т10К6 ($t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об.)

Із рис. 3.5 витікає, що частка тепла, що надходить до стружки, зі збільшенням швидкості різання від 0 до $V = 300$ м/хв збільшується, асимптотично наближаючись до 80 %, а частка тепла, що надходить в оброблювану деталь, навпаки, зменшується, асимптотично наближаючись до 20 %. Такий самий результат отримано теоретично (табл. 3.3). Отже, для даних умов обробки відносна величина температури z наближається до граничного значення $z \rightarrow 1$, за досягнення якого тепловий процес під час різання стабілізується. Цим до-

ведено можливість реалізації на практиці значень, близьких до граничного значення: $z = 1$. Встановлено, що за експериментально визначеною кількістю тепла, що надходить до стружки або у оброблювану деталь, можна оцінювати відносну величину температури z , а за нею – абсолютну температуру різання. Такий підхід до визначення температури різання є новим.

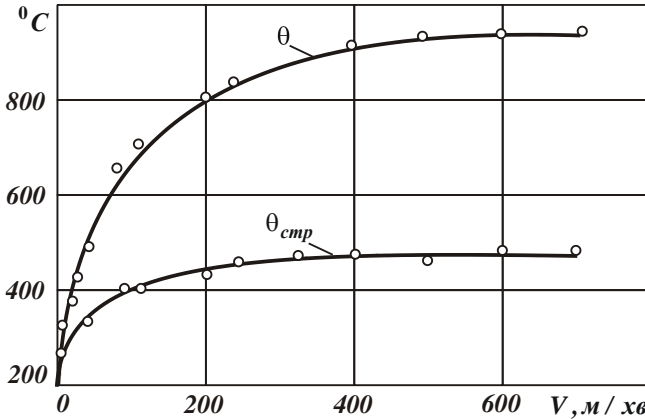


Рисунок 3.6 – Вплив швидкості різання V на температуру різання θ та середню температуру стружки θ_{cnp} під час точіння сталі 40Х різцем із твердого сплаву Т10К6 ($t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об.)

Із залежностей (3.16) і (3.17) витікає, що для зменшення відносної величини температури z необхідно зменшити частку тепла Q_1/Q , що надходить до стружки, що утворюються, і, навпаки, збільшити частку тепла Q_2/Q , що надходить в оброблювану деталь (рис. 3.7).

У зв'язку із цим виникає питання, яким чином можна зменшити частку тепла Q_1/Q і збільшити частку тепла Q_2/Q ? Для цього слід звернутися до залежності (3.10), подаючи її у вигляді:

$$[\ln(1-z) + z] = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{piz}. \quad (3.18)$$

Із залежності (3.18) витікає, що домогтися зменшення відносної величини температури z і, відповідно, частки тепла Q_1/Q , можна шляхом зменшення добутку параметрів $l_1 \cdot V_{piz}$, тобто зменшення товщини шару l_1 , що зрізається, і швидкості перерізання адіабатичного стержня V_{piz} (швидкості переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі).

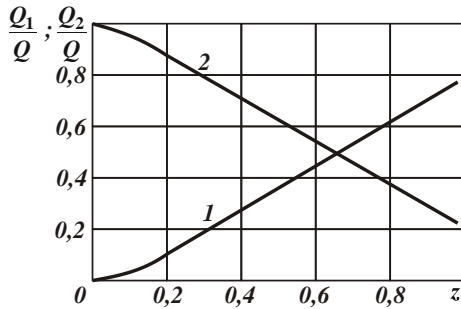


Рисунок 3.7 – Залежності параметрів Q_1/Q (1) і Q_2/Q (2) від відносної величини температури z

Слід зазначити, що під час плоского шліфування величина l_1 дорівнює глибині шліфування t . Тому зменшення величини l_1 передбачає зменшення глибини шліфування t . Параметр $V_{piз}$ за фізичною суттю визначає продуктивність обробки: чим більше $V_{piз}$, тим більше продуктивність обробки.

Таким чином встановлено, що зменшити частку тепла Q_1/Q , що надходить до стружки, що утворюються, можна шляхом зменшення продуктивності обробки. Це автоматично призводить до зменшення відносної величини температури z і збільшення частки тепла Q_2/Q , що надходить в оброблювану деталь завдяки її теплопровідності.

На рис. 3.8 показано характер зміни часток тепла Q_1/Q і Q_2/Q залежно від добутку параметрів $l_1 \cdot V_{piз}$ із урахуванням того, що зв'язок між параметрами Q_1/Q , Q_2/Q та $l_1 \cdot V_{piз}$ здійснюється за допомогою відносної величини температури z .

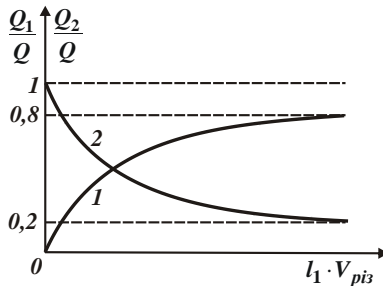


Рисунок 3.8 – Залежності Q_1/Q (1) і Q_2/Q (2) від добутку параметрів $l_1 \cdot V_{piз}$

Як витікає із рис. 3.8, чим більше добуток параметрів $l_1 \cdot V_{piz}$, тобто чим більше продуктивність обробки, тим більше частка тепла Q_1/Q і менше частка тепла Q_2/Q . Із цього витікає, наприклад, що під час глибокого шліфування, що характеризується відносно великою продуктивністю обробки, фактично все тепло, що виділяється, надходить до стружок. Однак і відносна величина температури z і, відповідно, температура шліфування θ при цьому приймають найбільші значення.



Рисунок 3.9 – Структурна схема умов зменшення температури шліфування θ

На основі проведеного аналізу можна сформулювати умови зменшення температури шліфування (або температури поверхневого шару оброблюваної деталі). Згідно залежності (3.15), температура шліфування θ визначається двома параметрами: σ і z . Чим вони менше, тим менше θ . Тому зменшення температури шліфування θ передбачає, по-перше, підвищення ріжучої здатності шліфувального круга та зменшення умовного напруження різання σ . По-друге, зменшення відносної величини температури z і, як показано раніше, зменшення частки тепла Q_1/Q , що надходить до стружок, що утворюються, і, відповідно, збільшення частки тепла Q_2/Q , що надходить в оброб-

лювану деталь, завдяки її теплопровідності. У свою чергу, зменшення частки тепла Q_1/Q та збільшення частки тепла Q_2/Q можливе внаслідок зменшення добутку параметрів $l_1 \cdot V_{piз}$, тобто зменшення, головним чином, продуктивності обробки. У теорії шліфування прийнято вважати, що продуктивність обробки безпосередньо впливає на температуру шліфування. Однак, як показано раніше, вплив продуктивності обробки на температуру шліфування θ відбувається не безпосередньо, а через зміну часток тепла, що надходять до стружок, що утворюються, і в оброблювану деталь.

Таким чином, на основі проведеного теоретичного аналізу сформульовано основні умови зменшення температури шліфування θ (рис. 3.9), які полягають у зменшенні умовного напруження різання σ , довжини l_1 , рівної глибини шліфування, і швидкості $V_{piз}$. Також отримано залежність, що дозволяє у явному виді виразити відносну величину температури z через параметри теплового процесу під час шліфування:

$$z = 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{piз} \cdot (l_1 + l_2)}{\lambda}} = 1 - e^{-(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)}. \quad (3.19)$$

Як видно, відносна величина температури z цілком однозначно визначається сумарною довжиною ділянки адіабатичного стержня $(l_1 + l_2)$, яка знаходиться під дією теплового джерела. Чим менше ця величина, тим менше відносна величина температури z і, відповідно, температура шліфування θ .

Виходячи із цього, можна зробити висновок, що найбільша температура під час плоского шліфування досягається за умови $l_1 = t$ (рис. 3.1), тобто в момент виходу шліфувального круга із контакту із адіабатичним стержнем.

Тоді залежність (3.19) із урахуванням відомої залежності $V_{piз} = V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}$

[82] набуде вигляду:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \bar{l}_1, \quad (3.20)$$

де $Q_{num} = t \cdot V_{dem}$ – питома продуктивність обробки, м³/(м · с);

V_{dem} – швидкість деталі, м/с;

$R_{кр}$ – радіус круга, м.

Визначимо миттєву швидкість V_θ поширення тепла вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі як суму швидкості руху теплового джерела $V_{piз}$ і швидкості зміни в часі довжини адіабатичного стержня l_2 :

$$V_{\theta} = V_{pi3} + \frac{dl_2}{d\tau}. \quad (3.21)$$

Продиференціюємо за часом довжину стержня l_2 , яка визначається залежністю (3.12):

$$\frac{dl_2}{d\tau} = \frac{\lambda \cdot z'}{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}} = V_{pi3} \cdot \left(\frac{1}{z} - 1 \right). \quad (3.22)$$

Тоді

$$V_{\theta} = V_{pi3} + \frac{dl_2}{d\tau} = \frac{V_{pi3}}{z}. \quad (3.23)$$

Звідки

$$\frac{V_{\theta}}{V_{pi3}} = \frac{1}{z}. \quad (3.24)$$

Як видно, швидкість V_{θ} однозначно визначається відносною величиною температури z , тобто в міру переміщення теплового джерела вглиб розглянутого адиабатичного стержня швидкість V_{θ} зменшується, асимптотично наближаючись до значення V_{pi3} (рис. 3.10).

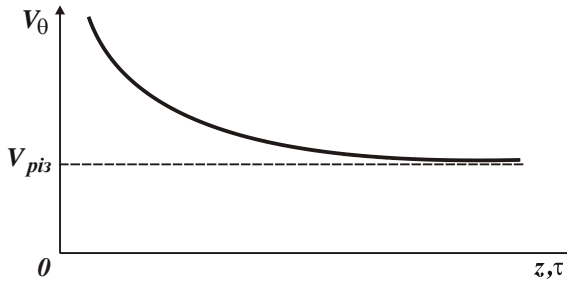


Рисунок 3.10 – Залежність швидкості V_{θ} від величин z і τ

На основі отриманих залежностей проведено кількісне оцінювання основних параметрів теплового процесу під час плоского багатопрхідного ($t_1 = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м) і глибинного ($t_2 = 10^{-3}$ м) шліфування важкооброблюваного матеріалу – твердого сплаву ВК8, що здійснюється із достатньо високою питомою продуктивністю обробки $Q_{num} = 600$ мм³/(мм· хв), табл. 3.4 [155].

Із табл. 3.4 витікає, що відносна величина температури z приймає невеликі значення, значно менше одиниці. Це свідчить про те, що для даних умов шліфування має місце несталый тепловий процес.

Таблиця 3.4 – Розрахункові значення параметрів τ , V_{piz} , \bar{l}_1 , z , θ , $\frac{Q_1}{Q}$,

$\frac{Q_2}{Q}$, $\frac{Q_2}{Q_1}$, $\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$, V_θ , $\frac{V_\theta}{V_{piz}}$ (вихідні дані: $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К);

$\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $2R_{kp} = 0,3$ м)

Вид шліфування	$\tau \cdot 10^{-2}$, с	$V_{piz} \cdot 10^{-3}$, м/с	$\bar{l}_1 \cdot 10^{-2}$	$z \cdot 10^{-2}$	θ , К	$\frac{Q_1}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q_1}$	$\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$	$V_\theta \cdot 10^{-3}$, м/с	$\frac{V_\theta}{V_{piz}}$
Багато-прохідне	0,17	5,8	0,3	7,7	466	0,05	0,95	19,0	0,04	75,4	13
Глибинне	173	0,58	3	22,8	1385	0,16	0,84	5,25	0,14	2,55	4,4

Параметри сталого теплового процесу ($z \rightarrow 1$), які описуються залежностями:

$$\tau = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{piz}^2}; \quad l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{piz}}; \quad \theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}; \quad V_{piz} = V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{kp}}}, \quad (3.25)$$

для розглянутих умов обробки приймають достатньо великі значення (табл. 3.5), не властиві процесу шліфування. Отже, фактично неможливо здійснити сталий тепловий процес під час шліфування важкооброблюваного твердого сплаву. Він може бути реалізований під час шліфування більш "м'яких" матеріалів, наприклад, сталей. Це підтверджується експериментальними даними професора Силіна С. С., отриманими під час високопродуктивного плоского глибинного абразивного шліфування сталей і жароміцних сплавів: зі збільшенням глибини шліфування і швидкості деталі температура шліфування спочатку збільшується, потім стабілізується.

Таблиця 3.5 – Розрахункові значення параметрів τ , l_2 , θ для $\sigma = 16 \cdot 10^9$ Н/м²

Вид шліфування	τ , с	$l_2 \cdot 10^{-3}$, м	θ , К
Багато-прохідне	0,28	3,27	6064
Глибинне	28,2	32,67	6064

Такий же характер зміни температури встановлений нами теоретично (рис. 3.11), виходячи із наведених залежностей. Із цього витікає, що реалізація сталого теплового процесу під час шліфування відкриває нові можливості суттєвого збільшення продуктивності обробки без збільшення температури і

погіршення якості оброблюваних поверхонь. Однак для цього необхідно забезпечити під час шліфування задану температуру, що виключає утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні. Це досягається, головним чином, шляхом зменшення умовного напруження різання σ згідно залежності [131]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{K_{piz}}, \quad (3.26)$$

де σ_{cm} – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м²;

$K_{piz} = P_z / P_y$ – коефіцієнт різання;

P_z, P_y – тангенціальна і радіальна складові сили різання, Н.

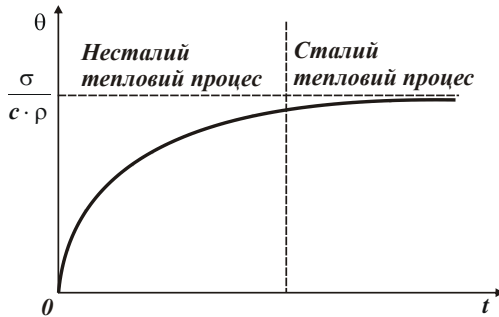


Рисунок 3.11 – Залежність температури шліфування θ від глибини шліфування t

Із залежності (3.26) витікає, що умовне напруження різання σ тим менше, чим більше коефіцієнт різання K_{piz} . Тому із метою зменшення температури поверхневого шару оброблюваної деталі ефективно переходити від шліфування до лезової обробки, наприклад, до тонкого точіння, що характеризується більшими значеннями коефіцієнта різання K_{piz} , оскільки під час шліфування $K_{piz} < 1$, а під час лезової обробки $K_{piz} > 1$.

Виходячи із цього, на основі залежності (3.10) із урахуванням виразів $l_1 = a$ і $V_{piz} = V \cdot tg\beta$ визначено відносну величину температури z під час поздовжнього точіння:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot tg\beta = \bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z, \quad (3.27)$$

де a – товщина зрізу, м;

V – швидкість різання, м/с;

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

Як і під час шліфування, безрозмірна величина \bar{l}_1 і, відповідно, відносна величина температури z однаковою мірою залежать від товщини зрізу a і швидкості різання V . Із їхнім збільшенням відносна величина температури z спочатку збільшується, потім стабілізується (табл. 3.2). Кількісними розрахунками встановлено, що під час точіння, на відміну від процесу шліфування, умова $z \rightarrow 1$ виконується у широкому діапазоні режимів різання, які реалізуються на практиці. Отже, під час точіння типовою залежністю, що визначає характер зміни температури різання від швидкості різання V , є залежність, показана на рис. 3.11. Таку ж залежність встановлено експериментально професором Данієляном А. М. і професором Лоладзе Т. М. під час дослідження процесу точіння, а також інших видів лезової обробки.

Реалізація сталого теплового процесу під час точіння забезпечує суттєве збільшення питомої продуктивності обробки $Q_{num} = a \cdot V$ без збільшення температури різання і, відповідно, погіршення якості оброблених поверхонь, що є важливим чинником підвищення ефективності фінішної механічної обробки. Цим теоретично обґрунтовано можливість застосування за певних умов процесу точіння (замість процесу шліфування) із погляду підвищення якості та продуктивності обробки.

3.2. Теоретичний аналіз умов підвищення якості обробки із урахуванням обмеження за температурою шліфування

Теплові процеси, що відбуваються під час різання та шліфування матеріалів, негативно впливають на основні показники обробки, особливо, на якість оброблених поверхонь, викликаючи появу на них припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. У даний час накопичено значний практичний досвід щодо їх усунення [152]. Однак теоретично недостатньо обґрунтовано питання утворення дефектного шару на оброблюваній поверхні. Тому важливо провести теоретичний аналіз умов підвищення якості обробки під час шліфування за температурним критерієм.

Для цього залежність (3.8) із урахуванням залежності (3.6) та умови $l_1 = t$ (для плоского шліфування) слід подати у вигляді:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{piz}} \cdot z = t \cdot \frac{z}{\bar{l}_1}. \quad (3.28)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність для визначення товщини шару l_2 оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що виділяється під час шліфування. За фізичною суттю, параметр l_2 відповідає товщині дефектного шару обробленої деталі. Із залежності (3.28) витікає, що зменшити параметр l_2 можна шляхом зменшення глибини шліфування t та відношення z/\bar{l}_1 . Зменшення відношення z/\bar{l}_1 , як витікає із рис. 3.12, пов'язано зі збільшенням відносної величини температури z , яка визначається безрозмірною величиною \bar{l}_1 :

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \quad (3.29)$$

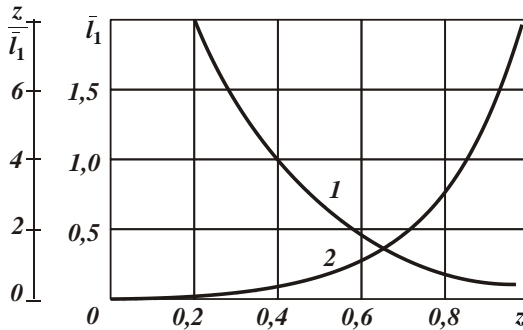


Рисунок 3.12 – Залежності відношення z/\bar{l}_1 (1) і безрозмірної величини \bar{l}_1 (2) від відносної величини температури z

Зі збільшенням відносної величини температури z безрозмірна величина \bar{l}_1 збільшується (рис. 3.12). Із цього витікає, що збільшити відносну величину температури z можна шляхом збільшення швидкості деталі V_{dem} та глибини шліфування t . Однак, збільшення глибини шліфування t , згідно залежності (3.28) і розрахункових даних, показаних на рис. 3.13, призводить до збільшення параметра l_2 . Тому основним шляхом зменшення параметра l_2 є збільшення швидкості деталі V_{dem} .

Із рис. 3.12 витікає, що за умови $z \rightarrow 1$ відношення $z/\bar{l}_1 \rightarrow 0$. Отже, домогтися суттєвого зменшення товщини шару l_2 оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що виділяється під час шліфування, можна в умовах сталого теплового процесу ($z \rightarrow 1$) [74] шляхом збільшення V_{dem} .

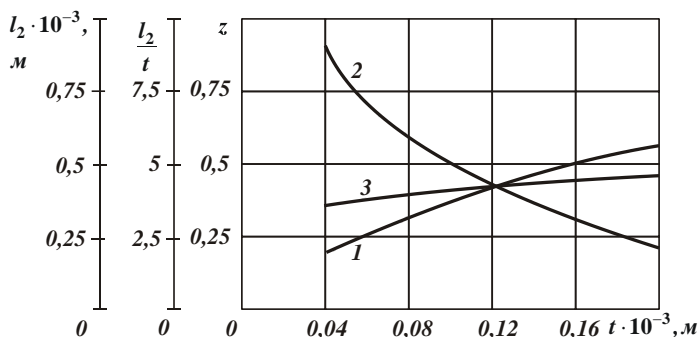


Рисунок 3.13 – Залежності відносної величини температури z (1), відношення l_2/t (2) і параметра l_2 (3) від глибини шліфування t : оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (коефіцієнт теплопровідності $a = \lambda/c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$);

$$D_{кр} = 0,45 \text{ м}; V_{дем} = 30 \text{ м/хв}$$

На рис. 3.14 графічно показано характер зміни розрахункових значень відносної величини температури z залежно від швидкості деталі $V_{дем}$ та глибини шліфування t .

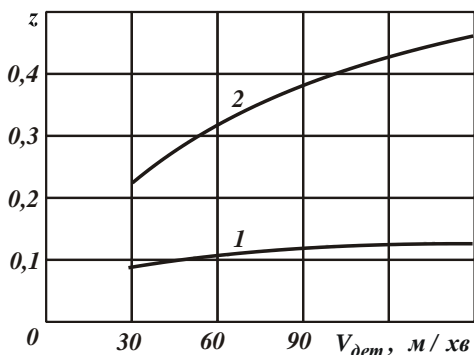


Рисунок 3.14 – Залежність відносної величини температури z від швидкості деталі $V_{дем}$: 1 – $t = 0,02 \text{ мм}$; 2 – $t = 0,08 \text{ мм}$; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8 ($c = 175,9 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $\lambda = 50 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$; $\rho = 15 \cdot 10^3 \text{ кг}/\text{м}^3$); $D_{кр} = 0,3 \text{ м}$

Зі зміною параметрів режиму шліфування $V_{дем}$ і t у широких межах відносна величина температури z змінюється незначно: всього у межах $0 \dots 0,47$. Це свідчить про те, що під час шліфування має місце тепловий про-

цес, що не встановився ($z < 1$), і відношення z/\bar{l}_1 набуває значення більше одиниці. Згідно залежності (3.28), параметр l_2 при цьому перевищує глибину шліфування t , тобто тепло, що утворюється під час шліфування, концентрується у достатньо великому поперечному шарі l_2 .

На основі проведеного аналізу можна зробити висновок, що збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ у діапазонах, що реалізуються на практиці, не дозволяє вирішити завдання суттєвого зменшення параметра l_2 , який визначає товщину дефектного шару оброблюваної деталі. Зменшити параметр l_2 у цих умовах можна зменшенням глибини шліфування t . Однак це малоефективно через необхідність зменшення продуктивності обробки.

Слід зазначити, що залежність (3.28) отримано за умови рівномірного розподілу теплового джерела за всією площею контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю. Цю умову можна із певними припущеннями реалізувати у разі суцільного контакту зв'язки та зерен шліфувального круга із оброблюваною деталлю, наприклад, під час шліфування затупленим кругом, що характеризується незначним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга. Під час шліфування кругом після його правлення, як правило, має місце, в основному, контакт ріжучих зерен із оброблюваним матеріалом, а контакт зв'язки круга із оброблюваним матеріалом незначний. Тому у цьому випадку більш правильно розрахунок параметра l_2 здійснювати за умови різання окремим зерном, тобто розглядати у розрахунковій схемі контакт круга із оброблюваною деталлю не у вигляді "плями" контакту, а у вигляді точкових контактів окремих зерен із оброблюваним матеріалом, використовуючи схему стружкоутворення у процесі різання (рис. 3.15) [74]. У даній схемі припуск, що знімається, умовно представлено у вигляді безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які перерізаються шліфувальним кругом із швидкістю $V_{риз}$.

Для даної розрахункової схеми також справедлива залежність (3.28). Однак у ній замість глибини шліфування t необхідно розглядати товщину зрізу окремим зерном a , а швидкість перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня $V_{риз}$ визначати за залежністю:

$$V_{риз} = \frac{a}{\tau_1} = a \cdot \frac{V_{кр}}{h} = V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta, \quad (3.30)$$

де a – товщина зрізу, м;

τ_1 – час перерізання адіабатичного стержня, с;

$V_{кр}$ – швидкість різання (швидкість круга), м/с;
 β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу;
 h – довжина зони різання, що охоплена площиною зсуву оброблюваного матеріалу, м.

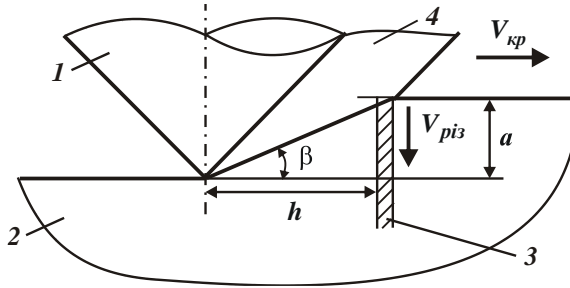


Рисунок 3.15 – Розрахункова схема процесу мікрорізання окремим зерном:
 1 – ріжуче зерно; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень;
 4 – стружка, що утворюється

Із урахуванням наведеного, залежність (3.28) набуде вигляду:

$$l_2 = a \cdot \frac{z}{l_1}, \quad (3.31)$$

де

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.32)$$

Залежність (3.32) аналогічна залежності (3.29). Функцію глибини шліфування t в ній виконує товщина зрізу a , функцію швидкості деталі $V_{дет}$ – швидкість круга $V_{кр}$, а функцію відношення $\sqrt{t/D_{кр}}$ – тангенс кута зсуву оброблюваного матеріалу β . Розрахунки показали, що кількісно добуток параметрів $a \cdot V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta$ у залежності (3.32) значно більше добутку параметрів $t \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t/D_{кр}}$, що входить у залежність (3.29). Це призводить до збільшення відносної величини температури z до значень, близьких одиниці (рис. 3.16), що, за суттю, реалізується під час шліфування у сталому тепловому процесі ($z \rightarrow 1$).

Розрахункові значення z , показані на рис. 3.16, отримано щодо умов мікрорізання одиничним алмазним зерном (рис. 3.17, рис. 3.18 [112]). Значення $\operatorname{tg} \beta$ визначено за залежністю: $\operatorname{tg} \beta = K_{піз} / 2$, де $K_{піз} = P_z / P_y$; P_z , P_y –

відповідно, тангенційна та радіальна складові сили різання, H . Виходячи із рис. 3.18, у розрахунках прийнято $K_{piз} = P_z / P_y = 0,5$; $tg\beta = 0,25$.

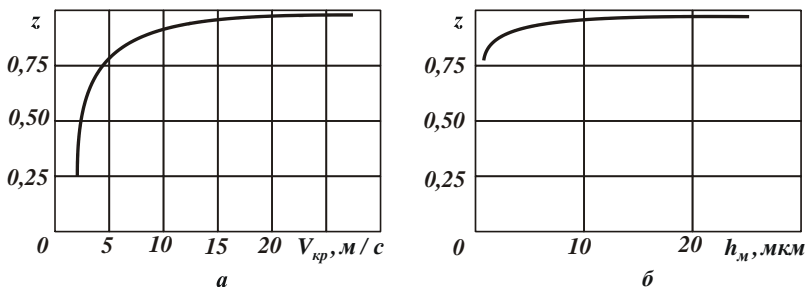


Рисунок 3.16 – Залежність відносної величини температури z від швидкості круга $V_{кр}$ (а) і товщини зрізу $h_{м}$ (або a) (б) під час мікрорізання одиничним зерном загартованим сталі ШХ15: а – $h_{м} = 5$ мкм; б – $V_{кр} = 27,5$ м/с

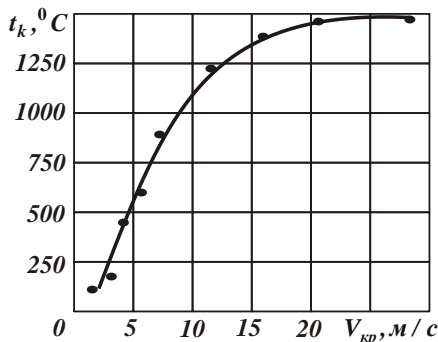


Рисунок 3.17 –Залежність контактної температури від швидкості під час мікрорізання загартованої сталі ШХ15 алмазним конусом $2\alpha = 120^\circ$, $\rho = 10$ мкм і товщиною зрізу $h_{м} = 5$ мкм

Таким чином показано можливість суттєвого зменшення параметра $l_2 \rightarrow 0$, згідно залежності (3.31), завдяки збільшенню швидкості круга $V_{кр}$, особливо, в умовах високошвидкісного шліфування із $V_{кр} = 300$ м/с і більше. Отже, збільшення швидкості круга і здійснення високошвидкісного шліфування, поряд із підвищенням продуктивності обробки, дозволяє зменшити товщину шару l_2 оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що ви-

діляється під час обробки, тобто товщину дефектного шару, і, тим самим, підвищити якість обробки. Однак слід мати на увазі, що даний ефект буде проявлятися за умови незначного контакту зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. В іншому випадку слід розглядати "пляму" контакту круга із оброблюваним матеріалом та початкове рішення (3.28), рис. 3.13, що характеризується підвищеними значеннями параметра l_2 .

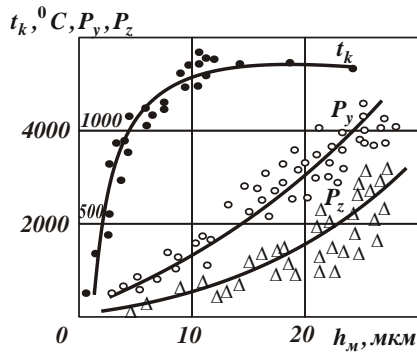


Рисунок 3.18 – Залежності контактної температури t_k , радіальної P_y і тангенціальної P_z складових сили різання від товщини зрізу h_m під час мікрорізання сирової сталі ШХ15 алмазним конусом $2\alpha = 120^\circ$, $\rho = 15 \text{ мкм}$ із швидкістю $27,5 \text{ м/с}$

Фактично виключити контакт зв'язки круга із оброблюваним матеріалом можна шляхом застосування ефективних методів правлення круга, що забезпечують своєчасне видалення із його робочої поверхні зношених зерен і збільшене виступання зерен над рівнем зв'язки. Достатньо ефективні у цьому напрямі електрофізикохімічні методи правлення алмазних кругів на металевих зв'язках, а також комбіновані методи шліфування, що виключають засалювання алмазного круга та забезпечують підтримання його високої ріжучої здатності у процесі шліфування.

Із залежності (3.32) також витікає можливість збільшення відносної величини температури z та, відповідно, зменшення відношення z/\bar{l}_1 у залежності (3.31) завдяки збільшенню товщини зрізу a окремим зерном круга. Однак параметр a самостійно входить у залежність (3.31) і призводить до збільшення параметра l_2 . Очевидно, параметр a , аналогічно глибині шліфу-

вання t , що входить у залежність (3.28), неоднозначно впливає на параметр l_2 , проте у результаті (як встановлено розрахунками) призводить до збільшення параметра l_2 . Тому для його зменшення товщину зрізу a доцільно зменшувати, а швидкість круга $V_{кр}$ збільшувати.

Збільшення відносної величини температури z призводить до підвищення температури шліфування θ , яка визначається залежністю [74]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z. \quad (3.33)$$

При цьому збільшується частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються $\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot l_1}$, і зменшується частка тепла, що надходить в оброблювану деталь $\frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot l_1}$ [74]. Отже, зменшення товщини шару l_2 оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що виділяється під час обробки, обумовлено збільшенням частки тепла Q_1/Q , що надходить до стружок, що утворюються, відносної величини температури z та температури шліфування θ . Іншими словами, для того щоб зменшити параметр l_2 необхідно практично все тепло, що утворюється під час шліфування, відвести до стружок і реалізувати умову $z \rightarrow 1$, тобто реалізувати сталий тепловий процес. При цьому необхідно збільшення температури шліфування θ у зв'язку зі збільшенням величини z у залежності (3.33) компенсувати зменшенням умовного напруження різання σ шляхом зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і підвищенням ріжучої здатності круга.

Таким чином, встановлено, що зменшення параметра l_2 (товщини дефектного шару оброблюваної деталі) пов'язане зі збільшенням температури шліфування. Тому рівень зменшення параметра l_2 має бути обмежений максимально допустимою температурою шліфування θ . Отримане рішення відповідає закону теплопровідності

$$Q = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau, \quad (3.34)$$

який за умови $Q = N \cdot \tau = q \cdot S \cdot \tau$ набуває більш простого вигляду:

$$q = \lambda \cdot \frac{\theta}{l_2}, \quad (3.35)$$

де Q – кількість тепла, що утворюється під час шліфування, Дж;

$N = q \cdot S$ – потужність теплового джерела, Вт;

q – щільність теплового джерела, Вт/м²;

S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня (рис. 4), м²;

τ – час дії теплового джерела на фіксований адіабатичний стержень, с.

Після підстановки у залежність (3.35) залежностей (3.28) і (3.33) із урахуванням $q = \sigma \cdot V_{piz}$ [74], видно, що ліва і права частини залежності (3.35) рівні між собою, тобто отримане рішення є правильним. Із залежності (3.35) витікає, що збільшити чисельник, тобто температуру шліфування θ , і водночас зменшити знаменник, тобто параметр l_2 , можна шляхом збільшення щільності теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{piz}$.

Швидкість руху теплового джерела вздовж адіабатичного стержня V_{piz} у залежності від характеру контакту круга із оброблюваною деталлю описується залежностями: $V_{piz} = V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}$ і $V_{piz} = V \cdot tg\beta$. Отже, збільшити щільність теплового потоку q і, відповідно, швидкість V_{piz} у першому випадку можна шляхом збільшення швидкості деталі V_{dem} та глибини шліфування t , а у другому – шляхом збільшення швидкості круга $V_{кр}$.

У другому випадку щільність теплового потоку дорівнює $q = \sigma \cdot V_{кр} \cdot tg\beta$. У роботах [131; 134] показано, що $tg\beta = \sigma_{см} / \sigma$, де $\sigma_{см}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м². Тоді $q = \sigma_{см} \cdot V_{кр}$ і згідно залежності (3.35) маємо:

$$\theta = \sigma_{см} \cdot V_{кр} \cdot \frac{l_2}{\lambda}. \quad (3.36)$$

Задаючи значення θ та l_2 , із залежності (3.36) можна визначити оптимальну швидкість круга. Очевидно, за умови $\theta = const$ збільшення швидкості круга $V_{кр}$ призводить до зменшення параметра l_2 . Це узгоджується із отриманим теоретичним рішенням, заснованим на використанні відносної величини температури z .

Таким чином, перехід в область високошвидкісного шліфування є важливим резервом підвищення якості обробки із точки зору зменшення імовірності появи температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Аналізуючи залежність (3.36), видно, що вона містить умовне напруження різання σ , тобто однакова для різних методів механічної обробки лезовими та абразив-

ними інструментами, які відрізняються між собою, як відомо, значеннями σ . Із цього витікає, що незалежно від методів обробки за однакової швидкості різання $V_{кр}$ відношення параметрів θ і l_2 залишатиметься постійним. Ця закономірність має велике практичне значення, оскільки дозволяє прогнозувати оптимальні умови обробки для різних методів різання та шліфування матеріалів. Так, задаючи необхідні значення параметрів θ і l_2 , можна визначити оптимальну швидкість різання $V_{кр}$, потім вибрати оптимальний метод обробки, що забезпечує задану температуру θ і, відповідно, параметр l_2 . Встановлена таким чином оптимальна швидкість різання $V_{кр}$ є єдиною для всього різноманіття існуючих методів механічної обробки.

3.3. Умови підвищення якості та продуктивності механічної обробки із урахуванням обмеження за температурним чинником

Традиційно завдання підвищення якості обробки вирішуються шляхом зниження режимів різання, проте це, як відомо, призводить до зменшення продуктивності обробки та малоефективно [152]. Набагато ефективніше використовувати більш прогресивні методи обробки, для чого необхідно знати їх технологічні можливості, вміти проводити їх порівняння та здійснювати вибір оптимальних варіантів операцій обробки із урахуванням математичного подання фізичних і технологічних параметрів обробки. Все це вимагає обґрунтування технологічних закономірностей формування параметрів якості під час абразивної та лезової обробок із урахуванням температурного чинника. Важливими рішеннями у цьому напрямі слід розглядати результати досліджень теплофізики процесів механічної обробки, особливо миттєвої і середньої температур шліфування. Вони, як встановлено, у сукупності дозволяють розкрити фізичну сутність теплових процесів під час шліфування та визначити основні умови підвищення якості та продуктивності обробки, проте недостатньо вивчені та вимагають подальших досліджень. Тому проведемо теоретичне обґрунтування шляхів підвищення якості та продуктивності при абразивній та лезовій обробках із урахуванням температурного чинника.

В основу рішень покладено розрахункові схеми процесів мікрорізання окремим зерном (різцем) та шліфування (рис. 3.19). Загальним у цих схемах є те, що припуск, що знімається, умовно представлений безліччю нескінченно

тонких адіабатичних стержнів, які перерізаються шліфувальним кругом із швидкістю $V_{piз}$, що визначає швидкість переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі. Згідно із теоретичним підходом, запропонованим у п. 3.1 роботи, адіабатичний стержень розділений на дві ділянки із довжинами l_1 і l_2 . Довжина l_1 відповідає перерізаній частині стержня і визначає частку тепла, що надходить до стружок, що утворюються. Довжина l_2 дорівнює глибині поширення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу внаслідок його теплопровідності та визначає частку тепла, що надходить в оброблювану деталь.

На основі урахування балансу тепла, що утворюється у процесі різання, встановлено, що найбільша температура θ , яка досягається у точці A (рис. 3.19,а), і довжина l_2 для схем мікрорізання окремих зерном і шліфування описуються одними і тими ж аналітичними залежностями, що відрізняються лише параметрами $V_{piз}$ і σ :

$$\theta = \theta_{max} \cdot z; \quad l_2 = a \cdot \frac{z}{l_1}; \quad \bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{piз} = -\ln(1-z) - z, \quad (3.37)$$

де $\theta_{max} = \sigma / c \cdot \rho$ – максимально можлива миттєва температура, К;
 a – товщина зрізу, м.

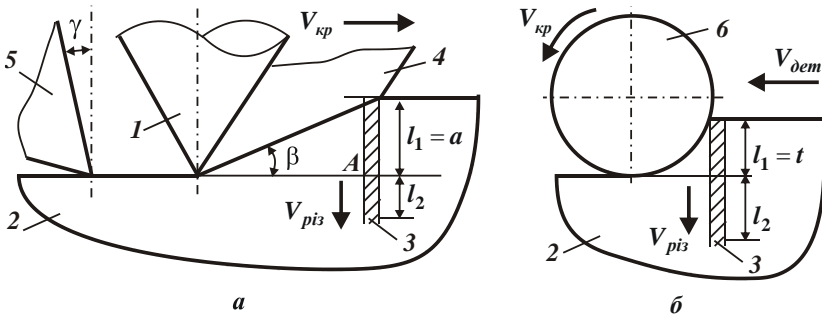


Рисунок 3.19 – Розрахункові схеми процесів мікрорізання окремих зерном (різцем) (а) та шліфування (б): 1 – ріжуче зерно; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень; 4 – стружка; 5 – різець; 6 – шліфувальний круг

Встановлено, що під час мікрорізання окремих зерном $V_{piз} = V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta$, а під час шліфування $V_{piз} = V_{дем} \cdot \sqrt{t / 2 \cdot R_{кр}}$, де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу; $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с; t – глибина шліфування, м; $R_{кр}$ – радіус круга, м.

Умовне напруження різання σ під час шліфування більше, ніж під час мікрорізання окремим зерном, оскільки у цьому випадку оброблюваний матеріал контактує не тільки із ріжучими зернами, але й зі зв'язкою круга, викликаючи інтенсивне тертя у зоні різання. Тому температура, що виникає під час шліфування, за фізичною суттю є середньою температурою, а під час мікрорізання окремим зерном – миттєвою температурою.

Із залежності (3.37) витікає, що під час мікрорізання окремим зерном зі збільшенням швидкості $V_{різ}$ (збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ та товщини зрізу a) відносна величина температури z і, відповідно, миттєва температура безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до одиниці (рис. 3.20,а). У цьому випадку практично все тепло, що виділяється під час різання, надходить до стружки, що утворюється. У оброблювану деталь надходить незначна частина тепла. Параметр l_2 зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ зменшується, а зі збільшенням товщини зрізу a збільшується (рис. 3.20,б). Тому зменшити параметр l_2 і досягти підвищення якості обробки можна шляхом суттєвого збільшення швидкості круга $V_{кр}$, тобто шляхом переходу в область високошвидкісного шліфування, забезпечуючи при цьому миттєву температуру θ нижче за температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

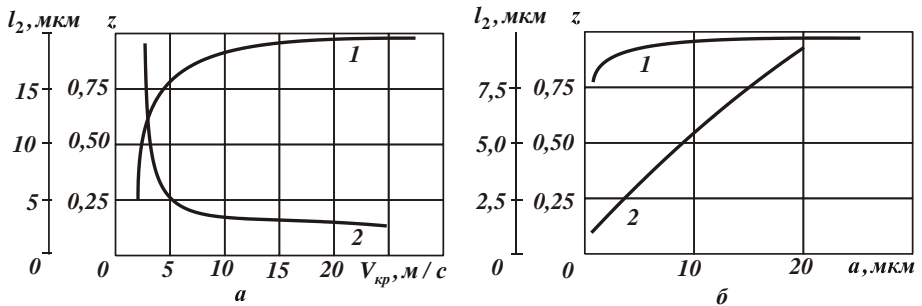


Рисунок 3.20 – Залежності відносної величини температури z (1) і параметра l_2 (2) від швидкості круга $V_{кр}$ (а) і товщини зрізу a (б):

а – $a=0,05$ мм; б – $V_{кр}=27,5$ м/с

Для виконання цієї умови, виходячи із залежності (3.37), необхідно зменшити умовне напруження різання [131]:

$$\sigma = \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi - \gamma}{2}\right) = \sigma_{cm} \cdot \operatorname{ctg}\beta = \frac{\sigma_{cm}}{K_{pi3}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}\right), \quad (3.38)$$

де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;
 γ – позитивний передній кут інструмента (абразивного зерна);
 ψ – умовний кут тертя передньої поверхні інструмента із стружкою, що утворюється.

Це досягається зменшенням різниці кутів ($\psi - \gamma$) або, відповідно, збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β (коефіцієнта різання $K_{pi3} > 1$). За негативних передніх кутах γ , що характерно для шліфування, різниця кутів ψ і γ визначається виразом ($\psi + \gamma$), зменшити який можна, по-перше, зменшенням інтенсивності тертя різального зерна із оброблюваним матеріалом шляхом застосування ефективних технологічних середовищ, по-друге, шляхом підтримання під час обробки високої гостроти ріжучих зерен (зменшуючи негативний кут γ). Розрахунками встановлено, що за відносно невеликих значень коефіцієнта тертя $f = \operatorname{tg}\psi$ оброблюваного та інструментального матеріалів виконати умову $K_{pi3} > 1$ можна навіть за негативних передніх кутів інструмента (рис. 3.21,а). А це, виходячи із рис. 3.21,б, призводить до того, що миттєва температура набуває значення, яке менше температури плавлення $\theta_{nl} = 1500$ °С оброблюваного матеріалу – сталі ШХ15.

Із залежності (3.37) витікає, що чим менше умовне напруження різання $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg}\beta$, тим більше відносна величина температури z і менше параметр l_2 . Отже, зменшення σ дозволяє одночасно зменшити параметр l_2 та миттєву температуру θ , що підтверджується експериментальними даними, наведеними у науково-технічній літературі.

Як відомо, під час шліфування ріжучі зерна круга контактують не з "холодним", а із "горячим" оброблюваним матеріалом, нагрітим зернами, що раніше пропрацювали. Внаслідок цього миттєва температура шліфування та параметр l_2 будуть більшими, ніж під час мікрорізання окремим зерном. Це витікає із залежностей (3.37), розглядаючи замість товщини зрізу a глибину шліфування t :

$$l_2 = t \cdot \frac{z}{\bar{l}_1}, \quad (3.39)$$

де $\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{kp} \cdot \operatorname{tg}\beta = -\ln(1 - z) - z$.

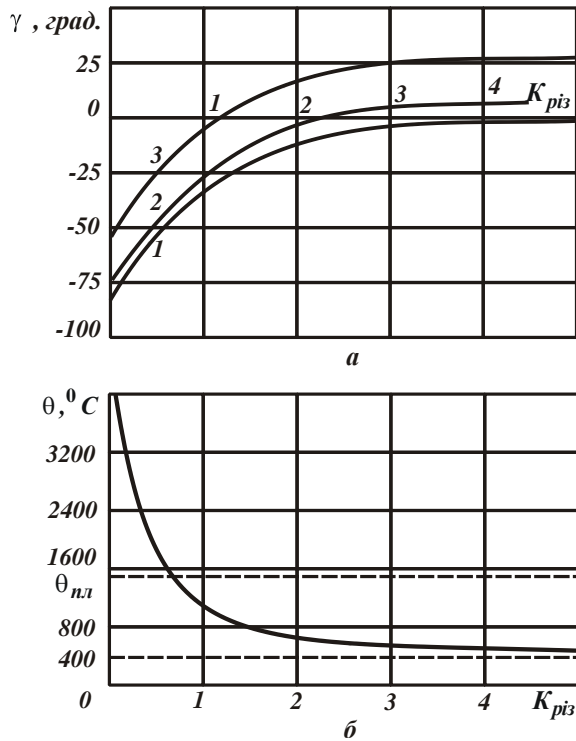


Рисунок 3.21 – Залежності кута γ (а) та миттєвої температури θ (б) від коефіцієнта різання K_{piz} : а-1 – $\psi = 10^0$ ($f = 0,176$); 2 – $\psi = 20^0$ ($f = 0,364$); 3 – $\psi = 40^0$ ($f = 0,839$)

Розрахунками встановлено, що під час мікрорізання окремим ріжучим зерном швидкість $V_{piz} = V_{кр} \cdot tg\beta$ завжди більше, ніж під час шліфування: $V_{piz} = V_{дет} \cdot \sqrt{t/2 \cdot R_{кр}}$. Тоді миттєва температура (крива 1 на рис. 3.22,а) більше за середню температуру шліфування (крива 2 на рис. 3.22,а), а глибина проникнення миттєвої температури у поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 , навпаки, менше за глибину проникнення середньої температури шліфування (рис. 3.22,б), яка може багаторазово перевищувати глибину шліфування t . Отже, підвищити якість обробки можна, по-перше, шляхом зменшення миттєвої температури, що досягається, як показано раніше, збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ та зменшенням умовного напруження різання σ

під час мікрорізання окремим зерном. По-друге, зменшення глибини проникнення середньої температури l_2 шляхом зменшення або навіть виключення тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Із цього витікає, що необхідною умовою підвищення якості обробки під час шліфування є суттєве зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, а достатньою умовою – збільшення швидкості круга $V_{кр}$.

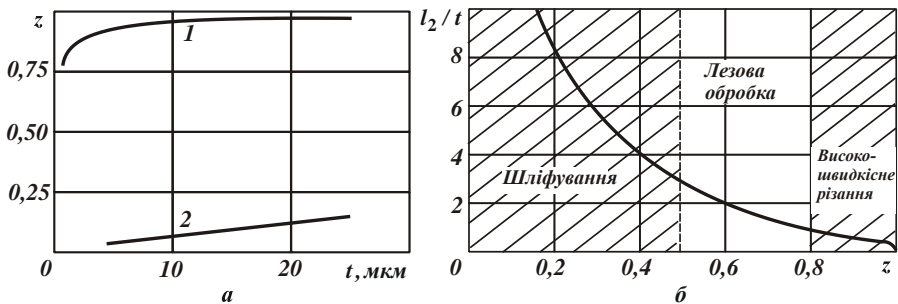


Рисунок 3.22 – Залежності z від t (а) і l_2/t від z (б): а – 1 – $V_{кр} = 27,5$ м/с;

$tg\beta = 0,25$; 2 – $V_{дем} = 30$ м/хв; діаметр круга $D_{кр} = 0,45$ м;

оброблюваний матеріал – сталь ШХ15

(коефіцієнт теплопровідності $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с)

У роботі отримано наближені залежності (справедливі за умови $z < 0,6$) для визначення середньої температури шліфування θ і параметра l_2 :

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot t \cdot V_{дем}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}; \quad (3.40)$$

$$l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}{V_{дем}}}. \quad (3.41)$$

Як видно, зменшити середню температуру шліфування θ та параметр l_2 без зменшення продуктивності обробки, що визначається добутком параметрів $V_{дем} \cdot t$, можна збільшенням швидкості деталі $V_{дем}$ та зменшенням глибини шліфування t . Враховуючи те, що під час шліфування все ж таки складно виключити тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, найважливішою умовою зменшення параметра l_2 із одночасним зменшенням температури є застосування лезової обробки, особливо, високошвидкісного різання

(високошвидкісного фрезерування). У цьому випадку, наприклад, на відміну від високошвидкісного шліфування, виключається середня температура шліфування, що дозволяє реалізувати умови високоякісної обробки: $l_2 \rightarrow 0$ (або $l_2 < t$); $z \rightarrow 1$ (рис. 3.23).

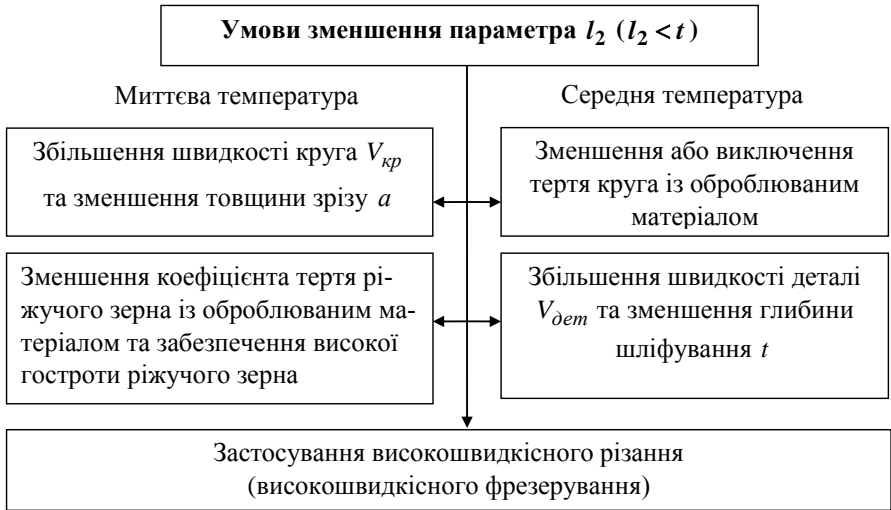


Рисунок 3.23 – Структурна схема умов зменшення параметра l_2 ($l_2 < t$)

Отримані результати дозволяють здійснити класифікацію теплових процесів, що виникають під час абразивної та лезової обробки, за відношенням l_2/t і параметром z . Як витікає із рис. 3.22,б, за умов $l_2/t > 3$ і $z < 0,5$ реалізується процес шліфування, а за умов $1 < l_2/t < 3$ і $0,5 < z < 0,8$ – лезова обробка, за умов $l_2/t < 1$ і $z > 0,8$ – високошвидкісне різання лезовим інструментом. Тому, практично виключаючи тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, тобто виключаючи середню температуру шліфування, можна за умов $l_2/t < 1$ і $z > 0,8$ реалізувати високошвидкісне шліфування, що забезпечить суттєве підвищення якості та продуктивності обробки.

Для оцінювання достовірності теоретичних результатів проведено експериментальні дослідження відношення l_2/t під час внутрішнього шліфування деталі "кожух", виготовленої із сталі 16ХЗНВФМБ-Ш після цементації, абразивним кругом ЧК 50×25×13 25А 25П СМ1 7 із режимом шліфування:

$V_{dem} = 36$ м/с, $S_{pad} = 0,11$ мм/хв; $t = 0,78$ мкм; $V_{кр} = 20 \dots 35$ м/с. Встановлено, що у процесі обробки у межах зміни параметрів режимів шліфування на оброблюваних поверхнях утворюються припикання глибиною $l_2 = 100 \dots 200$ мкм. Отже, справедливі умови: $l_2/t \gg 1$; $z \ll 1$. Це відповідає теоретичним даним, наведеним на рис. 3.22,б.

Також проведено експериментальні дослідження відношення l_2/t під час високошвидкісного фрезерування твердосплавною кінцевою фрезою отворів у деталях, виготовлених із сталі 7ХГ2ВМФ-Ш ($HRC 51 \dots 56$), із частотою обертання фрези $n = 8000$ об./хв, глибиною різання $t = 0,15$ мм, круговою подачею $S = 0,25$ мм/об. та вертикальною подачею – 125 мм/хв. Встановлено, що на оброблюваних поверхнях припикання не утворюються, а відношення $l_2/t = 0,5 \dots 1$. Це узгоджується із теоретичними даними (рис. 3.22,б).

Визначено значення l_2/t на основі експериментальних даних, наведених у науково-технічній літературі. Так, за даними професора Філімонова Л. М. [141] під час круглого зовнішнього абразивного швидкісного шліфування сталі $l_2/t = 3 \dots 8$.

За даними професора Якімова О. В. [152] під час плоского абразивного шліфування сталі $l_2/t = 4 \dots 8$.

За даними професора Попова С. О. [96] під час алмазного шліфування за пружною схемою твердого сплаву $l_2/t > 10$.

За даними професора Грабченко А. І. [101] під час точення сталі різцями із синтетичних надтвердих матеріалів $l_2/t = 0,5 \dots 2$.

Як видно, наведені експериментальні результати узгоджуються із теоретичними рішеннями (рис. 3.22,б), що указує на їхню достовірність.

Таким чином, у роботі обґрунтовано технологічні закономірності формування параметрів якості під час абразивної та лезової обробки із урахуванням температурного чинника та на їх основі визначено умови підвищення якості та продуктивності обробки.

3.4. Узагальнений підхід до розрахунку температури шліфування і глибини її проникнення у поверхневий шар оброблюваної деталі

Як показано у п. 3.1, шліфування є основним методом фінішної обробки деталей машин, що забезпечує високі показники точності та шорсткості

оброблюваних поверхонь [112; 152]. Разом із тим, як відомо, шліфування характеризується високою теплонапруженістю процесу, що негативно позначається на якості обробки. У поверхневому шарі деталі формуються несприятливі розтягуючі залишкові напруження, знижується мікротвердість, утворюються припикання та мікротріщини. Підвищити якість обробки під час шліфування можна, головним чином, зменшенням режимів різання та інтенсивності тертя круга з оброблюваним матеріалом [152]. Однак, при цьому важливо знати дійсні причини підвищення температури та появи температурних дефектів обробки, мати аналітичні рішення щодо закономірностей формування температури шліфування. Тому проведемо узагальнений аналіз температури шліфування та глибини її проникнення в поверхневий шар оброблюваної деталі на основі аналітичної залежності (3.15).

Під час мікрорізання одиничним зерном (рис. 3.15, рис. 3.19,а) відносна величина температури z визначається залежністю (3.37):

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{piz} = -\ln(1-z) - z. \quad (3.42)$$

Умови формування температури шліфування підпорядковуються більш складним закономірностям, ніж умови формування температури під час мікрорізання одиничним зерном. Відмінності полягають, по-перше, у тому, що ріжучі зерна під час шліфування контактують не з "холодним", а з "гарячим" оброблюваним матеріалом, нагрітим зернами, що раніше пропрацювали. По-друге, у тому, що під час шліфування відбувається тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, а це є додатковим джерелом теплоутворення. Виходячи із сказаного, можна запропонувати три важливі теоретичні підходи до розрахунку температури шліфування.

Першим слід розглядати теоретичний підхід, аналогічний підходу до розрахунку температури під час мікрорізання одиничним зерном. Він передбачає контакт фіксованого ріжучого зерна із "холодним" оброблюваним матеріалом, нагрівання якого від зерен, що раніше пропрацювали, не враховується. У цьому випадку розрахунок температури шліфування здійснюється на основі залежності (3.42).

Другий теоретичний підхід полягає в урахуванні нагрівання оброблюваного матеріалу від зерен круга, що раніше пропрацювали. Це більш повно відображає реальні умови обробки.

Третій теоретичний підхід пов'язаний із розглядом зони шліфування як "плями контакту" круга із оброблюваним матеріалом, у межах якого діє теплове джерело. У цьому випадку силова напруженість процесу різання, що

обумовлена стружкоутворенням та тертям зерен і зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, враховується узагальнено за допомогою таких показників як потужність шліфування і щільність теплового потоку. Цей теоретичний підхід дозволяє визначити середню температуру шліфування. Для оцінювання можливостей практичного використання кожного із зазначених теоретичний підходів, слід провести їх детальний аналіз.

1. Перший теоретичний підхід, як зазначалося раніше, передбачає розрахунок температури шліфування на основі залежності (3.42), розглядаючи в ній як параметр a максимальну товщину зрізу окремим зерном круга, яка, наприклад, для плоского шліфування периферією алмазного круга із шириною шліфування, рівною висоті круга, описується залежністю [131]:

$$H_{max} = 3 \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t} \cdot (1-\eta)^2}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1+\eta)}}, \quad (3.43)$$

де \bar{X} – зерністість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен у крузі (для 100 %-ої концентрації круга $m = 100$);

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

η – безрозмірний параметр, що враховує ступінь затуплення зерен круга ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна).

Тоді залежність (3.43) за умови $a = H_{max}$ із урахуванням залежності $V_{piz} = V_{кр} \cdot tg\beta$ набуде вигляду:

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot H_{max} \cdot V_{кр} \cdot tg\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.44)$$

Після підстановки залежності (3.43) у залежність (3.44), отримано:

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot 3 \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t} \cdot (1-\eta)^2}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot (1+\eta)}} \cdot V_{кр} \cdot tg\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.45)$$

Із залежності (3.45) витікає, що збільшення відносної величини температури z відбувається внаслідок збільшення швидкостей деталі та круга V_{dem} , $V_{кр}$, глибини шліфування t , зерністості круга \bar{X} і зменшення об'ємної концентрації зерен у крузі m .

Розрахунками встановлено, що за умови $a = H_{max} < 5$ мкм має місце збільшення відносної величини температури z зі збільшенням H_{max} , а за умови $H_{max} > 5$ мкм відносна величина температури z фактично залишається

постійною у зв'язку із реалізацією сталого теплового процесу під час шліфування ($z \rightarrow 1$), рис. 3.16,б.

2. Приймаючи, що охолодження оброблюваного матеріалу в період між роботою двох сусідніх зерен не відбувається, за другим підходом методикою визначення температури шліфування можна спростити. Вона зводиться до схеми зрізу всього адіабатичного стержня одним умовним зерном із товщиною зрізу $H_{max} = t$ і швидкістю $V_{piz} = V_{кр} \cdot tg\beta$. Тоді залежність (3.42) набуде вигляду:

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{кр} \cdot tg\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.46).$$

Очевидно, відносна величина температури z , що розрахована за залежністю (3.46), більше розрахованої за залежність (3.45). Безперечно, у реальних умовах шліфування має місце охолодження оброблюваного матеріалу в період між роботою двох сусідніх зерен. Чим менше товщина зрізу H_{max} і більше період часу між контактом двох сусідніх зерен, тим вище ступінь охолодження оброблюваного матеріалу і менше температура. Тому ефективно зменшувати товщину зрізу H_{max} шляхом зменшення параметрів V_{dem} , \bar{X} і збільшення m . Збільшення швидкості круга $V_{кр}$ також призведе до зменшення товщини зрізу H_{max} , проте при цьому необхідно враховувати те, що швидкість круга $V_{кр}$ самостійно входить у залежність (3.46) і її збільшення призводить до збільшення відносної величини температури z .

3. Для визначення температури шліфування за третім теоретичним підходом, можна скористатися відомим рішенням: $V_{piz} = V_{dem} \cdot \sqrt{t/2 \cdot R_{кр}}$ і умовою $a = t$ [74]. Тоді залежність (3.42) набуде вигляду:

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{piz} = -\ln(1-z) - z. \quad (3.47)$$

Порівнюючи аналогічні залежності (3.46) і (3.47), видно, що вони відрізняються двома виразами. Залежність (3.47) містить добуток параметрів $V_{dem} \cdot \sqrt{t/2R_{кр}}$, а залежність (3.46) – добуток параметрів $V_{кр} \cdot tg\beta$. Очевидно, справедливі умови $V_{кр} \gg V_{dem}$, $tg\beta > \sqrt{t/2R_{кр}}$. Тому значення z , розраховані за залежністю (3.46), більше значень z , розрахованих за залежністю (3.47).

Визначимо глибину l_2 проникнення середньої температури у поверхневий шар оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що виділяється під час різання. Відповідно до першого та другого теоретичних підходів до розрахунку температури шліфування, маємо:

$$l_2 = H_{max} \cdot \frac{z}{l_1}; \quad l_2 = t \cdot \frac{z}{l_1}. \quad (3.48)$$

Внаслідок великих значень $z \rightarrow 1$ та, відповідно, невеликих значень відношення z/l_1 (рис. 3.12), параметр l_2 може набувати невеликих значень.

За третім теоретичним підходом до розрахунку температури під час шліфування параметр l_2 визначається залежністю $l_2 = t \cdot z / \bar{l}_1$ і, як встановлено розрахунками, набуває відносно великих значень, які перевищують глибину шліфування t , оскільки $z < 0,5$, а $z/l_1 > 1$ (рис. 3.4) для всього можливого діапазону зміни глибини шліфування t та швидкості деталі V_{det} , згідно залежності (3.47). Цим показано, що збільшені значення параметра l_2 досягаються за наявності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Інакше, тобто за першим і другим підходами, параметр l_2 приймає невеликі значення, порівняні із товщиною зрізу H_{max} . Отже, суттєво зменшити параметр l_2 і, відповідно, зменшити імовірність появи різних дефектів на оброблених поверхнях, обумовлених температурним чинником, можна шляхом зменшення або виключення тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Із цього випливає, що параметр l_2 під час шліфування формується, в основному, у результаті дії сили тертя круга із оброблюваним матеріалом.

У науково-технічній літературі наведено велику кількість результатів експериментальних досліджень температури шліфування та розподілу залишкових напружень і мікротвердості за глибиною обробленого поверхневого шару деталі [74; 112; 152]. Їх аналіз показує, що глибина проникнення температури у поверхневий шар багаторазово перевищує глибину шліфування, тобто параметр l_2 значно більше глибини шліфування. Це узгоджується із наведеними раніше теоретичними рішеннями і указує на те, що формування параметра l_2 , як і температури шліфування, відбувається, в основному, під впливом сили тертя круга із оброблюваним матеріалом.

3.5. Обґрунтування умов підвищення якості обробки на основі аналізу миттєвої та середньої температур шліфування

У сучасних машинах і системах широко використовують гідроапаратуру, що становить основу командоапаратів та виконавчих механізмів. Створення високих тисків та забезпечення заданої гідрощільності вимагають високоякісного виготовлення деталей гідроапаратури, особливо деталей пар тертя,

які працюють в умовах інтенсивного тертя та зношування. Проте, як свідчить виробничий досвід, виконати високі вимоги щодо якості обробки зазначених деталей дуже складно, оскільки вони виготовлені із матеріалів із підвищеними фізико-механічними характеристиками і їх обробка пов'язана із утворенням температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Це відноситься до обробки внутрішніх і плоских поверхонь деталей, виготовлених із загартованих високоміцних сталей і сплавів.

Тому актуальним завданням, як і раніше, є пошук нових технологічних рішень щодо підвищення якості та продуктивності обробки, заснованих на науково обґрунтованому виборі раціональної структури та параметрів операцій. Це вимагає обґрунтування технологічних закономірностей формування параметрів якості обробки на основі проведення аналізу теплової напруженості різних методів фінішної абразивної та лезової обробок. Важливими рішеннями у цьому напрямі слід розглядати результати досліджень теплофізики процесів механічної обробки, особливо миттєвої та середньої температур шліфування, які (на думку професора Маслова Є. М.) у сукупності дозволяють розкрити фізичну сутність теплових процесів під час шліфування та визначити основні умови підвищення якості та продуктивності обробки, проте не достатньо вивчені та вимагають подальших досліджень.

У зв'язку із цим розроблено математичну модель визначення миттєвої та середньої температур шліфування, а також глибин їх проникнення в поверхневий шар оброблюваної деталі із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь [67]. На першому етапі визначено миттєву температуру θ і глибину її проникнення l_2 в поверхневий шар оброблюваної деталі під час мікрорізання одиничним зерном на основі розрахункової схеми, у якій припуск, що знімається, умовно представлений безліччю нескінченно тонких адіабатичних стрижнів, які перерізаються зі швидкістю $V_{piз}$, що визначає швидкість переміщення теплового джерела оброблюваної деталі:

$$\theta = \theta_{max} \cdot z; \quad l_2 = a \cdot \frac{z}{l_1}; \quad \bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{piз} = -\ln(1-z) - z, \quad (3.49)$$

де $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ – максимально можлива миттєва температура, К.

Розрахунками встановлено, що зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ та товщини зрізу a відносна величина температури z безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. У цьому випадку практично все тепло, що виділяється під час різання, надходить до стружок, що утворюють-

ся під час шліфування. У оброблювану деталь надходить незначна частина тепла.

Параметр l_2 із збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ зменшується, а зі збільшенням товщини зрізу a збільшується. Із цього випливає, що зменшити параметр l_2 і домогтися підвищення якості обробки можна шляхом суттєвого збільшення швидкості круга $V_{кр}$ у результаті переходу в область високошвидкісного шліфування, забезпечуючи при цьому миттєву температуру θ нижче температури плавлення оброблюваного матеріалу.

У роботі також встановлено, що середня температура шліфуванні, як і миттєва температура, аналітично описується залежністю (1-3.49), розглядаючи в ній замість товщини зрізу a глибину шліфування t і представляючи швидкість V_{piz} у вигляді: $V_{piz} = V_{dem} \cdot \sqrt{t/2 \cdot R_{кр}}$, де V_{dem} – швидкість деталі, м/с; $R_{кр}$ – радіус круга, м. Оскільки $V_{кр} > V_{dem}$, $tg\beta > \sqrt{t/2 \cdot R_{кр}}$, то миттєва температура шліфування (рис. 3.22,а, крива 1) більше за середню температуру (рис. 3.22,а, крива 2). Глибина проникнення миттєвої температури в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 (це діапазон "високошвидкісне різання", рис. 3.22,б), навпаки, менше глибини проникнення середньої температури (це діапазон "шліфування", рис. 3.22,б), яка може багаторазово перевищувати глибину шліфування t . Це узгоджується із експериментальними даними. Отже, середня температура шліфування є визначальною для формування параметрів якості обробки під час шліфування і тому її необхідно зменшувати. Встановлено, що із фізичної точки зору середня температура шліфування визначається інтенсивністю процесу тертя круга із оброблюваним матеріалом.

За відсутності тертя круга із оброблюваним матеріалом середня температура шліфування фактично дорівнює нулю і теплову напруженість процесу визначатиме миттєва температура, що сприяє підвищенню якості обробки (завдяки переходу із діапазону "шліфування" до діапазону "високошвидкісне різання", показаних на рис. 3.22,б).

За наявності тертя круга із оброблюваним матеріалом зменшити глибину проникнення середньої температури у поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 (аналогічно зменшенню глибини проникнення миттєвої температури), можна збільшенням швидкості деталі V_{dem} із одночасним зменшенням глибини шліфування t . У зв'язку із цим отримано наближені аналітичні залежності для визначення середньої температури шліфування θ та параметра l_2 , які справедливі за умови $z < 0,6$:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot t \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}}; \quad l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}{V_{dem}}}. \quad (3.50)$$

Як видно, швидкість деталі V_{dem} не однозначно впливає на середню температуру шліфування θ та параметр l_2 . Чим більше швидкість деталі V_{dem} , тим менше параметр l_2 і більше середня температура шліфування θ . Безперечно, із погляду підвищення якості обробки необхідно параметр l_2 зменшувати, тобто збільшувати швидкість деталі V_{dem} , а середню температуру шліфування θ , що збільшується, слід компенсувати зменшенням глибини шліфування t . Цим можна домогтися зменшення параметра l_2 та середньої температури шліфування θ без зменшення продуктивності обробки, що визначається добутком параметрів $V_{dem} \cdot t$.

У роботі також встановлено, що зменшити параметр l_2 і миттєву температуру найпростіше в умовах лезової обробки, особливо, під час високошвидкісного фрезерування. При цьому фактично виключається середня температура (це діапазон "шліфування", рис. 3.22,б), яка під час шліфування визначається інтенсивністю тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Визначальною стає миттєва температура (це діапазон "високошвидкісне різання", рис. 3.22,б), яка завідомо менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, у результаті чого якість та продуктивність обробки будуть вище, ніж під час шліфування, що підтверджується практичними результатами.

Для оцінювання достовірності теоретичних рішень проведено експериментальні дослідження круглого внутрішнього шліфування на верстаті із ЧПУ моделі "Studer" деталі із важкооброблюваної цементованої сталі 16ХЗНВФМБ-Ш. Встановлено, що у широких діапазонах зміни параметрів режимів шліфування утворюються припикання і відбувається розтріскування оброблюваного матеріалу, яке зумовлене температурним чинником. Глибини проникнення припикань складають 100 ... 200 мкм. Це значно більше глибини шліфування, що змінюється у межах 1 мкм, тобто справедливо співвідношення $l_2/t > 1$, яке указує на визначальну роль в утворенні припикань середньої температури шліфування, обумовленої тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Встановлено, що виключити температурні дефекти на оброблюваних поверхнях у процесі шліфування можна, по-перше, шляхом зменшення інтенсивності тертя круга із оброблюваним матеріалом, застосовуючи для цього

середньом'які круги, імпрегновані (термооброблені) круги, а також тверді мастила у зоні шліфування; по-друге, шляхом зменшення швидкості круга до значень 18 ... 20 м/с у зв'язку із тим, що у зоні шліфування має місце достатньо інтенсивне тертя круга із оброблюваним матеріалом. У результаті збільшено граничну швидкість радіальної подачі (до значення 0,22 мм/хв) і, відповідно, продуктивність обробки. Отже, розроблена математична модель визначення миттєвої та середньої температур шліфування та глибин їх проникнення в поверхневий шар оброблюваної деталі дозволяє науково обґрунтовано підійти до вибору умов підвищення якості та продуктивності обробки.

3.6. Основні концепції зменшення температури шліфування

На основі отриманих теоретичних рішень важливо обґрунтувати технологічні можливості зменшення температури шліфування. Для цього розглянемо схему зовнішнього круглого шліфування. У цьому випадку довжина дуги контакту круга із деталлю визначається аналітичною залежністю:

$$l = \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}}\right)}}, \quad (3.51)$$

а швидкість руху теплового джерела вздовж адіабатичного стержня V_{piz} визначається залежністю:

$$V_{piz} = \frac{t}{\tau} = \frac{t}{l \cdot V_{дем}}, \quad (3.52)$$

де $\tau = l/V_{дем}$ – час контакту фіксованого перерізу оброблюваної деталі із кругом, с;

$R_{кр}$, $R_{дем}$ – відповідно, радіуси круга і деталі, м.

Остаточна залежність для визначення швидкості V_{piz} набуває вигляду:

$$V_{piz} = V_{дем} \cdot \sqrt{\frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}}\right)}. \quad (3.53)$$

На рис. 3.24 показано характер зміни параметрів l і V_{piz} від радіуса деталі $R_{дем}$. Як видно, параметр l приймає найбільші значення під час круглого внутрішнього шліфування, тобто за негативних значень радіуса деталі $R_{дем}$ у залежностях (3.51) і (3.52):

$$l = \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}\right)}}; \quad (3.54)$$

$$V_{рiз} = V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}\right)}. \quad (3.55)$$

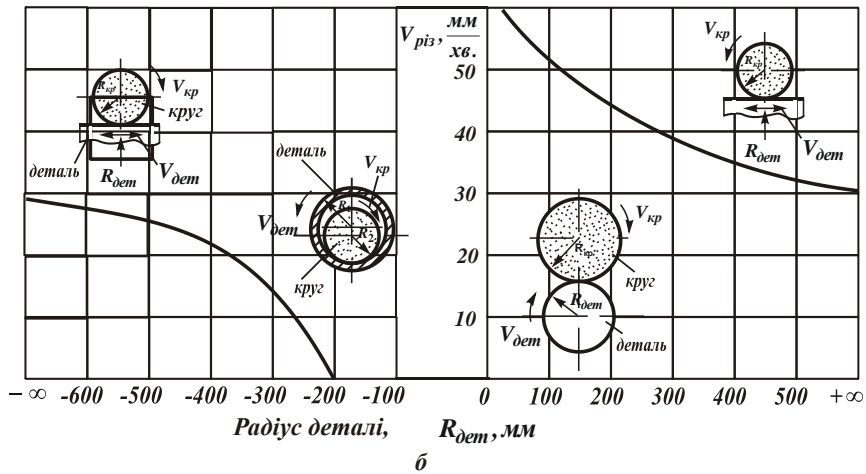
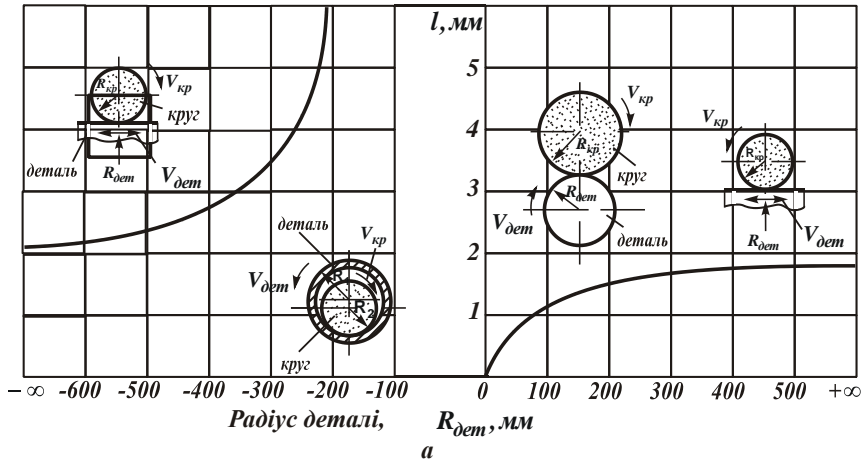


Рисунок 3.24 – Залежності параметрів l (а) і $V_{рiз}$ (б) від радіуса деталі $R_{дет}$:

$t = 0,01$ мм; $V_{дет} = 6$ м/хв; $R_{кр} = 0,2$ м

Найменші значення параметр l приймає під час зовнішнього круглого шліфування. Під час плоского шліфування ($R_{дет} \rightarrow \infty$) досягаються проміжні значення параметра l . Швидкість $V_{piз}$ (рис. 3.24,б), навпаки, набуває найбільших значень під час круглого зовнішнього шліфування, а найменші – під час круглого внутрішнього шліфування. Цим показано, що найбільші значення відносної величини температури z виходячи з рівняння:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{piз} = -\ln(1-z) - z, \quad (3.56)$$

матимуть місце під час круглого зовнішнього шліфування, тобто за великих значень швидкості $V_{piз}$. Зі збільшенням радіуса круга $R_{кр} \rightarrow \infty$ (тобто із переходом від шліфування периферією круга до шліфування торцем круга) залежності (3.51) і (3.53) набувають вигляду:

$$l = \sqrt{2t \cdot R_{дет}}; \quad (3.57)$$

$$V_{piз} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{дет}}}. \quad (3.58)$$

Зі збільшенням радіуса деталі $R_{дет} \rightarrow \infty$ швидкість $V_{piз}$ безперервно зменшується, однак, не до нуля, а до цілком конкретного значення (рис. 3.25), що визначається за умови:

$$V_{piз} = \frac{t}{\tau} = \frac{t}{B} \cdot V_{дет}, \quad (3.59)$$

де B – ширина робочої частини торцевого круга, м.

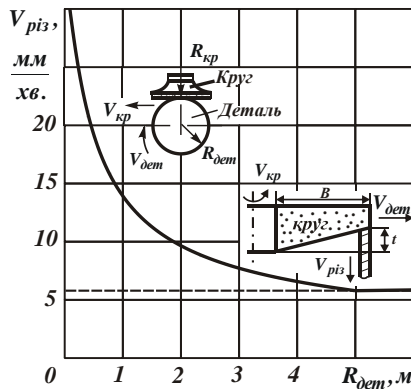


Рисунок 3.25 – Залежність швидкості $V_{piз}$ від радіуса деталі $R_{дет}$:

$$t = 0,01 \text{ мм}; V_{дет} = 6 \text{ м/хв}; B = 10 \text{ мм}$$

Залежність (3.59) справедлива за умови утворення на робочій частині круга забірного конуса. В іншому випадку ширина робочої частини торцевого круга, що приймає участь у зніманні оброблюваного матеріалу, буде невеликою (за суттю, $B \rightarrow 0$), що призведе до значного збільшення швидкості V_{pi3} і, відповідно, відносної величини температури z і температури шліфування θ .

Таким чином, під час зовнішнього круглого шліфування торцем круга справедливі залежності (3.57) і (3.58), а під час плоского торцевого шліфування – залежність (3.59). Як видно, у другому випадку швидкість V_{pi3} менше, ніж у першому. Це свідчить про те, що під час плоского шліфування торцем круга реалізуються менші значення V_{pi3} і z , що передбачає зменшення температури шліфування θ , яка визначається залежністю (3.15).

Зменшення відносної величини температури z , як показано раніше, пов'язане зі збільшенням частки тепла, що надходить в оброблювану деталь. При цьому суттєво збільшується глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Отже, під час плоского шліфування торцем круга з'являється можливість зменшення величини z і температури шліфування θ порівняно із плоским шліфуванням периферією круга. У останньому випадку швидкість V_{pi3} , виходячи із залежності (3.53), опишеться:

$$V_{pi3} = V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{kp}}} \quad (3.60)$$

Для кількісного оцінювання двох розглянутих схем шліфування порівнюємо залежності (3.59) і (3.60) за наступними вихідними даними: $t = 0,01$ мм; $V_{dem} = 6$ м/хв; $B = 10$ мм; $R_{kp} = 200$ мм. У результаті виконаних розрахунків встановлено, що під час плоского шліфування торцем круга $V_{pi3} = 6$ мм/хв, а під час плоского шліфування периферією круга $V_{pi3} = 30$ мм/хв.

Під час шліфування твердого сплаву Т15К6 (коефіцієнт температуро-провідності $a = \lambda / c \cdot \rho = 19 \cdot 10^{-6}$ м²/с) величина z , виходячи із рівняння

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{pi3} = -\ln(1-z) - z, \quad (3.61)$$

у першому випадку дорівнює $z = 0,008$, а у другому випадку – $z = 0,02$, тобто плоске шліфування торцем круга забезпечує зменшення параметрів V_{pi3} і z .

Як видно, відносна величина температури z приймає дуже малі значення, тоді як множник $\sigma / (c \cdot \rho)$ у залежності (3.15), що визначає максимальну температуру шліфування, приймає надто великі значення, що перевищують

10000 °C. Наприклад, встановлено, що під час торцевого шліфування твердого сплаву Т15К6 умовне напруження різання σ приймає значення $(15 \dots 50) \cdot 10^4$ Н/мм², що до 100 разів перевищує межу міцності на стиск твердого сплаву (3900 Н/мм²). Тоді з урахуванням значень $c = 175,9$ Дж/(кг·К) і $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³ відношення $\sigma / (c \cdot \rho) = (50 \dots 120) \cdot 10^3$ К.

У результаті добуток множників $\sigma / (c \cdot \rho)$ і z , що визначає, відповідно залежності (3.15), реальну температуру шліфування θ , змінюється у відносно невеликих межах, що, як правило, не перевищують 1000 °C. Чим менше при цьому величина z , тобто чим більше тепла надходить в оброблювану деталь, тим менше температура шліфування θ .

Необхідно зазначити, що під час плоского шліфування торцем круга реалізуються менші значення $V_{dem} = 1 \dots 6$ м/хв, ніж під час плоского шліфування периферією круга $V_{dem} = 1 \dots 30$ м/хв, що пов'язане із прагненням зменшити температуру шліфування та підвищити якість обробки. Домогтися зменшення швидкості V_{piz} і, відповідно, величини z та температури шліфування θ можна застосуванням схеми плоского торцевого шліфування із радіальною подачею, що дорівнює V_{piz} , тобто за умови $V_{dem} = 0$. Як встановлено дослідженнями, цю умову ефективно здійснити застосуванням схеми шліфування із фіксованим радіальним зусиллям (пружної схеми шліфування), що дозволяє повніше використати ріжучі властивості круга.

Дана схема шліфування набула широкого застосування під час загострювання ріжучих лезових інструментів алмазними кругами. Лінійна швидкість знімання металу, рівна V_{piz} , у цьому випадку невелика, як правило, не перевищує 1 мм/хв. Відповідно, величина $z < 0,01$, тобто практично все тепло, що виділяється під час шліфування, надходить в оброблюваний інструмент. У стружки, що утворюються, надходить невелика частка тепла. Отже, проведений аналіз дозволив визначити, як на практиці вирішується питання зменшення температури шліфування. Встановлено, що основною тенденцією є зменшення швидкості V_{piz} та величини z шляхом відведення основної частини тепла, що утворюється, в оброблювану деталь. Зокрема, на цій основі розроблено технологічні процеси загострювання та доведення ріжучих інструментів, що забезпечують високу якість обробки. Зменшення температури шліфування у цьому випадку відбувається шляхом нагрівання фактично всієї оброблюваної деталі, що у кінцевому результаті виключає появу температурних дефектів обробки.

Важливою умовою при цьому є зменшення інтенсивності тертя круга із оброблюваним матеріалом, тобто зменшення умовного напруження різання σ , визначального чинника у залежності (3.15) максимальної температури шліфування $\sigma/(c \cdot \rho)$. Чим значніше зменшення умовного напруження різання σ , тим більше можливостей збільшення швидкості $V_{\text{різ}}$ та продуктивності обробки із забезпеченням заданої температури шліфування та необхідної якості обробки.

3.7. Порівняння відомих підходів до розрахунку температури шліфування

Процес шліфування характеризується відносно високим рівнем енергоємності обробки у зв'язку із наявністю тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це збільшує імовірність появи на оброблюваних поверхнях деталей різних температурних дефектів, що знижує їх експлуатаційні властивості. Тому для високоякісної обробки деталей на фінішних операціях шліфування необхідно зменшити температуру різання шляхом регулювання режимами різання, характеристиками круга та іншими умовами обробки. Для виявлення нових технологічних можливостей зменшення температури різання під час шліфування важливо провести її теоретичний аналіз із використанням нових технологічних підходів для вирішення рівняння теплопровідності.

Аналіз літературних джерел [22; 23; 111] показав, що питанням дослідження температури шліфування на основі вирішення рівняння теплопровідності приділяють значну увагу. Як показано у розділі 2, значний внесок у розвиток методів розрахунку температури шліфування зробив професор Якимов О. В. [152]. Завдяки його розробкам у даний час створено математично формалізовану теорію теплофізики процесів шліфування, що дозволяє на основі рішення класичного рівняння теплопровідності розрахувати стаціонарні та нестаціонарні теплові поля, що виникають в оброблюваній деталі під час шліфування, і, таким чином, визначити температуру поверхневого шару оброблюваної деталі. Це створює об'єктивні передумови встановлення оптимальних умов шліфування, що унеможливають утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів.

Поряд із фундаментальними рішеннями диференціального рівняння теплопровідності щодо процесу шліфування, існують і спрощені інженерні рішення щодо визначення температури шліфування [132], які дозволяють дос-

татньо просто (фактично без втрати точності розрахунків) визначити температуру шліфування та здійснити теоретичний аналіз умов її зменшення. Основою спрощених рішень є розрахункова схема (рис. 3.1 [74]), згідно якої припуск, що знімається, представлено у вигляді пакета нескінченної безлічі прямолінійних адіабатичних стержнів, які перерізаються шліфувальним кругом із швидкістю V_{piz} під час його руху вздовж оброблюваної поверхні.

У роботі [36], на основі розрахункової схеми, наведеної на рис. 3.1, отримано аналітичну залежність для визначення температури шліфування θ периферією круга (температури поверхневого шару деталі):

$$\theta = \frac{0,96 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{kp}}} \cdot \left(1,088 \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{kp}} \cdot t \cdot Q_{num}} - \sqrt{t} \cdot Q_{num} \right), \quad (3.62)$$

де $Q_{num} = Q/B = t \cdot V_{dem}$ – питома продуктивність обробки, $m^3/(c \cdot m)$;

$Q = B \cdot t \cdot V_{dem}$ – продуктивність обробки, m^3/c ;

B – ширина шліфування, m ;

t – глибина шліфування, m .

Постійність продуктивності обробки $Q = B \cdot t \cdot V_{dem}$ досягалося за допомогою пропорційного зменшення швидкості деталі V_{dem} зі збільшенням глибини шліфування t за залежністю $V_{dem} = Q/(B \cdot t)$. Як встановлено розрахунками, температура шліфування θ має екстремум (максимум) від змінної величини $\sqrt{t} \cdot Q_{num}$ (рис. 3.26).

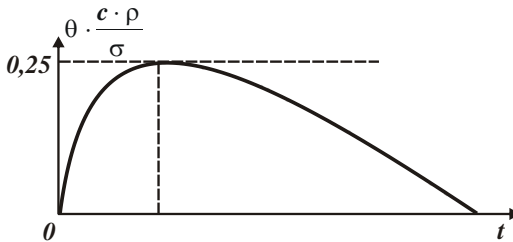


Рисунок 3.26 – Залежність безрозмірної величини $\theta \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$ від глибини шліфування t

Виходячи із цього, зменшити температуру шліфування θ можна шляхом здійснення багатопрохідного (маятникового) або глибинного шліфування. Екстремальні значення температури шліфування θ та змінної величини $\sqrt{t} \cdot Q_{num}$ визначаються за залежностями:

$$(\sqrt{t} \cdot Q_{num})_{експ} = \frac{0,25 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}}{c \cdot \rho}; \quad (3.63)$$

$$\theta_{max} = \frac{0,25 \cdot \sigma}{c \cdot \rho}. \quad (3.64)$$

У роботах американського інженера Вернера Р. [160] експериментально встановлено екстремальну залежність температури шліфування периферією круга від глибини шліфування t за заданою продуктивністю обробки Q (рис. 3.27). Це є підтвердженням правильності отриманої аналітичної залежності (3.62). Із залежностей (3.63) і (3.64) також витікає, що максимальна температура шліфування θ_{max} однозначно визначається умовним напруженням різання σ , а змінна величина $\sqrt{t} \cdot Q_{num}$ – коефіцієнтом температуро провідності оброблюваного матеріала $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ та радіусом круга $R_{кр}$.

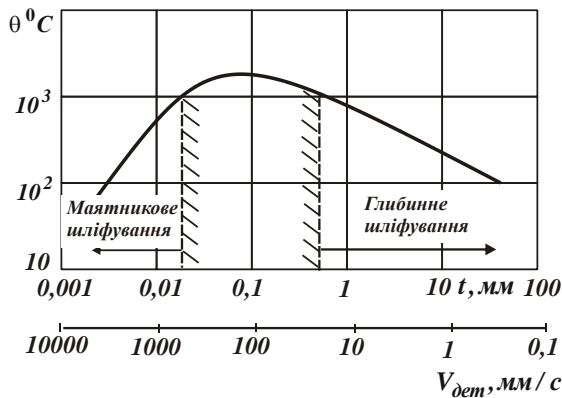


Рисунок 3.27 – Залежність температури шліфування θ від глибини шліфування t (швидкості деталі $V_{дет}$)

Дане рішення можна використати для визначення умов зменшення температури різання під час фінішної обробки методом багатопрхідного шліфування. Однак для цього необхідно отримати нові аналітичні залежності, що дозволяють із єдиних позицій із урахуванням розподілу тепла, що надходить в оброблювану деталь і стружки, що утворюються, здійснити порівняння різних варіантів фінішної обробки шліфуванням за температурним критерієм і науково обґрунтовано підійти до вибору найкращого із них.

Для досягнення поставленої мети розглянуто запропонований у роботі [143] спрощений теоретичний підхід до визначення температури шліфування. у його основу покладено аналітичне описання розподілу тепла в нескінченно тонких адіабатичних стержнях, якими умовно представлено припуск, що знімається, і які розташовані перпендикулярно напрямку руху шліфувального круга (рис. 3.28). Встановлено, що, згідно із класичним рішенням диференціального рівняння теплопровідності у напівнескінченному стержні

$$\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2} \text{ для граничної } \left. \frac{\partial \theta}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{1}{\lambda} \cdot q_0 \text{ та початкової } \theta|_{\tau=0} = 0$$

умов із урахуванням виразу $z = \frac{x}{2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}}$:

$$\theta(z) = 2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]; \quad (3.65)$$

$$q(z) = q_0 \cdot (1 - \operatorname{erf}z), \quad (3.66)$$

температура $\theta(z)$ і щільність теплового потоку $q(z)$ за глибиною поверхневого шару оброблюваного матеріалу безперервно зменшуються, асимптотично наближаючись до нульового значення. Тут x – координата, м; τ – час, с; $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м²/с; q_0 – щільність теплового потоку за умови $x=0$, Вт/м².

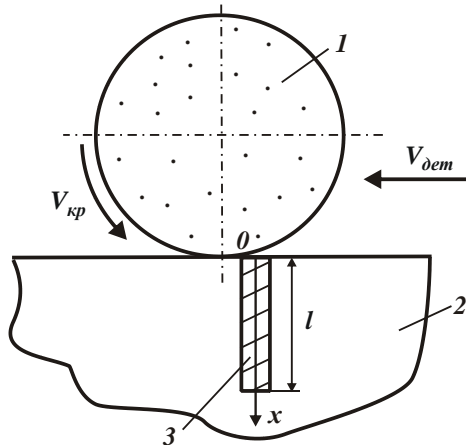


Рисунок 3.28 – Розрахункова схема температури шліфування:

1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

Як видно, у даному випадку глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу нескінченна і тому не можна однозначно визначити справжнє значення порушеного (дефектного із точки зору теплового впливу) шару оброблюваного матеріалу. У зв'язку із цим, запропоновано спрощений підхід [75] до визначення температури шліфування, заснований на заданні закону розподілу щільності теплового потоку за глибиною поверхневого шару оброблюваного матеріалу. Прийнято, що кількість тепла Q_1 , яке увійшло до адіабатичного стержня довжиною Δx та площею поперечного перерізу S за час τ , дорівнює:

$$Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \tau, \quad (3.67)$$

а кількість тепла Q_2 , яке необхідне для нагрівання адіабатичного стержня довжиною Δx до температури θ за час τ , дорівнює:

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{\Delta x} \theta(x) \cdot dx. \quad (3.68)$$

Для випадку $q(x) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)$ та граничної умови $\theta(x = \Delta x) = 0$ рішення приймає вигляд:

$$\theta(x) = -\frac{1}{\lambda} \cdot \int q(x) \cdot dx = \theta_{max_2} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)^2. \quad (3.69)$$

Максимальне значення температури шліфування:

$$\theta(x = 0) = \theta_{max_2} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (3.70)$$

За умови $Q_1 = Q_2$ визначається глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі:

$$l_2 = \Delta x = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (3.71)$$

Температура шліфування та щільність теплового потоку залежно від безрозмірної величини z набувають вигляду:

$$\theta(z) = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \bar{\theta}(z); \quad (3.72)$$

$$q(z) = q_0 \cdot \bar{q}(z), \quad (3.73)$$

де $\bar{\theta}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)^2$; $\bar{q}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)$ – безрозмірні функції температури шліфування та щільності теплового потоку.

Для випадку $q(x) = q_0$ та граничної умови $\theta(x = \Delta x) = 0$ рішення приймає вигляд:

$$\theta(x) = \theta_{max_3} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right). \quad (3.74)$$

Максимальне значення температури шліфування:

$$\theta(x=0) = \theta_{max_3} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (3.75)$$

Із умови $Q_1 = Q_2$ визначається глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі:

$$l_2 = \Delta x = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (3.76)$$

Температура шліфування залежно від безрозмірної величини z :

$$\theta(z) = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (3.77)$$

де $\bar{\theta}(z) = (1 - 1,414 \cdot z)$ – безрозмірна функція температури.

Розрахунки показали, що значення максимальної температури шліфування, які отримано із використанням залежностей (3.65), (3.72) і (3.77), відрізняються незначно (у межах 15 %, рис. 3.29).

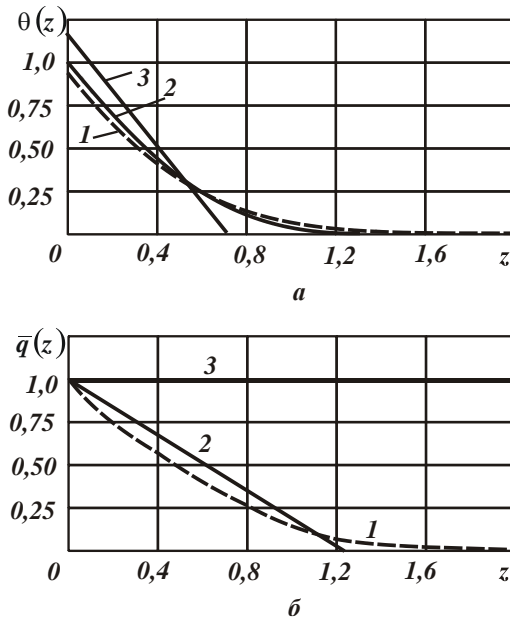


Рисунок 3.29 – Графіки функцій $\theta(z)$ (а) і $q(z)$ (б) за залежностями:

1 – (3.65) і (3.66); 2 – (3.72) і (3.73); 3 – (3.77) за умови $\sqrt{a \cdot \tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1$

Таким чином, використовуючи запропоноване спрощене рішення, можна достатньо просто розрахувати температуру шліфування та науково обґрунтовано підходити до вибору оптимальних умов обробки за температурним критерієм.

Дане рішення отримано за умови, що все тепло, що утворюється під час плоского шліфування периферією круга, надходить в оброблювану деталь. Щоб врахувати частку тепла, що надходить також у стружки, що утворюються, загальну кількість тепла слід подати у вигляді двох складових, обумовлених відведенням тепла із зони різання в поверхневий шар оброблюваної деталі (W_1) і нагріванням стружок (W_2). Тоді $W = W_1 + W_2$.

Розглянемо спочатку випадок 3 (рис. 3.29 [75]) для плоского шліфування, коли щільність теплового потоку не змінюється за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі. У цьому випадку максимальна температура шліфування визначається аналітичною залежністю (3.75), а глибина проникнення тепла поверхневий шар оброблюваної деталі – залежністю (3.76). Виразимо залежність (3.75) відносно щільності теплового потоку:

$$q_0 = \frac{\lambda \cdot \theta_{max_3}}{1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}}. \quad (3.78)$$

Тоді кількість тепла, що надходить в оброблювану деталь W_1 , визначиться:

$$W_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau = \frac{\lambda \cdot \theta_{max_3} \cdot F}{1,414} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}}, \quad (3.79)$$

де $F = B \cdot l$ – площа контакту круга із оброблюваною деталлю, м²;

$l = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$ – довжина контакту круга із оброблюваною деталлю, м.

Кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, дорівнює:

$$W_2 = c \cdot \rho \cdot F \cdot t \cdot \theta_{max_3}. \quad (3.80)$$

За умови $W = \sigma \cdot F \cdot t = W_1 + W_2$ із урахуванням виразу

$$\tau = \frac{l}{V_{дем}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дем}}, \text{ маємо}$$

$$\theta_{max_3} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + 0,84 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}\right)}. \quad (3.81)$$

Якби все тепло, що утворюється під час шліфування, надходило до стружок, тобто $W_1 = 0$, то залежність для визначення максимальної температури

ри шліфування θ_{max_3} прийняла б вигляд $\theta_{max_3} = \sigma / c \cdot \rho$. Отже, перший множник залежності (3.81), рівний $\sigma / (c \cdot \rho)$, визначає температуру нагрівання стружок, що утворюються, а другий множник – частку тепла, що надходить в оброблювану деталь. Це витікає також із умови, що якби все тепло, що утворюється під час шліфування, надходило в оброблювану деталь, тобто $W_2 = 0$, то залежність для визначення максимальної температури шліфування θ_{max_3}

прийняла б вигляд $\theta_{max_3} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{V_{dem} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{kp}}}$. Ця залежність відповідає за-

лежності (3.81) без урахування першого доданку в знаменнику, що дорівнює 1 і обумовленого теплом, яке надходить до стружок, що утворюються.

Для вихідних даних: $R_{kp} = 0,15$ м; $V_{dem} = 1$ м/с; $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м; $Q_{num} = V_{dem} \cdot t = 600$ мм²/хв = 10^{-5} м²/с; $a = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с (шліфування сталі ШХ15) другий множник залежності (3.81) приймає невелике значення, що дорівнює 0,105. Тому наявність другого множника у залежності (3.81) дозволяє зменшити значення θ_{max_3} , що приводить у відповідність теорію та практику шліфування.

Із цього можна зробити висновок про те, що основна частина тепла, що утворюється під час багатопрхідного шліфування, надходить в оброблювану деталь, а до стружок, що утворюються, надходить невелика частина тепла. У даному випадку 89,5 % тепла надходить в оброблювану деталь, а 10,5 % – до стружок, що утворюються.

Розглянемо тепер випадок 2, показаний на рис. 3.29 [75], коли щільність теплового потоку за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі зменшується за лінійним законом. У цьому випадку максимальна температура різання під час шліфування визначається аналітичною залежністю (3.70). Виразимо її відносно щільності теплового потоку:

$$q_0 = \frac{\lambda \cdot \theta_{max_2}}{1,225 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} \quad (3.82)$$

Тоді кількість тепла, що надходить в оброблювану деталь W_1 , визначиться:

$$W_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau = \frac{\lambda \cdot \theta_{max_2} \cdot F}{1,225} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}} \quad (3.83)$$

Кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, визначається залежністю (3.80).

За умови $W = \sigma \cdot F \cdot t = W_1 + W_2$ із урахуванням виразу $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot t}{V_{дем}}$,

маємо:

$$\theta_{max_2} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + 0,97 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}} \right)}. \quad (3.84)$$

Відмінність значень температури шліфування, розрахованих за залежностями (3.81) і (3.84), не перевищує 13 %. Це указує на те, що характер зміни щільності теплового потоку вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі мало впливає на характер зміни температури вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі та її абсолютні значення. Тому під час розрахунку температури шліфування можна використовувати обидві залежності.

Із урахуванням частки тепла, що надходить до стружок, що утворюються, розбіжність значень температур шліфування, розрахованих за двома залежностями, буде невеликою – у межах 10 %, що цілком прийнятно для практичних розрахунків. Разом із тим, відмінність значень глибини l_2 проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі для двох випадків, виходячи із залежностей (3.71) та (3.76), буде більшою. Тому важливо експериментально оцінити достовірність отриманих теоретичних рішень на основі використання наведених у науково-технічній літературі експериментальних значень.

На рис. 3.30 [156] показано характер зміни температури вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі, виготовленої зі сплаву ЖС6К, під час плоского шліфування для наступних умов обробки: $a = 3,73 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $V_{дем} = 0,1$ м/с; $R_{кр} = 0,3$ м. Як видно, графіки зміни температури шліфування наведено на рис. 3.29 та рис. 3.30, приблизно однакові, що указує на відповідність теоретичних та експериментальних даних.

Параметр l_2 визначимо на основі аналітичних залежностей (3.76) та (3.71), представляючи їх із урахуванням виразу $\tau = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot t / V_{дем}$ для плоского шліфування:

$$l_2 = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot t}{V_{дем}}}; \quad (3.85)$$

$$l_2 = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot t}{V_{дем}}}. \quad (3.86)$$

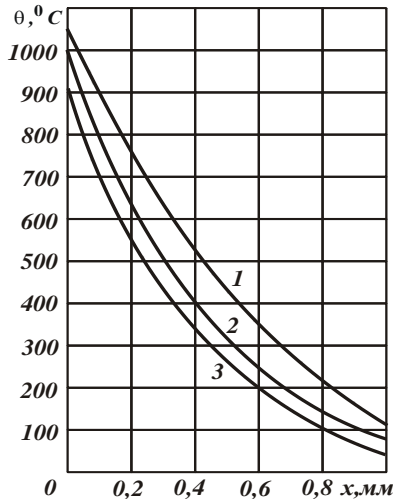


Рисунок 3.30 – Криві розподілу температури за перерізом оброблюваного зразка із сплаву сплаву ЖС6К залежно від глибини шліфування: 1 – $t=0,03$ мм; 2 – $t=0,02$ мм; 3 – $t=0,01$ мм ($V_{дем} = 0,1$ м/с) [156]

У табл. 3.6 і табл. 3.7 наведено розраховані за залежностями (3.85) і (3.86) значення l_2 для різних глибин шліфування t .

Таблиця 3.6 – Розраховані значення l_2

t , мм	0,01	0,02	0,03
l_2 , мм	0,606	0,721	0,798

Таблиця 3.7 – Розраховані значення l_2

t , мм	0,01	0,02	0,03
l_2 , мм	1,05	1,25	1,382

Як видно, значення l_2 , які наведено у табл. 3.7, незначно відрізняються від експериментальних значень (рис. 3.30 [156]) – у межах 10 ... 15 %. Це вказує на можливість використання залежності (3.86) під час розрахунку значення l_2 , а отже, і залежностей (3.23) та (3.20) під час розрахунку максимальної температури шліфування.

Виходячи із залежності (3.84), основною умовою зменшення температури шліфування θ_{max_2} слід розглядати зменшення умовного напруження різання σ , яке найбільше впливає на θ_{max_2} .

За заданою питомою продуктивністю обробки $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$, відповідно до залежності (3.84), зменшити температуру шліфування θ_{max_2} можна зменшенням глибини шліфування t , тобто застосуванням багатопрохідного шліфування, що узгоджується із узагальненою залежністю (3.62) та указує на достовірність отриманої залежності (3.84).

3.8. Оцінювання впливу інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на ефективність процесу шліфування

Як показано в п. 3.7, основним недоліком шліфування є наявність тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, що призводить до підвищення силової та теплової напруженостей процесу шліфування, появи на оброблених поверхнях різних дефектів. Тому, щоб підвищити ефективність шліфування, необхідно виключити або зменшити інтенсивність тертя у зоні різання, застосовуючи різні технологічні методи і прийоми. При цьому важливо знати технологічні можливості процесу шліфування, що вимагає розроблення математичної моделі балансу енергії різання та тертя під час шліфування.

У роботах [51; 55; 152] показано значний вплив інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на основні показники процесу шліфування, що призводить до зменшення продуктивності та якості обробки. Проте ці результати отримано із урахуванням експериментальних досліджень. Теоретичні рішення у цьому напрямі фактично відсутні. Це обмежує можливість достатньо повного розкриття фізичної сутності процесу шліфування та потребує проведення подальших досліджень.

У зв'язку з цим у роботі теоретично вирішується проблема роздільного урахування енергій "чистого" різання та тертя у загальному енергетичному балансі процесу шліфування [13].

Згідно схеми шліфування прямолінійної деталі, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із швидкістю V_{dem} (рис. 3.31), тангенціальну P_z та радіальну P_y складові сили різання можна подати у вигляді:

$$P_z = P_{z_{piz}} + P_{z_{mp}}; \quad (3.87)$$

$$P_y = P_{y_{piz}} + P_{y_{mp}}, \quad (3.88)$$

де $P_{z_{piz}}, P_{y_{piz}}$ – тангенціальна та радіальна складові сили різання, що обумовлені процесом "чистого" різання, Н;

$P_{z_{mp}}, P_{y_{mp}}$ – тангенціальна та радіальна складові сили різання, що обумовлені процесом тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, Н.

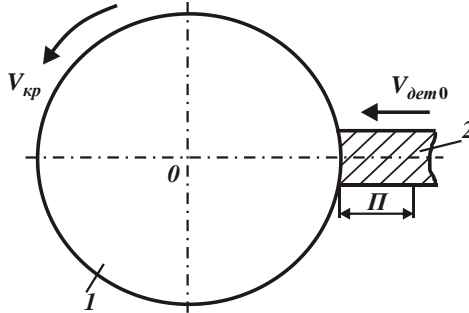


Рисунок 3.31 – Розрахункова схема процесу шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Складові сили різання $P_{z_{piz}}$ і $P_{y_{piz}}$ визначаються [83]:

$$P_{z_{piz}} = \sigma \cdot S_{мит} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дем0}}{V_{кр}}; \quad (3.89)$$

$$P_{y_{piz}} = \frac{P_{z_{piz}}}{K_{piz}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дем0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma), \quad (3.90)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{мит} = Q/V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

$Q = F \cdot V_{дем0}$ – фактична продуктивність обробки, м³/с;

F – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м²;

$V_{дем0}$ – фактична лінійна швидкість знімання матеріалу, м/с ($V_{дем0} \leq V_{дем}$);

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

$K_{piz} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$ – коефіцієнт різання;

ψ – умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ($tg \psi = f$ – коефіцієнт тертя);

γ – умовний (негативний) передній кут ріжучого зерна.

Як витікає із наведених залежностей, складові сили різання $P_{z_{pi3}}$ і $P_{y_{pi3}}$ тим менше, чим менше параметри σ , F , V_{dem0} і більше $V_{кр}$.

Складові сили різання $P_{z_{mp}}$ і $P_{y_{mp}}$ з'являються за наявності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, коли виконується умова $V_{dem0} \leq V_{dem}$. У цьому випадку оброблюваний матеріал, що підводиться у зону різання, не встигає повністю видалитися ріжучими зернами і тому в технологічній системі виникає пружне переміщення y , яке із часом обробки τ збільшується за залежністю:

$$y = (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot \tau. \quad (3.91)$$

Відповідно, величина пружного переміщення y визначає виникнення у технологічній системі сили

$$P_{y_{mp}} = c \cdot y = c \cdot (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot \tau, \quad (3.92)$$

де c – жорсткість технологічної системи, Н/м.

Тангенціальна складова сили різання $P_{z_{mp}}$ пов'язана із радіальною складовою сили різання $P_{y_{mp}}$ відношенням $P_{z_{mp}} / P_{y_{mp}} = f_1$, де f_1 – коефіцієнт тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тоді

$$P_{z_{mp}} = f_1 \cdot c \cdot (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot \tau. \quad (3.93)$$

Як витікає із наведених залежностей, складові сили різання $P_{z_{mp}}$ і $P_{y_{mp}}$ тим менше, чим менше параметри f_1 , c , $(V_{dem} - V_{dem0})$ і $\tau = \Pi / V_{dem}$, де Π – величина припуску, що знімається, м (рис. 3.31).

За умови $V_{dem0} = V_{dem}$ складові сили різання $P_{z_{mp}}$ та $P_{y_{mp}}$ дорівнюють нулю. Тому під час шліфування необхідно прагнути виконувати умову $V_{dem0} \rightarrow V_{dem}$ завдяки підтриманню у процесі обробки високої ріжучої здатності шліфувального круга. Це досягається реалізацією режиму самозагострення круга.

Під час роботи круга у режимі затуплення швидкість V_{dem0} зменшується, що призводить до порушення умови $V_{dem0} = V_{dem}$, оскільки V_{dem0} стає менше V_{dem} . Остаточні залежності для визначення складових сили різання P_z , P_y та їх відношення приймають вигляд :

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дем}0}}{V_{\text{кр}}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дем}} - V_{\text{дем}0}) \cdot \tau; \quad (3.94)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дем}0}}{V_{\text{кр}}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{\text{дем}} - V_{\text{дем}0}) \cdot \tau; \quad (3.95)$$

$$K_{\text{ш}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дем}0}}{V_{\text{кр}}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дем}} - V_{\text{дем}0}) \cdot \tau}{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дем}0}}{V_{\text{кр}}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{\text{дем}} - V_{\text{дем}0}) \cdot \tau}. \quad (3.96)$$

За умови $\tau \rightarrow 0$, тобто у початковий момент обробки, залежність (3.96) набуває вигляду:

$$K_{\text{ш}} = K_{\text{пиз}} = \text{ctg}(\psi + \gamma). \quad (3.97)$$

Як витікає із рис. 3.32, зі збільшенням кута $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}} \rightarrow 0$. Зі збільшенням часу обробки τ другі доданки у чисельнику і знаменнику залежності (3.96) будуть збільшуватися і стануть більше перших доданків у чисельнику і знаменнику залежності (3.96). У цьому випадку залежність (3.96) набуде вигляду:

$$K_{\text{ш}} = f_1 = \text{tg} \psi_1 = \text{ctg}(90^\circ - \psi_1), \quad (3.98)$$

де ψ_1 – умовний кут тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

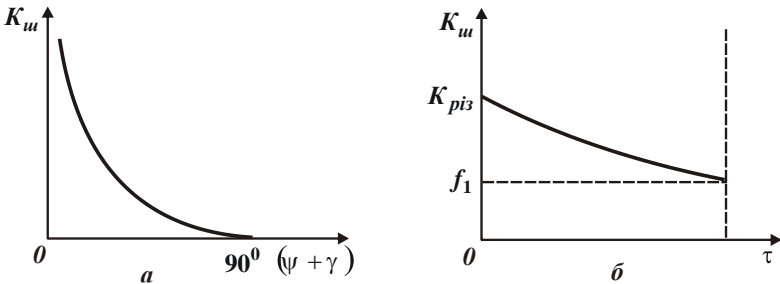


Рисунок 3.32 – Залежності коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ від кута $(\psi + \gamma)$ (а) і часу обробки τ (б)

Порівнюючи наведені залежності, видно, що у початковий момент обробки за невеликого кута γ кут $(90^\circ - \psi_1)$ буде більше кута $(\psi + \gamma)$ і тому, згідно рис. 3.32,а, виконуватиметься умова $\text{ctg}(90^\circ - \psi_1) < \text{ctg}(\psi + \gamma)$. Отже,

справедлива умова $ctg(\psi + \gamma) > f_1$ і характер зміни коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ із часом обробки τ буде підпорядковуватися залежності, яку показано на рис. 3.32,б. Очевидно, за умови $K_{ш} = f_1$ процес різання фактично відсутній, має місце лише процес тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, що призводить до збільшення пружного переміщення y із часом обробки τ . За цієї умови можна визначити кут $(\psi + \gamma)$, за яким процес різання переходить у процес тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом: $ctg(90^0 - \psi_1) = ctg(\psi + \gamma)$ або $90^0 - \psi_1 = \psi + \gamma$. Граничне (максимальне) значення умовного (негативного) переднього кута ріжучого зерна γ , за яким відбувається перехід від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, дорівнює $\gamma = 90^0 - \psi_1 - \psi$.

Як видно, кут γ тим менше, чим більше кути ψ_1 і ψ . Наприклад, за умов $\psi_1 = 20^0$ ($tg \psi_1 = f_1 = 0,36$) та $\psi = 10^0$ ($tg \psi = f = 0,18$) граничне негативне значення кута $\gamma = 60^0$, тобто за великих значень кута $\gamma > 60^0$ процес шліфування практично нездійснений у зв'язку зі значним пружним переміщенням, що виникають в технологічній системі, й, відповідно, значною силою різання, яка безперервно збільшуватиметься із часом обробки τ .

Другі доданки у залежностях (3.94) і (3.95) обумовлені пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі, у зв'язку із відмінністю номінальної V_{dem} та фактичної V_{dem0} лінійної швидкостей знімання матеріалу. Тому зі збільшенням часу обробки τ другі доданки у залежностях (3.94) і (3.95) збільшуються, викликаючи суттєве збільшення складових сили різання P_z і P_y , незалежно від зношування зерен круга. Практичним підтвердженням цього є те, що умовне напруження різання під час шліфування у декілька разів більше, ніж під час мікрорізання одиничним зерном [112]. Отже, наявність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом призводить до значного збільшення енергоємності та сили різання під час шліфування.

Виходячи із цього, однією з основних умов зменшення складових сили різання P_z і P_y є зниження інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що призводить до зменшення других доданків у залежностях (3.94) і (3.95). Це досягається забезпеченням умови $V_{dem0} = V_{dem}$ завдяки безперервному підтриманню у процесі шліфування високої ріжучої здатності круга шляхом здійснення його роботи у режимі самозагострення або у режимі безперервного (періодичного) правлення.

Аналізуючи залежність (3.96), також можна зробити висновок, що основним шляхом збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ і підвищення продуктивності та якості обробки під час шліфування є виконання умови $V_{дет0} = V_{дет}$. У цьому випадку коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ набуває найбільшого значення, і процес шліфування протікає із найбільшою ефективністю. Додатковою умовою збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ слід розглядати зменшення кута $(\psi + \gamma)$ шляхом забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга.

Виходячи із залежностей (3.94) і (3.95), складові сили різання P_z і P_y із часом обробки τ необмежено збільшуються. Це призводить до зниження точності та якості обробки. Підвищити ефективність процесу шліфування можна застосуванням кругів із переривчастою робочою поверхнею (рис. 3.33) [157 – 159]. У зв'язку із переривчастим характером шліфування у початковий момент взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом технологічна система не встигає відреагувати на імпульс сили та отримати відповідне пружне переміщення. Це витікає із аналітичної залежності для визначення амплітуди коливань від дії короткочасної сили різання без урахування дисипативних сил [34]:

$$y = y_{стат} \cdot (1 - \cos k\tau), \quad (3.99)$$

де $y_{стат}$ – статичне переміщення у технологічній системі, м;

$k = \sqrt{c/m}$ – власна частота системи, Гц;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

τ – час обробки, с.

За відносно невеликого значення $k\tau < \pi/2$ амплітуда коливань $y \rightarrow 0$. У роботі [129] показано, що власна частота пружної системи плоско шліфувального верстата приймає значення $k = 0 \dots 50$ Гц. Час контакту робочого виступу (довжиною $l_{01} = 20$ мм) переривчастого круга із оброблюваним матеріалом у процесі шліфування із швидкістю круга $V_{кр} = 40$ м/с дорівнює:

$$\tau = \frac{l_{01}}{V_{кр}} = \frac{20 \text{ мм}}{40 \cdot 10^3 \text{ мм/с}} = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Добуток $k\tau$ за умови $k = 300$ Гц дорівнює:

$$k\tau = 300 \text{ с}^{-1} \cdot 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ с} = 0,15.$$

Період коливань пружної системи верстата $T = 2\pi = 6,28$. Тоді $\frac{T}{k\tau} = \frac{6,28}{0,15} = 41,9$, тобто час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом значно менше періоду коливань пружної системи верстата T . Отже, згідно залежності (3.96), величина

пружного переміщення u буде значно меншою за величину $u_{стат}$. Це сприятиме більш глибокому впровадженню абразивних зерен у оброблюваний матеріал та підвищенню інтенсивності знімання матеріалу, що фактично виключить із залежностей (3.94) і (3.95) другі доданки, пов'язані із виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Отже, в умовах переривчастого шліфування можна реалізувати умову $V_{дем0} \rightarrow V_{дем}$, що визначає сталість у часі складових сили різання P_z і P_y .

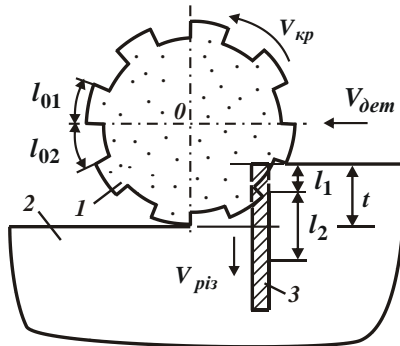


Рисунок 3.33 – Розрахункова схема температури різання під час плоского переривчастого шліфування: 1 – переривчастий шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень

Таким чином показано, що завдяки ударно-циклічній взаємодії круга із оброблюваною деталлю застосування переривчастого шліфування [152] сприяє зменшенню пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, внаслідок запізнення переміщень від дії короточасної сили [68]. Це призводить до зменшення других доданків у залежностях (3.94) та (3.95).

Крім того, ударно-циклічна взаємодія круга з оброблюваною деталлю інтенсифікує процес правлення круга. У результаті переривчастий круг у процесі шліфування має високу ріжучу здатність, що призводить до зниження сили та температури різання [153]. Таким чином, під час переривчастого шліфування фактично виключаються другі доданки у залежностях (3.94) і (3.95), а відношення P_z/P_y стає рівним відношенню $P_{z,рез} / P_{y,рез} = ctg(\psi + \gamma)$. Зменшуючи суму кутів $(\psi + \gamma)$, можна досягти підвищення відношення P_z/P_y і, відповідно, якості та продуктивності обробки.

Необхідно зазначити, що під час звичайного шліфування (суцільним кругом) із часом обробки τ другі доданки у залежностях (3.94) і (3.95) збільшуються і значно перевищують перші доданки. Тому із достатньою для практики точністю розрахунок складових сили різання P_z і P_y можна проводити без урахування перших доданків у залежностях (3.94) і (3.95). Тоді відношення $P_z/P_y = f_1$.

Для порівняння у табл. 3.8 наведено розрахункові значення відношення $P_z/P_y = ctg(\psi + \gamma)$ під час переривчастого шліфування. Як видно, вони змінюються у межах 0 ... 1 і за достатньо високої гостроти ріжучих зерен можуть значно перевищувати значення f_1 . Із цього витікає, що під час переривчастого шліфування відношення P_z/P_y більше, ніж під час звичайного шліфування, а це створює можливість підвищення якості та продуктивності обробки. Власне, цим пояснюється ефективність застосування переривчастого шліфування на практиці [153].

Таблиця 3.8 – Розрахункові значення відношення P_z/P_y для $f = 0,1$

γ , градус	45	60	65	70	75	80	90
P_z/P_y	0,82	0,45	0,35	0,25	0,16	0,075	0

Температура шліфування θ визначається залежністю:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \left[\sigma \cdot V_{dem0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot V_{kp} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (3.100)$$

де $q = \frac{P_z \cdot V_{kp}}{F}$ – щільність теплового потоку, Вт/м²;

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}$ – глибина проникнення тепла, що виникає під час шліфу-

вання, в поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

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

c_m – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

F – площа контакту круга із оброблюваним матеріалом, м².

Наявність у залежності (3.100) другого доданку, обумовленого тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, дозволяє по-новому розкрити тех-

нологічні закономірності зміни температури шліфування θ . Так, із залежності (3.100) витікає, що зі збільшенням параметрів f_1 , c , $(V_{dem} - V_{dem0})$, $V_{кр}$, τ і зменшенням F температура шліфування збільшується. Це призводить до зниження якості оброблюваних поверхонь і продуктивності обробки та узгоджується із відомими експериментальними даними.

Цим, зокрема, пояснюються складності збільшення швидкості круга $V_{кр}$ із метою підвищення продуктивності та точності обробки, зменшення шорсткості оброблюваної поверхні. Тому на практиці під час шліфування в умовах інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом доводиться суттєво зменшувати швидкість круга $V_{кр}$, що знижує ефективність обробки [28].

Найбільше впливає на температуру шліфування θ час обробки τ , що призводить до її безперервного збільшення. У цих умовах процес шліфування практично нездійснений, оскільки через деякий час його необхідно припинити через різке збільшення температури шліфування. Тому основною умовою зменшення температури шліфування θ слід розглядати виключення із залежності (3.100) другого доданку завдяки виконанню умови $V_{dem0} = V_{dem}$ шляхом забезпечення високої ріжучої здатності круга і зниження інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. У цьому випадку температура шліфування θ не залежить від швидкості круга $V_{кр}$ і меншою мірою залежить від часу обробки τ . Цим можна пояснити можливість суттєвого зменшення температури переривчастого шліфування θ , що має місце на практиці [152]. Причому, завдяки зменшенню часу контакту робочого виступа переривчастого круга із оброблюваним матеріалом можна додатково зменшити температуру шліфування θ .

Зменшення коефіцієнта тертя f_1 також сприяє зменшенню температури шліфування θ , проте зі збільшенням часу обробки τ другий доданок у залежності (3.100) безперервно збільшуватиметься, викликаючи інтенсивне збільшення температури шліфування θ . Тому основною умовою зменшення температури шліфування θ є забезпечення високої ріжучої здатності круга у процесі шліфування та виконання умови $V_{dem0} = V_{dem}$.

Таким чином встановлено, що зменшити температуру шліфування θ можна різними шляхами, наприклад, зменшуючи перший і другий доданки залежності (3.100), а також зменшуючи час обробки τ . Проте зменшення параметрів V_{dem0} і τ неефективно, оскільки це призводить до зменшення про-

дуктивності обробки. У зв'язку із цим, основною умовою зменшення температури шліфування θ слід розглядати виконання умови $V_{dem0} = V_{dem}$, що досягається виключенням у процесі шліфування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Як зазначалося раніше, це може бути досягнуто шляхом застосування переривчастого шліфування або ефективних методів правлення круга, що забезпечують його високу ріжучу здатність.

Температуру переривчастого шліфування θ можна встановити аналітично, виходячи із наступного. Час контакту робочого виступу переривчастого круга (довжиною l_{01}) із оброблюваним матеріалом дорівнює $\tau = l_{01} / V_{кр}$. Невіддалений матеріал за час проходження западиною переривчастого круга (довжиною l_{02}) зони шліфування видаляється наступним робочим виступом круга із більшою швидкістю:

$$V_{dem0_1} = V_{dem0} \cdot \frac{(l_{01} + l_{02})}{l_{01}} = V_{dem0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}} \right). \quad (3.101)$$

Отже, чим більше відношення l_{02} / l_{01} , тим більше швидкість V_{dem0_1} . Підставляючи залежність (3.101) у залежність (3.100) без урахування другого доданку та із урахуванням виразу $\tau = l_{01} / V_{кр}$, отримано:

$$\theta = \sigma \cdot V_{dem0} \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \quad (3.102)$$

Відповідно до цієї залежності, збільшення швидкості круга $V_{кр}$ сприяє зменшенню температури переривчастого шліфування θ . Неоднозначне впливає на температуру переривчастого шліфування θ довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01} , тобто має місце екстремум функції θ від l_{01} .

Екстремум залежності (3.102) обумовлений тим, що зі збільшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} час його контакту з оброблюваним матеріалом збільшується, а вираз $(1 + l_{02} / l_{01})$, що визначає ступінь збільшення фактичної лінійної швидкості знімання матеріалу V_{dem0} робочим виступом переривчастого круга у зв'язку із відсутністю знімання матеріалу в період проходження впадиною зони шліфування, зменшується.

У зв'язку із цим важливо встановити характер зміни температури переривчастого шліфування θ залежно від довжини l_{01} . Для цього слід підкорити температуру переривчастого шліфування θ , що визначається залежністю (3.102), необхідній умові екстремуму:

$$\theta'_{l_{01}} = \sigma \cdot V_{dem0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot (0,5 \cdot l_{01}^{-0,5} - 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5} \cdot l_{02}) = 0. \quad (3.103)$$

Звідки

$$l_{01} = l_{02}. \quad (3.104)$$

Для визначення характеру екстремуму функції θ слід встановити знак другої похідної у точці екстремуму, тобто у точці $l_{01} = l_{02}$:

$$\theta''_{l_{01}} = \sigma \cdot V_{dem0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5}. \quad (3.105)$$

Як видно, у точці екстремуму $l_{01} = l_{02}$ друга похідна функції θ набуває позитивного значення. Це укаже на наявність мінімуму функції θ (рис. 3.34).

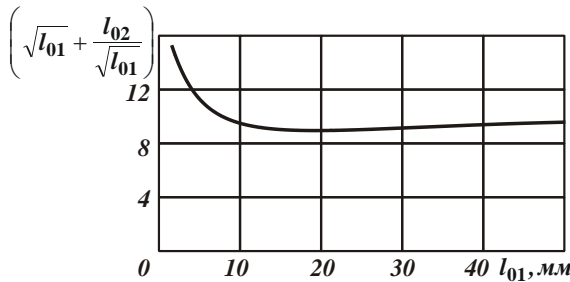


Рисунок 3.34 – Залежність множника $\left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right)$ від довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} для $l_{02} = 20$ мм

При цьому мінімум температури шліфування $\theta_{min} = \sigma \cdot V_{dem0} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda}}$ більше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом $\theta = \sigma \cdot V_{dem0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda}}$. Проте, цей випадок можливий за відсутності другого доданку залежності (3.100), його можна здійснити лише за умов переривчастого шліфування, оскільки під час звичайного шліфування суцільним кругом другий доданок залежності (3.100) обов'язково присутній. Тому під час переривчастого шліфування температура різання завжди буде менше, ніж під час звичайного шліфування через зменшення силової напруженості процесу переривчастого шліфування.

Цим доведено ефективність застосування переривчастого шліфування із погляду зменшення температури шліфування θ .

Згідно із наведеною вище залежністю, мінімум температури переривчастого шліфування θ тим менше, чим менше час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом $\tau = l_{01}/V_{кр}$, тобто чим менше довжина робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом l_{01} . Отже, із цієї точки зору, на крузі необхідно забезпечити максимально можливу кількість робочих виступів. Однак, зі зменшенням довжини робочого виступу круга погіршуються умови охолодження зони шліфування у період проходження западини круга довжиною $l_{02} = l_{01}$. У зв'язку із цим, доцільно збільшувати довжину робочого виступу круга і, відповідно, довжину западини до значення, за яким можливе повне охолодження зони шліфування. Щодо можливості існування такого значення $l_{02} = l_{01}$ свідчить той факт, що зі збільшенням часу $\tau = l_{01}/V_{кр}$ (відповідно, довжини робочого виступу круга l_{01}) мінімум температури шліфування θ_{min} збільшується згідно із законом $\sqrt{\tau}$, а час охолодження зони шліфування збільшується згідно із законом $\tau = l_{02}/V_{кр}$, тобто із більшою інтенсивністю, ніж нагрівання оброблюваного матеріалу. Виходячи із цього, можна припустити, що за певного значення $l_{02} = l_{01}$ відбудеться повне охолодження зони шліфування за період проходження западини переривчастого круга.

Щоб оцінити дійсні технологічні можливості переривчастого шліфування, необхідно залежність (3.102) подати у вигляді:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(2 \cdot n) \cdot c_M \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (3.106)$$

де n – кількість робочих виступів переривчастого круга за умови $l_{01} = l_{02}$.

Після перетворень остаточно залежність (3.106) виразиться:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(0,5 \cdot n) \cdot c_M \cdot \rho \cdot \lambda}} = \frac{\theta_0}{\sqrt{0,5 \cdot n}}, \quad (3.107)$$

де $\theta_0 = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda}}$ – температура різання під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Як видно, залежність (3.107) відрізняється від вихідної залежності (3.102), справедливої для звичайного шліфування суцільним кругом, наявністю у знаменнику множника $(0,5 \cdot n)$. Зі збільшенням цього множника тем-

пература різання під час переривчастого шліфування θ зменшується, що указує на доцільність використання переривчастих кругів.

На рис. 3.35 показано характер зміни θ від кількості робочих виступів переривчастого круга n , який встановлено на основі залежності (3.107).

Як витікає із рис. 3.35, зі збільшенням кількості робочих виступів переривчастого круга n від 2 до 8 відношення θ/θ_0 зменшується у 2 рази, а зі зміною n від 2 до 16 відношення θ/θ_0 зменшується майже у 3 рази порівняно зі звичайним шліфуванням суцільним кругом.

Це може бути досягнуто завдяки збільшенню кількості робочих виступів переривчастого круга n шляхом зменшення довжини робочого виступу та западини переривчастого круга $l_{01} = l_{02}$, збільшення довжини дуги контакту круга із оброблюваною деталлю під час круглого зовнішнього і плоского шліфування та збільшення відношення $V_{кр}/V_{дем}$ (де $V_{дем}$ – швидкість переміщення деталі, м/с). Виконання двох останніх умов передбачає застосування високопродуктивного круглого та плоского глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі. Таким чином, застосовуючи переривчасті круги, можна домогтися суттєвого зменшення температури шліфування, що підтверджується практикою використання глибинного переривчастого шліфування важкооброблюваних матеріалів, особливо, алмазними кругами на металевих зв'язках, розрізання матеріалів на частини, вишліфування глибоких пазів і канавок тощо [150–153].

У цьому випадку під час визначення температури шліфування θ , згідно залежності (3.102), параметр $V_{дем0}$ необхідно розглядати у вигляді

$$V_{дем} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)} \quad [68]:$$

$$\theta = \sigma \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{дем} \cdot Q}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)}, \quad (3.108)$$

де $V_{дем}$ – швидкість переміщення деталі, м/с;

t – глибина шліфування, м;

$R_{кр}, R_{дем}$ – радіуси круга і деталі, м;

B – ширина шліфування, м;

$Q = B \cdot V_{дем} \cdot t$ – продуктивність обробки, м³/с.

Як видно, за заданим значенням продуктивності обробки Q зменшити температуру шліфування θ можна збільшенням відношення $V_{кр}/V_{дем}$, тобто

зменшенням швидкості переміщення деталі $V_{дет}$ та збільшенням глибини шліфування t завдяки застосуванню схеми глибинного шліфування.

Встановлено, що отримані таким чином розрахункові значення відношення θ/θ_0 узгоджуються із експериментальними даними, наведеними у роботах [114; 121; 152]. Це указує на достовірність розробленої розрахункової схеми визначення температури різання θ , що виникає під час переривчастого шліфування.

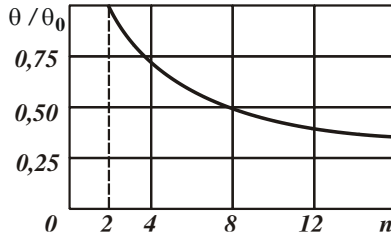


Рисунок 3.35 – Залежність θ/θ_0 від n

Слід зазначити, що отримані розрахункові значення відношення θ/θ_0 справедливі за умови повного охолодження зони шліфування під час переривання процесу шліфування, тобто за час проходження западиною переривчастого круга зони шліфування. Проте, як встановлено у роботі [152], виконати практично дану умову достатньо складно, оскільки оброблюваний метал за час переривання процесу шліфування повністю не охолоджується. Це не дозволяє реалізувати на практиці повною мірою переваги переривчастого шліфування. Реально вдається зменшити температуру різання під час переривчастого шліфування θ в меншу кількість разів, ніж це встановлено на основі отриманого аналітичного рішення.

Так, відповідно до експериментальних даних, наведених у роботі [152], температуру переривчастого шліфування θ гарантовано можна зменшити на 40 %. Це достатньо велика величина, що дозволяє у ряді випадків (під час шліфування складнопрофільних поверхонь деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів) забезпечити якісну обробку. Однак для більш радикального вирішення проблеми зменшення температури шліфування та підвищення якості обробки (виключення припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів) необхідно забезпечити більш суттєве зменшення температури шліфування. Тому, використовуючи отримане теоретичне рі-

шення, після проведення відповідних досліджень можна досягти зменшення температури шліфування θ більш ніж у 2 – 3 рази (виходячи із рис. 3.35).

Важливим параметром теплової напруженості процесу шліфування є градієнт температури $grad\theta$, який із урахуванням залежності (3.100) для розрахункової схеми шліфування, наведеної на рис. 3.31, набуває вигляду:

$$grad\theta = \frac{\theta}{l} = \frac{q}{\lambda} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{\lambda \cdot F} . \quad (3.109)$$

Із урахуванням залежності (3.94) остаточно отримано:

$$grad\theta = \frac{\sigma \cdot V_{дем0}}{\lambda} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{дем} - V_{дем0}) \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\lambda \cdot F} . \quad (3.110)$$

Як витікає із залежності (3.110), характер зміни градієнта температури $grad\theta$ під час шліфування аналогічний характеру зміни температури шліфування θ . Чим більше параметри σ , $V_{дем0}$, f_1 , c , $V_{кр}$, $V_{дем} - V_{дем0}$, τ і менше F , тим більше $grad\theta$ і вище імовірність утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях.

Основним напрямом зменшення $grad\theta$ є виключення другого доданку залежності (3.110) завдяки виконанню умови $V_{дем0} = V_{дем}$. В іншому випадку із часом обробки на оброблюваних поверхнях можуть з'явитися припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти.

Обмеження, які накладаються на $grad\theta$, вимагають зменшення швидкості круга $V_{кр}$, що має місце на практиці та знижує ефективність застосування процесу шліфування.

Під час переривчастого шліфування, внаслідок незначності другого доданку залежності (3.110) та можливості його не враховувати у розрахунках, градієнт температури $grad\theta$ виражається залежністю:

$$grad\theta = \frac{\sigma \cdot V_{дем0}}{\lambda} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}} \right) . \quad (3.111)$$

Порівнюючи залежності (3.110) і (3.111), видно, що під час переривчастого шліфування $grad\theta$ менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Тому менше імовірність появи температурних дефектів на оброблюваних поверхнях, що підтверджується практикою шліфування [152].

Необхідно зазначити, що під час переривчастого шліфування завдяки зменшенню пружного переміщення $y = P_y / c$, що виникає у технологічній системі

$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{dem0}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot \tau, \quad (3.112)$$

і у зв'язку зі зменшенням тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом (виключенням другого доданку в залежності) можна підвищити точність обробки. Це зрештою забезпечує якісну обробку деталей, особливо, виготовлених їх важкооброблюваних матеріалів.

Отримані результати використано для вдосконалення технології загострювання твердосплавних ріжучих інструментів. Експериментально встановлено, що застосування переривчастого алмазного круга на органічній зв'язці 12A2 450 150×42×10×5×32 AC6 160/125 4 B1-13 під час плоского шліфування пластин із твердого сплаву Т30К4, дозволяє в декілька разів збільшити глибину шліфування завдяки відсутності на оброблених поверхнях температурних дефектів. А це приводить до підвищення продуктивності та якості обробки.

Таким чином, у роботі проведено теоретичний аналіз сили і температури різання під час переривчастого шліфування із урахуванням процесів різання та тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Показано, що під час переривчастого шліфування завдяки ударно-циклічній взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю відбувається зменшення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і, відповідно, зменшення сили і температури різання порівняно із звичайним шліфуванням суцільним кругом. Аналітично встановлено, що за умови рівності довжин робочого виступу та западини переривчастого круга температура шліфування приймає мінімальне значення та зменшується зі зменшенням довжини робочого виступу круга. Це указує на ефективність створення на робочій поверхні переривчастого круга значної кількості виступів і западин.

Доведено, що найбільший ефект зменшення температури переривчастого шліфування досягається в умовах круглого і плоского глибинного шліфування, оскільки у цьому випадку збільшується відношення швидкостей круга і деталі і, відповідно, кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованою точкою на оброблюваній поверхні. Аналітично встановлено також, що характер зміни градієнта температури приблизно аналогічний характеру зміни температури шліфування. Це додатково указує на переваги переривчастого шліфування з погляду виключення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях та підвищення продуктивності обробки.

3.9. Оцінювання технологічних можливостей переривчастого шліфування

Підвищення якості та продуктивності фінішної абразивної обробки є важливою умовою виготовлення сучасних деталей машин та систем. Роботами професора Якимова О. В. доведено ефективність використання технології переривчастого шліфування для зменшення сили і температури різання та, відповідно, підвищення якості та продуктивності обробки. Однак при цьому повною мірою не розкрито фізичну сутність ефекту обробки, що досягається, особливо, з точки зору механіки переривчастого шліфування.

У роботах [150; 152] показано, що застосування переривчастого шліфування загартованих сталей забезпечує підтримання у процесі обробки високої ріжучої здатності шліфувального круга, про що свідчать експериментальні дані одного із основних технологічних параметрів шліфування – питомої інтенсивності шліфування, яка із часом обробки залишається фактично постійною, тоді як під час звичайного шліфування вона інтенсивно зменшується у часі, знижуючи ефективність обробки. Прийнято вважати, що це зумовлено динамічним характером взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом, що забезпечує режим самозагострення круга. У роботі [53] експериментально встановлено, що ефективність переривчастого шліфування пов'язана зі збільшенням швидкості знімання металу під час взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом, збільшенням товщин зрізів зернами круга і зменшенням енергоємності обробки. Тому важливо теоретично оцінити дані закономірності на основі обґрунтування умов підвищення ефективності процесу переривчастого шліфування шляхом розроблення математичної моделі визначення питомої інтенсивності шліфування на рівні мікрозрізів. Для цього необхідно визначити питому інтенсивність шліфування через відношення товщини зрізу окремим зерном та радіуса округлення ріжучого зерна, що є одним із основних фізичних показників процесу звичайного і переривчастого шліфування.

Питома інтенсивність шліфування $Q_{num} = Q / P_y$ [96] під час звичайного шліфуванні з урахуванням аналітичної залежності для визначення радіальної складової сили різання $P_y = P_z / K_{ш} = \sigma \cdot Q / K_{ш} \cdot V_{кр}$ [131] описується:

$$Q_{num} = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma}, \quad (3.113)$$

де Q – продуктивність обробки, м³/с;

$P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коефіцієнт шліфування.

У роботі [131] встановлено, що умовне напруження різання описується аналітичною залежністю:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{зсуб}}{K_{ш}}, \quad (3.114)$$

де $\tau_{зсуб}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м².

Тоді залежність (3.113) опишеться:

$$Q_{num} = \frac{4 \cdot \tau_{зсуб} \cdot V_{кр}}{\sigma^2}. \quad (3.115)$$

Із залежності (3.115) витікає, що найбільше впливає на питому інтенсивність шліфування Q_{num} умовне напруження різання: чим воно менше, тим більше Q_{num} і вище ефективність шліфування. Залежність (3.115) в узагальненому вигляді пов'язує параметри Q_{num} і σ та указує на те, що умовне напруження різання σ є основним параметром силової напруженості процесу шліфування.

В умовах мікрорізання одиничним зерном умовне напруження різання σ описується залежністю [4]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсуб}}{\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - tg \frac{\psi}{2}}}, \quad (3.116)$$

де a – товщина зрізу, м;

R – радіус ріжучого зерна, м;

ψ – умовний кут тертя абразивного зерна із оброблюваним матеріалом ($tg \psi = f$ – коефіцієнт тертя).

Після підстановки залежності (3.116) у залежність (3.115), маємо:

$$Q_{num} = \frac{V_{кр}}{\tau_{зсуб}} \cdot \left(\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - tg \frac{\psi}{2}} \right)^2. \quad (3.117)$$

Як видно, збільшити питому інтенсивність шліфування Q_{num} і, тим самим, підвищити ефективність шліфування можна збільшенням швидкості круга $V_{кр}$, товщини зрізу a та зменшенням радіуса заокруглення абразивного зерна R та інтенсивності тертя зерна із оброблюваним матеріалом. Збільшення межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсуб}$ призводить до змен-

шення питомої інтенсивності шліфування Q_{num} , що узгоджується із відомими експериментальними даними.

У міру зношування зерна у процесі різання його радіус R збільшується, що призводить до зменшення питомої інтенсивності шліфування Q_{num} . За умови $\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} \rightarrow \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}$ справедлива умова $Q_{num} \rightarrow 0$, оскільки процес знімання матеріалу під час шліфування фактично припиняється. Тому найважливішою умовою підвищення ефективності шліфування є зменшення величини лінійного зношування зерен, не допускаючи утворення на них майданчиків зношування. Це може бути досягнуто шляхом застосування ефективних методів правлення круга або забезпечення процесу самозагострювання круга. Важливо також збільшувати товщини зрізів, а шляхом застосування ефективних технологічних середовищ – зменшити інтенсивність тертя ріжучих зерен із оброблюваним матеріалом, що визначається тригонометричною функцією $\operatorname{tg} \frac{\psi}{2}$.

Під час шліфування за схемою, показаною на рис. 3.31, зі зніманням припуску величиною Π максимальна товщина зрізу окремим зерном круга визначається залежністю [131]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{dem0}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{kp}}}, \quad (3.118)$$

де b – максимальна висота виступання вершин зерен круга над рівнем зв'язки, м;

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

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна.

В умовах переривчастого шліфування швидкість знімання металу визначається залежністю $V_{dem} = V_{dem0} \cdot (l_{01} + l_{02}) / l_{01}$ [153]. Тоді залежність (3.118) набуде вигляду:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{dem0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right)}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{kp}}}, \quad (3.119)$$

де V_{dem0} – швидкість деталі під час звичайного шліфування суцільним кругом, м/с;

l_{01} , l_{02} – відповідно, довжини робочого виступу та западини переривчастого круга, м.

Отже, чим більше довжина западини переривчастого круга l_{02} , тим більше швидкість знімання металу V_{det} і, відповідно, максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, яка визначається перетвореною залежністю (3.119). Збільшення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга $H_{max} = a$, відповідно до залежності (3.117), призводить до збільшення питомої інтенсивності шліфування Q_{num} . Отже, під час переривчастого шліфування параметр Q_{num} більше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Із іншої сторони, збільшення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга призводить до збільшення навантаження, що діє на зерно, та імовірності його випадання зі зв'язки круга за меншим лінійним зношенням. Це передбачає реалізацію режиму самозагострювання круга. У результаті радіус заокруглення абразивного зерна R зменшується, що також призводить до збільшення питомої інтенсивності шліфування Q_{num} та підвищення ефективності процесу шліфування. Проте збільшується інтенсивність зношування переривчастого круга, тобто ефективність обробки досягається, в першу чергу, завдяки постійного оновлення ріжучого контуру круга та підтримання його високої ріжучої здатності у процесі шліфування. Таким чином показано, що під час переривчастого шліфування забезпечується збільшення відношення a/R , що, згідно залежності (3.117), передбачає підвищення ріжучої здатності шліфувального круга та продуктивності обробки.

Під час шліфування за пружною схемою із фіксованим радіальним зусиллям $P_y = P_z / K_{ш} = \sigma \cdot Q / K_{ш} \cdot V_{кр}$ питома інтенсивність шліфування Q_{num} визначається:

$$Q_{num} = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma}. \quad (3.120)$$

Отже, дійшли до залежності (3.113), тобто закономірності формування питомої інтенсивності шліфування Q_{num} під час шліфування за жорсткою схемою ($Q = const$) і пружною схемою ($P_y = const$) одні й ті самі.

3.10. Ефективність застосування алмазного розточування отворів у деталях гідроапаратури

Виготовлення високоточних деталей гідроапаратури, виконаних із важкооброблюваних матеріалів, вимагає застосування ефективних наукомістких технологій механічної обробки, що забезпечують високі показники якості та

продуктивності. Одним із найбільш перспективних напрямів є різання інструментами із синтетичних надтвердих матеріалів (СТМ), які мають високу твердість, зносостійкість і теплопровідність та дозволяють суттєво знизити силову та теплову напруженості процесів обробки різних за фізико-механічними властивостями матеріалів: від пластичної міді до самого твердого у природі матеріала – алмазу [29; 113]. Практикою встановлено, що застосування алмазних різців на ряді операцій обробки деталей гідроапаратури дозволяє підвищити продуктивність і якість обробки та відкриває нові технологічні можливості їх високоякісного виготовлення. Тому метою роботи є визначення технологічних можливостей ефективного використання інструментів із СТМ на фінішних операціях обробки високоточних деталей гідроапаратури.

Найбільш складною у виготовленні є відповідальна деталь гідроапаратури – блок циліндрів, виконаний із сталі 7ХГ2ВМФ твердістю *HRC* 51 ... 56, що містить 9 глухих отворів, до точності обробки яких висуваються високі вимоги [108]. Дані отвори обробляють під дифузійне зварювання із втулками із бронзи Бр 010С2Н3 твердістю *HB* 75. Традиційна технологія включає розточування отворів та їхнє подальше хонінгування. Однак при цьому не забезпечується стабільне відхилення від циліндричності у межах 0,01 мм. Застосування фрезерування кінцевими твердосплавними фрезами отворів на сучасному високообертovому верстаті із ЧПУ моделі "Рісotax-60М" дозволило вирішити цю проблему [41; 108]. Разом із тим, як показує практика, суттєвим недоліком високоякісного виготовлення блоку циліндрів є низька точність обробки отворів у бронзових втулках.

Згідно діючої технології обробки отворів у бронзових втулках, спочатку здійснюється їх розточування різцем із твердого сплаву ВК8 із забезпеченням похибки форми оброблюваної поверхні у межах 10 мкм і шорсткості поверхні $R_a = 1,25$ мкм. Потім отвір обробляють рейберами (методом пластичного деформування металу на фрезерному верстаті), що зменшує похибку форми оброблюваної поверхні до 3 мкм. Після цього застосовують метод доведення текстолітовим притиром пастою КТ. Дана технологія характеризується достатньо високою трудомісткістю обробки. Це пов'язано, в першу чергу, із відносно низькими показниками точності обробки, які досягаються на операції розточування отворів твердосплавним різцем на токарно-гвинторізному верстаті моделі 16К20. Для покращення цих показників доводиться застосовувати трудомісткий процес рейберування. У зв'язку із цим, запропоновано на операції розточування замість твердосплавних різців використовувати різці алмазні та обробку здійснювати на високообертovому обробному центрі моделі

"Рісотах-60М" ($n=8000$ об./хв; $S=0,03$ мм/об.; знімаємий припуск під час чорнової обробки – 0,2 мм, а під час чистої обробки – 0,05 мм; кількість проходів – 2).

Ефективність застосування алмазних інструментів, як відомо, обумовлена насамперед низьким коефіцієнтом тертя f алмазу із оброблюваним матеріалом, що, згідно формули професора Зворикіна К. О., призводить до збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріала:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{(\gamma - \psi)}{2}, \quad (3.121)$$

де γ – передній кут ріжучого інструмента;

ψ – умовний кут тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструмента ($\operatorname{tg} \psi = f$).

Це створює об'єктивні передумови зниження силової та теплової напруженостей процесу різання, оскільки енергоємність обробки (умовне напруження різання σ) пов'язана із умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу β залежністю [131]:

$$\sigma = \frac{\sigma_{cm}}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (3.122)$$

де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, МПа.

Із залежності (3.122) витікає, що чим більше умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , тим менше умовне напруження різання σ і, відповідно, тангенціальна $P_z = \sigma \cdot S$ та радіальна $P_y = \sigma \cdot S / K_{pi3}$ складові сили різання, де S – площа поперечного перерізу зрізу, м²; $K_{pi3} = P_z / P_y = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$ – коефіцієнт різання.

Між енергоємністю обробки (умовним напруженням різання σ) та коефіцієнтом різання K_{pi3} існує зв'язок [131]:

$$\sigma = \sigma_{cm} \cdot \frac{\left(1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}\right)}{K_{pi3}}. \quad (3.123)$$

Тому тангенціальна $P_z = \sigma \cdot S$ та радіальна $P_y = \sigma \cdot S / K_{pi3}$ складові сили різання в кінцевому підсумку можуть бути виражені через коефіцієнт різання K_{pi3} відповідно до залежностей:

$$P_z = \frac{\sigma_{cm} \cdot S}{K_{pi3}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}\right); \quad (3.124)$$

$$P_y = \frac{\sigma_{cm} \cdot S}{K_{piz}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{piz}^2}\right). \quad (3.125)$$

Як видно, складові сили різання цілком однозначно визначаються коефіцієнтом різання K_{piz} . Із його збільшенням вони зменшуються, причому, радіальна P_y складова сили різання із більшою інтенсивністю. Тому основним шляхом зменшення складових сили різання є зменшення коефіцієнта різання K_{piz} . Розрахунками встановлено, що зі збільшенням $K_{piz} \rightarrow 10$ умовне напруження різання σ зменшується фактично до значення σ_{cm} (рис. 3.36,а).

Збільшити коефіцієнт різання $K_{piz} = P_z / P_y = ctg(\psi - \gamma)$ можна зменшенням різниці кутів $(\psi - \gamma)$, рис. 3.36,б.

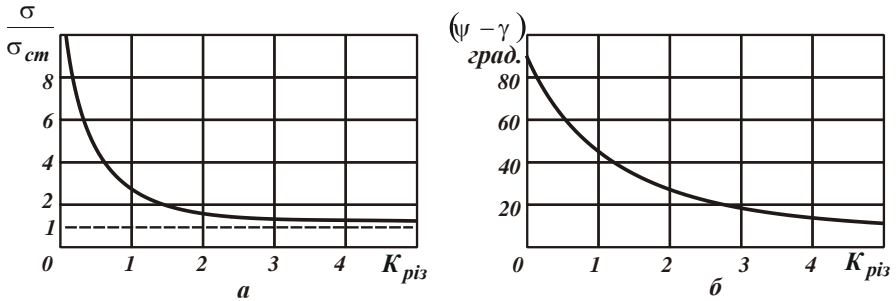


Рисунок 3.36 – Залежності відношення σ / σ_{cm} (а) і кута $(\psi - \gamma)$ (б) від коефіцієнта різання K_{piz} : 1 – $\psi = 10^\circ$ ($f = 0,176$); 2 – $\psi = 20^\circ$ ($f = 0,364$); 3 – $\psi = 40^\circ$ ($f = 0,839$); оброблюваний матеріал – сталь ШХ15

Коефіцієнт тертя f для алмаза може набувати значення 0,1. Тоді умовний кут ψ тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструмента (виходячи із залежності $tg \psi = f$) дорівнює 6° , а коефіцієнт різання K_{piz} (за умови $\gamma = 0$) – дорівнює 10. Це указує на те, що під час різання алмазним інструментом можна реалізувати умову $\sigma \rightarrow \sigma_{cm}$, за якою товщина зрізу фактично дорівнює товщині стружки, а руйнування оброблюваного матеріалу підпорядковується умові його руйнування на стиск.

Таким чином, показано, що застосування алмазного інструмента потенційно дозволяє реалізувати мінімальну енергоємність обробки (умовне напруження різання σ) за нульовим і навіть негативним переднім кутом ін-

струмента γ (рис. 3.21,а). У результаті досягається подвійний ефект обробки: зменшується силова напруженість процесу різання та з'являється можливість підвищення міцності ріжучого клина інструмента та його зносостійкості завдяки застосуванню нульового і навіть негативного переднього кута γ . Крім того, зменшення умовного напруження різання σ , як показано у п. 3.1, призводить до зменшення температури різання $\theta = \sigma \cdot z / c \cdot \rho$ [74], де c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К); ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³; z – відносна величина температури, що змінюється у межах 0 ... 1 і визначається із рівняння $\bar{l}_1 = c \cdot \rho \cdot a \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta / \lambda = -\ln(1-z) - z$; \bar{l}_1 – безрозмірна величина; a – товщина зрізу, м; V – швидкість різання, м/с; λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·К).

Розрахунками встановлено, що зі збільшенням параметрів a , V і β відносна величина температури z збільшується, асимптотично наближаючись до значення $z \rightarrow 1$ (рис. 3.20). Отже, чим менше умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , тим менше відносна величина температури z і, відповідно, температура різання θ . Із цього витікає, що під час різання алмазним інструментом, внаслідок зменшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , з'являється можливість зменшення величини z і температури різання θ . Це також дозволяє збільшити швидкість різання V та, відповідно, продуктивність обробки за заданим значенням температури різання θ .

Таким чином показано, що зменшення температури різання θ відбувається за двома каналами: шляхом зменшення умовного напруження різання σ та зменшення відносної величини температури z , хоча в обох випадках першопричиною зменшення температури θ є зменшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , що визначає параметри σ і z .

За суттєвим збільшенням швидкості різання V відносна величина температури $z \rightarrow 1$. Тоді залежність для визначення температури різання θ набуває спрощеного вигляду $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$.

На рис. 3.21,б наведено розраховані за цією залежністю значення температури різання θ із урахуванням значень умовного напруження різання σ , які графічно представлено на рис. 3.36,а. Як видно, зі збільшенням коефіцієнта різання K_{piz} температура різання θ безперервно зменшується, приймаючи за умови $K_{piz} > 1$ значення, менші температури плавлення $\theta_{пл}$ оброблюваного матеріалу. Із цього витікає, що визначальним параметром у залежності $\theta = (\sigma \cdot z) / (c \cdot \rho)$ є умовне напруження різання σ , оскільки навіть за умови

$z=1$ температуру різання θ шляхом зменшення умовного напруження різання σ можна зменшити до прийнятних значень. Отже, найважливішою умовою зменшення температури різання необхідно розглядати застосування алмазних інструментів, що забезпечують зменшення умовного напруження різання σ шляхом зменшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β (внаслідок зменшення інтенсивності тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструмента).

Глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 (що визначає товщину порушеного поверхневого шару матеріалу) виражається залежністю [74]: $l_2 = a \cdot z / \bar{l}_1$. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням швидкості різання V параметр l_2 зменшується, а зі зменшенням товщини зрізу a , навпаки, збільшується (рис. 3.37). Тому для підвищення якості обробки швидкість різання необхідно збільшувати, здійснюючи режим високошвидкісного різання. Як зазначалося раніше, цю умову із найбільшою ефективністю можна реалізувати під час різання алмазним інструментом.

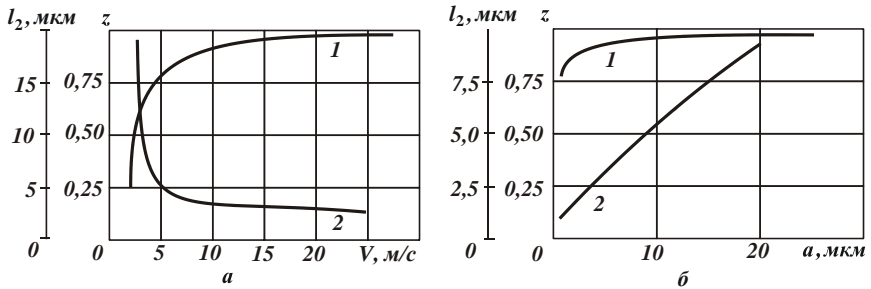


Рисунок 3.37 – Залежність відносної величини температури z (1) та параметра l_2 (2) від швидкості різання V (а) та товщини зрізу a (б) під час різання загартованої сталі ШХ15 (коефіцієнт теплопровідності $-\lambda/c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $\text{tg}\beta = 0,25$): а – $a = 5$ мкм; б – $V = 27,5$ м/с

Проведені експериментальні дослідження показали, що завдяки унікальним ріжучим властивостям алмазного різця, у процесі алмазного розточування бронзових втулок знижується силова та теплова напруженості процесу, а стійкість алмазного різця порівняно із стійкістю твердосплавного різця збільшується більш ніж у 5 разів. Це стабільно забезпечує похибку форми оброблюваної поверхні на рівні 1 ... 2 мкм і шорсткість поверхні $R_a = 1,25$ мкм. При цьому виключається хвилястість на оброблюваній поверхні, яка постійно

мала місце у процесі рейберування, забезпечуються допуски овальності та конусності, прямолінійності та різнорозмірності 9-ти отворів (що знаходяться у межах 5 мкм). Таким чином, застосування алмазного розточування дозволяє виключити трудомістку операцію рейберування. У результаті запропонований технологічний процес обробки отворів у бронзових втулках включає лише операції розточування алмазним різцем та доведення пастою КТ.

Застосування алмазних різців замість твердосплавних різців під час підрізування плоского торця бронзової втулки також дозволяє зменшити похибку форми оброблюваної поверхні та забезпечити допуск площинності торця 5 мкм, шорсткість поверхні $R_a = 0,4$ мкм. У результаті припуск, що знімається, може бути зменшений у 3 рази. Це дозволяє остаточну обробку здійснювати алмазним різцем, а попередню – твердосплавним різцем. Традиційно підрізування плоского торця бронзової втулки здійснюється твердосплавними різцями на токарно-гвинторізному верстаті моделі ТВ-125П ($n = 1000$ об./хв; $S_{чорн} = 0,1$ мм/об.; $S_{чист} = 0,05$ мм/об.). Під час використання алмазного різця обробку рекомендується здійснювати на сучасному токарному верстаті "Spinner" TC-600.

Доведення торця у розмір здійснюється пастою КТ 3/2 (ТУ 2-037-273-88) шляхом притирання на скляній плиті з подальшим поліруванням торця на папері (змоченим гасом) пастою КТ 1/0. Внаслідок переходу до обробки отвору та торця бронзової втулки алмазним різцем з'являється можливість зменшити машинний час у 2 рази (до 0,8 години), а підвищення стабільності параметрів точності та шорсткості поверхні дозволяє підвищити зносостійкість деталей пар тертя.

Отримані результати було використано для вдосконалення операцій обробки внутрішніх циліндричних поверхонь деталей гідроапаратури, зокрема, для обробки отвору у магнітному кільці із зовнішнім діаметром 20 мм і внутрішнім діаметром 6 мм, виготовленому із сплаву АНКО-3А твердістю *HRC* 62 ... 63.

Традиційно отвір у кільці обробляють методом шліфування абразивним кругом ПП 10×20×3 25А 16СТ, який попередньо піддають правленню для отримання зовнішнього діаметра менше 6 мм. Процес внутрішнього шліфування протікає із високою силовою та тепловою напруженостями, що призводить до інтенсивного зношування круга, швидкої втрати його ріжучої здатності та фактично до неможливості стабільно забезпечити необхідні параметри якості обробки. У зв'язку з цим запропоновано перейти від шліфування до

розточування твердосплавного отвору різцем виробництва фірми ISKAR. Проведені дослідження показали позитивні результати з погляду підвищення якості та продуктивності обробки. У процесі розточування отвору стабільно забезпечується шорсткість поверхні на рівні 7-го класу чистоти, що не досягалося під час шліфування.

Тому запропоновано твердосплавні різці фірми ISKAR використовувати під час остаточної обробки зі зніманням припуску величиною 0,2 мм, а попередню обробку виконувати із застосуванням різців із твердого сплаву T15K6, що забезпечують високу розмірну стійкість. В умовах попередньої обробки забезпечується зміна діаметра отвору із 6 до 8,2 мм, а в умовах остаточної обробки – до 8,5 мм.

3.11. Визначення умов підвищення якості обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях

Сучасний рівень розвитку авіаційної техніки потребує вирішення складних технологічних завдань щодо забезпечення високої якості та точності обробки відповідальних деталей гідроапаратури, виготовлених із високоміцних сталей твердістю *HRC* 60 ... 64 [108; 124]. Так, під час обробки сепаратора необхідно забезпечити площинність обробки у межах 0,005 мм, шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм. Під час обробки плунжера необхідно забезпечити конусність та овальність – не більше 0,003 мм, шорсткість поверхні – на рівні 11-го класу чистоти. Згідно із діючим технологічним процесом, фінішна обробка торцевої поверхні сепаратора здійснюється за схемою доведення абразивним порошком, проте, при цьому не забезпечується необхідна площинність навколо всіх 9-ти отворів і зовнішньої кромки сепаратора. Тому замість доведення абразивним порошком запропоновано використовувати шліфування торцевої поверхні сепаратора, що обертається, торцем круга. Як показує практика, цим досягається підвищення точності обробки, однак на поверхнях, що обробляються, утворюються припикання, чого не спостерігалося під час доведення.

Обробка циліндричної поверхні плунжера здійснюється із використанням методу безцентрового шліфування. У цьому випадку на оброблюваних поверхнях також утворюються припикання та окремі ризики-подряпини. Для їх усунення передбачено виконання достатньо трудомістких операцій доведення на плиті послідовно пастою та повстяним кругом. У зв'язку із цим, актуальні

завдання обґрунтування умов підвищення якості та продуктивності на фінішних операціях шліфування деталей гідроапаратури.

Для зменшення температури шліфування без зменшення продуктивності обробки, як встановлено теоретично, доцільно використовувати схему шліфування із пульсуючою радіальною подачею круга (рис. 3.38), яка заснована на періодичному створенні у технологічній системі натягу певної величини. Даний висновок витікає із розв'язання задачі із визначення основного часу обробки під час шліфування із швидкістю радіальної подачі V_{pi3} , що зменшується у часі. Температура шліфування θ у цьому випадку аналітично описується залежністю [36]:

$$\theta = \sigma \cdot V_{pi3} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \tau_1, \quad (3.126)$$

де τ_1 – час обробки, с.

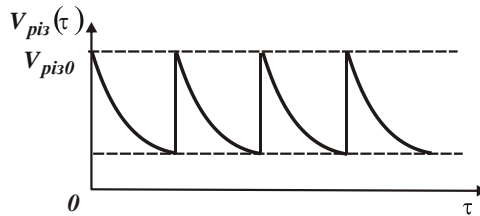


Рисунок 3.38 – Характер зміни швидкості $V_{pi3}(\tau)$ із часом обробки τ

Для забезпечення у процесі шліфування заданої температури θ зі збільшенням часу обробки τ_1 швидкість V_{pi3} , виходячи із залежності (3.126), необхідно зменшувати за законом:

$$V_{pi3} = \sqrt{\frac{A}{\tau_1}}, \quad (3.127)$$

де $A = \left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2}\right) \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2$.

Графічно характер зміни швидкості V_{pi3} із часом обробки τ_1 під час шліфування твердого сплаву ВК8 ($c=175,9$ Дж/кг·К; $\rho=15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\lambda=50$ Вт/м·К; $\sigma=26,7 \cdot 10^9$ Н/м²; $\theta=1000$ К; $A=9,25 \cdot 10^{-8}$ м²/с) показано на рис. 3.39.

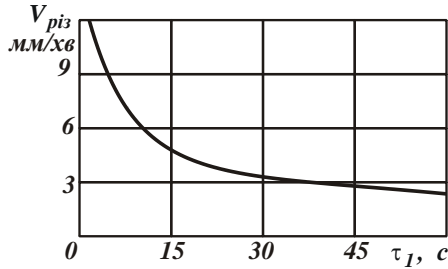


Рисунок 3.39 – Залежність швидкості V_{piz} від часу обробки τ_1

За час τ_1 зі зразка, що рухається за нормаллю до робочій поверхні круга, зішліфовано шар матеріалу Π , який визначається за залежністю:

$$\Pi = \int_0^{\tau_1} V_{piz} \cdot d\tau_1. \quad (3.128)$$

Із урахуванням залежності (3.127) величина Π остаточно виразиться:

$$\Pi = 2 \cdot \sqrt{A \cdot \tau_1}. \quad (3.129)$$

Час τ_1 , необхідний для знімання припуску величиною Π , дорівнює:

$$\tau_1 = \frac{\Pi^2}{4 \cdot A}. \quad (3.130)$$

Порівняємо час τ_1 із часом τ під час шліфування із постійною швидкістю $V_{piz} = A / \Pi$:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_{piz}} = \frac{\Pi^2}{A}. \quad (3.131)$$

Із залежностей (3.130) і (3.131) витікає, що час τ_1 у 4 рази менше часу τ , тобто шліфування зі змінною (що зменшується) у часі швидкістю V_{piz} дозволяє у 4 рази збільшити продуктивність обробки зі забезпеченням заданої температури θ .

Характер зміни Π у часі під час шліфування твердого сплаву ВК8 зі змінною та постійною швидкістю V_{piz} показано на рис. 3.40.

Реалізувати змінну (що зменшується) у часі швидкість V_{piz} можна в умовах виходжуння, забезпечуючи при цьому також підвищення точності оброблюваної поверхні [137] за однією і тією ж температурою шліфування. Для здійснення даної схеми використано шліфувальний верстат "Теленхауз" із

вертикальним розташуванням шпинделя, що забезпечує обертання оброблюваного кільця (сепаратора), у площині стола верстата. У зв'язку із цим, проведено комплекс експериментальних досліджень торцевого шліфування торцевої поверхні сепаратора щодо встановлення можливості ефективного переходу від операції доведення абразивним порошком до операції шліфування.

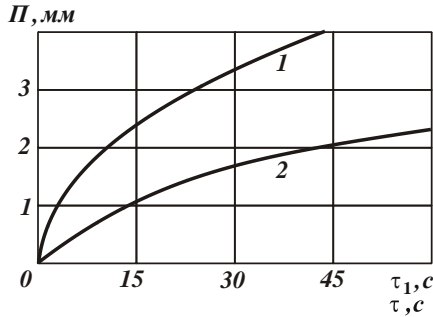


Рисунок 3.40 – Залежність величини Π від часу обробки (τ_1 і τ) під час шліфування твердого сплаву ВК8 зі змінною (1) та постійною (2) у часі швидкістю V_{pi3}

Проведено оцінювання впливу характеристик абразивних кругів та режимів шліфування на основні технологічні показники шліфування: площинність і шорсткість обробки, наявність на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. У результаті експериментальних досліджень встановлено, що в умовах створення у технологічній системі натягу, що перевищує 0,01 мм, можлива поява на оброблюваній поверхні припикань, а площинність і шорсткість обробки перевищують допустимі значення. Отже, для забезпечення необхідних показників площинності та шорсткості обробки необхідно, по-перше, величину натягу в технологічній системі створювати в межах 0,01 мм і, по-друге, операцію шліфування здійснювати у два переходи: чорнове та чистове шліфування. Виходячи із цього, визначено оптимальні умови обробки. Припуск, що знімається (до 0,08 мм), видаляється за пружною схемою, для чого у технологічній системі періодично створюється натяг величиною 0,01 мм, тобто фактично реалізується схема виходжування (рис. 3.38).

Експериментальні дослідження виконувалися із використанням чашкових циліндричних абразивних кругів розміром $36 \times 50 \times 12$ зернистістю 4 та твердістю Т3 (в умовах чорнового шліфування) та кругів зернистістю М7

(в умовах чистового шліфування) із застосуванням трансформаторного масла. Експериментально встановлено, що досягається площинність обробки у межах 0,005 мм, шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм, виключаються припикання на оброблюваній поверхні.

Однією із відповідальних деталей гідроапаратури є плунжер, який входить в отвір ротора, утворюючи пару тертя. Тому до якості та точності його обробки висуваються високі вимоги (зазначені раніше), виконати які на операції безцентрового шліфування складно. Найбільш ефективним методом обробки у цьому напрямі є метод круглого зовнішнього шліфування, що реалізується на сучасних шліфувальних верстатах. У зв'язку із цим проведено експериментальні дослідження параметрів зовнішнього круглого шліфування плунжера на сучасному круглошліфувальному верстаті "Okamoto" абразивним кругом розміром 300×25×27 64С 40СМ 25. Режим шліфування: $n_{кр} = 1778 \dots 2145$ об./хв; $n_{дем} = 150$ об./хв; $S_{нозд} = 3$ м/хв (під час чорнового шліфування); $S_{нозд} = 1,1$ м/хв (під час чистового шліфування). Цей круг має високу ріжучу здатність і виключає утворення припикань та окремих рисок-подряпин на оброблюваній поверхні. При цьому забезпечуються високі вимоги щодо точності та шорсткості поверхні, що дозволило виключити подальші трудомісткі операції ручного доведення.

Отримані теоретичні рішення використано під час розроблення ефективних операцій шліфування виробів із твердих сплавів із метою підвищення якості та продуктивності обробки. Проведено експериментальні дослідження торцевого шліфування переривчастим алмазним кругом на органічній зв'язці 12А2 45° 150×42×10×5×32 АС6 160/125 4 В1-13 виробництва ІСМ ім. В. М. Бакуля НАН України та звичайним алмазним кругом на органічній зв'язці 12А2 45° 150×10×5×32 АС6 125/100 4 В2-01. Обробку плоских поверхонь пластин твердого сплаву Т30К4, якими оснащують різці 16×16×140, здійснювали на загострювальному верстаті без застосування мастильно-охолоджувальної рідини, тобто "всуху" із швидкістю круга 30 м/с. У результаті проведених досліджень встановлено, що у широкому діапазоні зміни глибини шліфування – до $t = 0,05$ мм із використанням переривчастого алмазного круга припикання та мікротріщини на оброблених поверхнях не утворюються (рис. 3.41). Під час шліфування цих пластин звичайним алмазним кругом із суцільною робочою поверхнею із глибиною шліфування $t \leq 0,01$ мм мають місце припикання і мікротріщини. Так, із 10 оброблених пластин 3 – 4 пластини відходять у браку внаслідок утворення на них температурних дефектів.

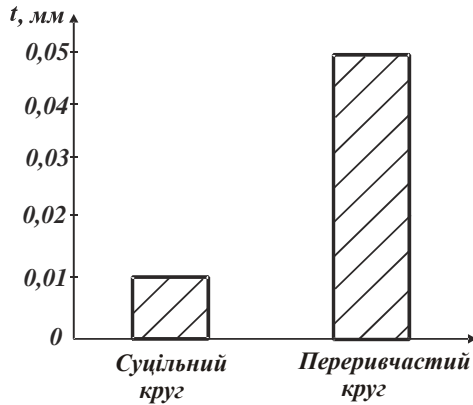


Рисунок 3.41 – Значення глибин шліфування, що виключають утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях, під час звичайного та переривчастого алмазного шліфування

Таким чином встановлено, що під час шліфування переривчастим кругом теплонапруженість процесу нижче. Це укаже на достовірність отриманих теоретичних результатів, а також на можливість підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Порівняно зі звичайним алмазним шліфуванням продуктивність можна збільшити у 5 разів (рис. 3.41) за умови дотримання вимог за якістю обробки. Переривчасті алмазні круги також використали під час шліфування передньої поверхні лез рушничних свердел діаметром 22 мм, виготовлених із твердого сплаву ВК8. Дослідами встановлено, що під час знімання припуску, рівного 3 мм, переривчасте шліфування забезпечує продуктивність обробки, що у 5 разів перевищує продуктивність звичайного алмазного шліфування (за умови відсутності на поверхнях оброблюваних температурних дефектів).

Обробку можна здійснювати із глибиною шліфування 0,05 мм, тоді як під час звичайного алмазного шліфування глибина шліфування менше і змінюється у межах 0,005 – 0,01 мм. Ефект досягнуто завдяки зменшенню температури шліфування θ (виключення припікань) та градієнта температури $grad\theta = q/\lambda$ (виключення мікротріщин) внаслідок зменшення щільності теплового потоку q та часу контакту круга із оброблюваним матеріалом τ згідно залежності (3.126). Отже, застосування переривчастого круга знижує теплонапруженість процесу, виключає температурні дефекти та збільшує продуктивність обробки.

Здійснено оцінювання технологічних можливостей шліфування твродосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням електроерозійного правлення. Для цього загострювальний верстат моделі 3В642 модернізовано та укомплектовано джерелом постійного струму потужністю 4 кВт. Використовувався алмазний круг 12А2 450 150×10×3 АС6 100/80 М1-01 4 під час шліфування пластин із твродого сплаву ВК8 із режимами шліфування: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,01 \dots 0,05$ мм. Встановлено, що шліфування даним кругом виключає утворення на поверхнях оброблюваних температурних дефектів. Це пов'язано із тим, що електроерозійним правленням досягається збільшене виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки круга, а це знижує силову та теплову напруженості шліфування. При цьому встановлено, що шліфування таким кругом призводить до більш високої шорсткості поверхні, ніж під час шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці 12А2 450 150×10×3 АС6 100/80 В2-01 4 (рис. 3.42). Крім того, на краях оброблюваної пластини утворюються мікровідколювання, що знижує гостроту її ріжучої кромки. Це пов'язано із тим, що металева зв'язка круга міцно утримує алмазні зерна, забезпечуючи їх більше зношування до моменту руйнування і випадіння зі зв'язки круга.

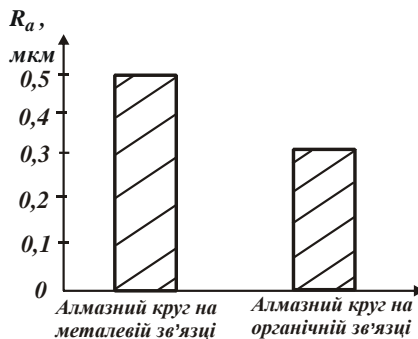


Рисунок 3.42 – Значення шорсткості поверхні R_a під час шліфування алмазними кругами на металевій та органічній зв'язках ($V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,02$ мм)

Для оцінювання рівня залишкових напружень, що виникають у поверхневому шарі оброблюваного матеріалу, проведено експериментальні дослідження круглого зовнішнього шліфування твродосплавних пластин із ВК8, встановлених у спеціальне оправлення, із використанням алмазного круга на

металевій зв'язці 1A1 300×25×6 AC6 125/100 M1-01 4 із режимами шліфування: швидкість круга $V_{кр} = 30$ м/с, швидкість обертання деталі $V_{дет} = 12$ м/хв, поперечна подача $S_{пон} = 0,02$ мм/дв.хід, припуск, що знімається – 6 мм. Обробку здійснювали у трьох варіантах: під час звичайного шліфування, електроерозійного шліфування (із введенням у зону різання постійного електричного струму) та шліфування алмазним кругом після його електроерозійного правлення. Встановлено, що застосування електроерозійного правлення алмазного круга дозволяє отримати негативні (стискаючі) залишкові напруження внаслідок переважаючого силового чинника над температурним чинником. Це сприятливо позначається на експлуатаційних властивостях обробленої поверхні. Під час алмазного електроерозійного шліфування (сила струму $I = 20$ А) формуються незначні розтягуючі напруження $+240$ Н/мм², що пояснюються термічною дією електричних розрядів на поверхню пластини. При цьому виникають лунки глибиною близько 18 мкм.

Під час звичайного алмазного шліфування на поверхні чітко видно мікротріщини, які є результатом релаксації внутрішнього напруження, що характерно для крихких і твердих матеріалів. Наявність розтягуючих залишкових напружень указує на переважаючий температурний чинник. Глибина лунок становить 8 мкм. Як видно, якість пластини після шліфування алмазним кругом (після його електроерозійного правлення), є найкращою, оскільки на її поверхні відсутні задирки та мікротріщини, а залишкові напруження – негативні. Ефект обумовлено високою ріжучою здатністю алмазного круга, що забезпечує зменшення енергоємності обробки.

Висновки

1. У роботі розроблено математичну модель формування температури шліфування, засновану на урахуванні балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і в оброблювану деталь. На її основі отримано принципово нове теоретичне рішення щодо характеру зміни температури шліфування. Воно виражається у тому, що зі збільшенням часу контакту шліфувального круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі, на відміну від відомого рішення, температура збільшується не нескінченно, а приблизно за експоненціальним законом, асимптотично наближаючись до значення, рівного відношенню умовного напруження різання до добутку питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу. Із фізичної точки зору це значення

температури шліфування визначає сталий тепловий процес. Це дозволило теоретично визначити основні умови зменшення температури шліфування і підвищення якості обробки, які полягають у зменшенні частки тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і збільшенні частки тепла, що надходить в оброблювану деталь, у результаті зменшення добутку глибини шліфування і швидкості переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі.

2. Проведено теоретичний аналіз умов зменшення товщини шару оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що утворюється під час шліфування, за умови дії рівномірно розподіленого за площею контакту круга із оброблюваною деталлю теплового джерела та дії теплового джерела в умовах різання окремо взятим зерном круга. Показано, що у другому випадку товщина шару оброблюваної деталі, в якому концентрується тепло, що утворюється під час шліфування, значно менше, ніж у першому випадку, особливо в умовах високошвидкісного шліфування. Це дозволяє завдяки збільшенню швидкості круга покращити якість обробки та зменшити припуски, що видаляються на наступних фінішних операціях. Однак для реалізації цієї умови шліфування необхідно забезпечити високу ріжучу здатність круга, фактично виключити тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга.

3. У роботі на основі спрощеного підходу до розрахунку температури шліфування отримано нові аналітичні залежності для визначення температури шліфування в умовах багатопрхідного шліфування із урахуванням розподілу тепла, що надходить в оброблювану деталь і стружки, що утворюються. Показано, що основна частина тепла, що утворюється під час багатопрхідного шліфування, надходить в оброблювану деталь, а до стружок, що утворюються, надходить невелика частина тепла. Тому урахування тепла, що надходить в оброблювану деталь, приводить у відповідність теорію та практику шліфування. Теоретично встановлено, що характер зміни щільності теплового потоку вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі несуттєво впливає на абсолютні значення і характер зміни температури шліфування, а також глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Це узгоджується із результатами експериментальних досліджень та указує на достовірність отриманого теоретичного рішення й можливість його практичного використання для визначення оптимальних умов обробки під час багатопрхідного шліфування за температурним критерієм. Показано, що основною умовою зменшення температури шліфування є зменшення умовного напруження різання, яке найбільше впливає на температуру шліфування.

4. Отримано нові аналітичні рішення щодо умови зменшення сили та температури різання під час звичайного та переривчастого шліфування на основі застосування нових підходів до математичного моделювання процесу шліфування із урахуванням процесів різання та тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Теоретично встановлено, що під час переривчастого шліфуванні у зв'язку із динамічним характером взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом фактично відсутні пружні переміщення у технологічній системі. Це сприяє підвищенню продуктивності обробки. Температура шліфування при цьому змінюється за екстремальною залежністю зі збільшенням довжини робочого виступу переривчастого круга, приймаючи мінімальне значення за умови рівності довжини западини та робочого виступу круга. Завдяки цьому температуру шліфування можна зменшити у 2 – 3 рази порівняно зі звичайним шліфуванням.

5. Аналітично описано питому інтенсивність шліфування та показано, що визначальний вплив на її зміну має умовне напруження різання, яке є основним параметром силової напруженості процесу шліфування. Зі зменшенням умовного напруження різання питома інтенсивність шліфування збільшується, що сприяє підвищенню ефективності процесу шліфування. Аналітично встановлено, що під час переривчастого шліфування умовне напруження різання менше, а питома інтенсивність шліфування більше, ніж під час звичайного шліфуванні суцільним кругом, внаслідок збільшення відношення товщини зрізу окремим зерном круга до радіусу округлення зерна. Це дозволило обґрунтувати технологічні можливості переривчастого шліфування із позиції механіки процесу різання.

6. У роботі теоретично та експериментально обґрунтовано умови ефективного використання алмазних різців замість твердосплавних різців на операціях розточування отворів деталей гідроапаратури. Показано, що ефект обробки досягається завдяки зниженню силової та теплової напруженостей процесу різання, а також завдяки зниженню інтенсивності тертя стружки із передньою поверхнею різця і, відповідно, збільшенню умовного кута зсуву матеріалу і зменшенню енергоємності обробки (умовного напруження різання). Розрахунками встановлено, що зі збільшенням коефіцієнта різання (рівного відношенню тангенціальної та радіальної складових сили різання) енергоємність обробки безперервно зменшується до значення, близького межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу. Цим пояснюються численні експериментальні дані (опубліковані у науково-технічній літературі) щодо зменшення сили та температури різання в умовах алмазної лезової обробки.

Розділ 4

Теоретичний аналіз закономірностей формування параметрів шорсткості поверхні під час фінішної механічної обробки

4.1. Аналітичне визначення умов зменшення шорсткості поверхні під час алмазного шліфування

Застосування алмазного шліфування відкрило нові технологічні можливості високоякісної обробки деталей машин, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. Це пов'язано зі зменшенням силової та теплової напруженостей процесу шліфування та виключенням утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів внаслідок унікальних фізико-механічних властивостей синтетичних алмазів [1; 99; 105; 112; 113]. Поряд з цим, процес алмазного шліфування забезпечує зменшення мікронерівностей на оброблюваних поверхнях, що позитивно відображається на експлуатаційних властивостях обробленої деталі [106; 146]. Тому для регламентації умов обробки з метою забезпечення заданої шорсткості поверхні необхідно знати функціональні зв'язки основних параметрів шорсткості поверхні з режимом шліфування, характеристиками алмазного круга та іншими умовами обробки. Для їх встановлення у роботі наведено спрощену кінематичну та уточнену фізичну модель алмазного шліфування, що дозволяє розрахунковим шляхом, не вдаючись до проведення складних експериментів, виявити та обґрунтувати найбільш перспективні напрями зменшення шорсткості поверхні під час алмазного шліфування.

Для вирішення поставленої задачі розроблена кінематична модель процесу шліфування, основу якої складає аналітичне рішення щодо описанню межі завершення диспергування різальними зернами матеріалу, що підводиться у зону різання, вздовж дуги контакту круга із деталлю. Як показано на рис. 4.1, межа проведена по вершинах мікронерівностей оброблюваного матеріалу, має складну конфігурацію, з'єднує оброблювану поверхню із обробленою і за аналогією із лезовою обробкою визначає положення умовної (імовірної) поверхні різання під час шліфування. Характерні точки цієї межі є основою для розрахунку фізичних та технологічних параметрів шліфування (максимальної товщини зрізу, параметрів шорсткості обробки, фактичної

довжини дуги контакту круга із деталлю тощо). Це дозволяє з єдиних позицій цілком однозначно аналітично описати закономірності процесу шліфування у всьому (можливному) діапазоні зміни глибини шліфування, включаючи багатопрохідне та глибинне шліфування.

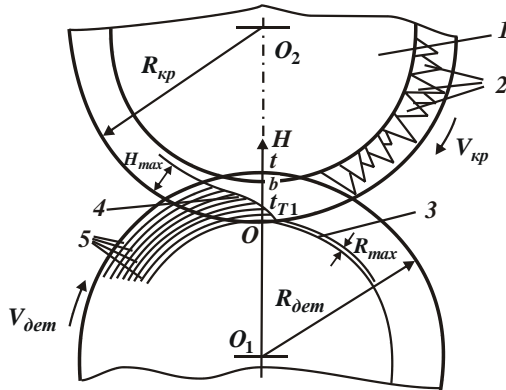


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема параметрів круглого зовнішнього шліфування: 1 – круг; 2 – ріжучі зерна круга; 3 – шар залишкової шорсткості обробленої поверхні; 4 – лінія повного знімання матеріалу у зоні шліфування; 5 – елементарні циліндричні оболонки припуску, що знімається

Як видно, сутність кінематичної моделі полягає у встановленні закономірностей знімання матеріалу та формоутворення поверхонь уздовж дуги контакту круга з деталлю. Необхідність розроблення такої моделі пов'язана із тим, що у відомих розрахункових схемах, наприклад, запропонованої професором Масловим О. М., зона шліфування розглядається у вигляді "плями контакту" круга з деталлю, у межах якої всі зерна рівнонавантажені та працюють у однакових умовах. У дійсності, у зв'язку з криволінійним характером контакту круга з деталлю, різновисотним розташуванням зерен на робочій поверхні круга та їх імовірнісною участю у різанні, процес шліфування підпорядковується більш складним закономірностям і, отже, не може бути повністю описаний усередненими параметрами, наприклад, середньою товщиною зрізу і т.д. Про це свідчать важливі теоретичні результати, отримані з використанням теоретико-імовірнісного підходу в теорії шліфування Євсєєвим Д. Г., Корчаком С. М., Корольовим А. В., Новосьоловим Ю. К., Островським В. І., Сальниковим О. М., Резніковим А. М., Філімоновим Л. М.,

Худобіним Л. В., Якимовим О. В., Аврутіним Н. Д., Федосєєвим О. Б. та іншими дослідниками.

Виходячи із рис. 4.1, розрахунками встановлено, що положення межі завершення диспергування різальними зернами матеріалу, що підводиться у зону різання, вздовж дуги контакту круга з деталлю визначається співвідношенням двох параметрів – максимальної (імовірнісної) товщини зрізу H_{max} та глибини шліфування t . У випадку $t < H_{max}$ (багатопрохідне шліфування) ця межа набуває приблизно симетричної форми відносно осьової площини шліфування, у випадку $t > H_{max}$ (глибинне шліфування) – асиметричної форми.

Розрахунками встановлено, що відсоток працюючих зерен для випадку $t > H_{max}$ становить приблизно 50 %, а для випадку $t < H_{max}$ – 5 ... 10 % (тобто зерна проходять майже "слід у слід", що, як буде показано далі, є важливим чинником збільшення продуктивності обробки).

У випадку $t > H_{max}$ залежність для визначення положення межі набуває простого вигляду:

$$H = H_{max} \cdot \sqrt[6]{\frac{t_T}{t}}, \quad (4.1)$$

де t_T – координата поточної елементарної циліндричної оболонки, якими умовно представлений у розрахунковій схемі припуск, що знімається, м.

Відповідно, параметри межі H_{max} та R_{max} (параметр шорсткості обробки, м) описуються залежностями:

$$H_{max} = \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{кр}} \right)^{0,33}; \quad (4.2)$$

$$R_{max} = 10 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{кр}} \right)^{0,4}, \quad (4.3)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен алмазного круга;

$V_{дет}$, $V_{кр}$ – відповідно, швидкості деталі та круга, м/с;

$$\rho = \frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}};$$

$R_{дет}$, $R_{кр}$ – відповідно, радіуси деталі та круга, м.

Наведені у табл. 4.1 значення товщини зрізу, отримані за розрахунковими залежностями ряду авторів, вказують на велику розбіжність розрахун-

кових та експериментальних даних. Наприклад, для розрахункової залежності, запропонованої професором Масловим О.М., ця розбіжність перевищує 1000 разів. Найбільш правильний результат отримано з використанням залежності (4.2). Наявна тут розбіжність розрахункових і експериментальних значень H_{max} (до 40 %) пов'язана з тим, що у кінематичній моделі не враховується зношування зерен.

Таблиця 4.1 – Розрахункові значення товщини зрізу H_{max} ($R_{dem} = 80 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 150 \cdot 10^{-3}$ м; $\bar{X} = 0,225 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$; $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{dem} = 1$ м/хв)

Автори	Новіков Ф. В.	Маслов Є. М.	Лур'є Г. Б.	Резніков А. М.	Експеримент
$H_{max} \cdot 10^{-6}$, м	14,7	0,007	0,12	1,1	10,5

Отримані результати уточнено у рамках розробленої у роботі фізичної моделі шліфування, згідно з якою зв'язок між вхідними та вихідними (технологічними) параметрами шліфування здійснюється за допомогою кінематичного блоку і блоку фізичних параметрів, а також величини лінійного зношування зерна x . Змінюючи величину x із урахуванням наявності зворотнього зв'язку можна у широких межах змінювати кінематичні, фізичні та, відповідно, вихідні (технологічні) параметри чи, навпаки, вхідні параметри із метою досягнення необхідних вихідних параметрів. Виходячи із цього, встановлено розрахункові залежності, які містять новий безрозмірний коефіцієнт $\eta = x/H$, що визначає ступінь лінійного зношування зерен і змінюється у межах 0 ... 1 (для "гострого" рельєфу ріжучого круга $\eta \rightarrow 0$, для затупленого $\eta \rightarrow 1$):

$$H_{max} = \left[\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5} \cdot (1-\eta)^2}{m \cdot V_{кр} \cdot (1+\eta)} \right]^{0,33}; \quad (4.4)$$

$$R_{max} = 10 \cdot \left[\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} \cdot \frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{кр}} \right]^{-0,4}. \quad (4.5)$$

Із урахуванням безрозмірного коефіцієнта η ($\eta > 0$) значення параметрів H_{max} і R_{max} зменшуються, отже, зменшується (і навіть усувається) розбіжність між розрахунковими та експериментальними значеннями H_{max} , наведеними у табл. 4.1. Порівняння експериментальних значень максимальної

товщини стружки з відповідними розрахунковими значеннями параметра H_{max} показало їхній приблизний збіг за умови $\eta=0,2$. Із цього витікає, що урахування величини лінійного зношування зерен круга x (за допомогою безрозмірного коефіцієнта η) у розрахункових залежностях дозволяє привести у відповідність теорію та практику шліфування.

Із усіх параметрів, що входять у залежності (4.4) і (4.5), найбільше впливає на параметри H_{max} і R_{max} безрозмірний коефіцієнт η . Це вказує на його переважну роль у формуванні основних фізичних та технологічних параметрів шліфування та підтверджує висунуту гіпотезу щодо ефективності управління процесом шліфування на основі регулювання безрозмірного коефіцієнта η .

Встановлено, що під час зовнішнього круглого алмазного шліфування параметр шорсткості поверхні $R_a \approx 0,2 \cdot R_{max}$ описується аналітичною залежністю (рис. 4.1) [79]:

$$R_a = 2 \cdot \left[\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} \cdot \frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{kp}} \right]^{0,4}. \quad (4.6)$$

Під час плоского шліфування ($R_{dem} \rightarrow \infty$) максимальна висота мікронерівностей обробленої поверхні R_{max} та, відповідно, параметр шорсткості поверхні $R_a \approx 0,2 \cdot R_{max}$ визначаються залежностями:

$$R_{max} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4 \cdot t}} = \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{dem}^2}{tg^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{kp}^2 \cdot R_{kp}}}; \quad (4.7)$$

$$R_a = 0,2 H_{max} \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4 \cdot t}} = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{dem}^2}{tg^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{kp}^2 \cdot R_{kp}}} = R_{a0} \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2}}, \quad (4.8)$$

$$\text{де } R_{a0} = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{dem}^2}{tg^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{kp}^2 \cdot R_{kp}}}.$$

Як видно, з усіх параметрів, що входять у залежність (4.8) найбільше впливають на параметр шорсткості поверхні R_a безрозмірний коефіцієнт η і зернистість алмазного круга \bar{X} . Так, чим більше безрозмірний коефіцієнт η , тобто чим більше згладжений рельєф алмазного круга, тим менше параметр шорсткості поверхні R_a . Для вихідного (незношеного) круга, коли справедлива умова $\eta=0$, параметр шорсткості поверхні R_a приймає максимальне значення, за яким, зазвичай і здійснюють розрахунки, оскільки у відомих роз-

рахункових залежностях зміна рельєфу круга у зв'язку і зношенням зерен не враховується. Суттєвий вплив на параметр R_a має зернистість круга \bar{X} , що вказує на ефективність вирішення проблеми якості обробки шляхом застосування оптимальної зернистості алмазних кругів.

Аналізуючи залежність (4.8), видно, що у ній відсутня глибина шліфування t . Це вказує на ефективність застосування глибинного шліфування, оскільки збільшення продуктивності обробки відбувається без погіршення якості оброблюваної поверхні.

Враховуючи, що у залежність (4.8) входить швидкість деталі $V_{дет}$, можна зробити висновок щодо можливості зменшення параметра шорсткості поверхні R_a в умовах глибинного шліфування, оскільки швидкість деталі $V_{дет}$ під час глибинному шліфуванні в 10 ... 100 разів менше, ніж під час багатопрхідного шліфування. За таким зменшенням швидкості деталі $V_{дет}$ параметр шорсткості поверхні R_a в умовах глибинного шліфування може бути зменшений у 3 ... 10 разів.

Таким чином, теоретично показано, що застосування глибинного шліфування дозволяє одночасно зі збільшенням продуктивності обробки зменшити параметр шорсткості поверхні R_a . Дійсно, чим вище продуктивність обробки (чим більше величина припуску, що знімається), тим менше параметр R_a .

Цим підтверджується можливість однопрхідного (глибинного) шліфування не тільки як попереднього, а й остаточного шліфування, що забезпечує зменшення шорсткості поверхні в 3 ... 10 разів порівнянно з багатопрхідним шліфуванням кругом з тією самою характеристикою. Отже, застосування глибинного плоского шліфування дозволяє поєднати операції попереднього та остаточного шліфування в одну операцію, забезпечити при цьому підвищення в 10 ... 100 разів продуктивності обробки та виконання технологічних вимог щодо якості обробки [65; 81].

Проведений аналіз справедливий для "гострого" круга, коли безрозмірний коефіцієнт $\eta = 0$. У реальних умовах шліфування безрозмірний коефіцієнт η змінюється у межах 0 ... 1, що призводить до зменшення параметра шорсткості поверхні R_a (табл. 4.2, рис. 4.2), розрахованого на основі залежності (4.8). На зміну безрозмірного коефіцієнта η впливають параметри режиму шліфування $V_{дет}$ і t , що також призводить до зміни параметра шорсткості поверхні R_a .

Таблиця 4.2 – Розрахункові значення параметра шорсткості поверхні R_a

η	R_{a0} , мкм					
	0,05	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
0	0,05	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
0,2	0,039	0,078	0,155	0,233	0,388	0,777
0,4	0,026	0,053	0,102	0,157	0,263	0,525
0,6	0,017	0,033	0,067	0,1	0,167	0,333
0,8	0,008	0,016	0,032	0,048	0,08	0,16
1,0	0	0	0	0	0	0

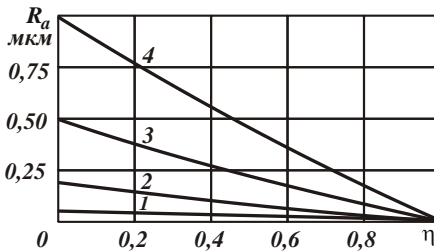


Рисунок 4.2 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від безрозмірного коефіцієнта η для різних значень параметра R_{a0} :
 1 – $R_{a0} = 0,05$ мкм; 2 – $R_{a0} = 0,2$ мкм; 3 – $R_{a0} = 0,5$ мкм; 4 – $R_{a0} = 1$ мкм

4.2. Закономірності формування шорсткості поверхні деталей машин під час шліфування

Механічна обробка характеризується найменшою енергоємністю серед усієї різноманітності методів обробки деталей машин, що передбачає її широке практичне використання. Найбільшими можливостями із точки зору забезпечення параметрів якості та точності оброблюваних поверхонь має метод шліфування. Завдяки тому, що знімання оброблюваного матеріалу під час шліфування відбувається у результаті участі у різанні надзвичайно великої кількості абразивних зерен, що забезпечують найтонші мікрорізи, шорсткість оброблюваної поверхні суттєво зменшується, досягаючи значень $R_a = 0,05$ мкм і менше. Це дозволяє розглядати метод шліфування основним фінішним методом обробки деталей машин. Для обґрунтування технологіч-

них можливостей шліфування необхідно мати наукові знання відносно закономірностей формування шорсткості поверхні під час шліфування та основних умов її зменшення. Це вимагає проведення подальших досліджень та розроблення нових математичних моделей визначення шорсткості поверхні під час шліфування.

Тому у цій роботі, на основі теоретико-імовірнісного підходу до шліфування, запропоновано нові теоретичні залежності визначення параметрів шорсткості поверхні з урахуванням параметрів ріжучого рельєфу круга, моделюючи ріжучі зерна у вигляді конуса, усіченого конуса і сфери. Порівняння розрахункових та експериментальних значень шорсткості поверхні дозволить обґрунтувати найбільш прийнятну для розрахунків форму ріжучих зерен та науково обґрунтовано підійти до визначення оптимальних умов шліфування за критерієм найменшої шорсткості поверхні.

Залежність (4.8), поряд із параметрами режиму шліфування, характеристиками алмазного круга та оброблюваної деталі містить множник $\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2}$, який визначається лінійним зношуванням зерен круга. Очевидно, чим більше безрозмірний коефіцієнт η , тим більше лінійне зношування зерен круга і менше параметр шорсткості поверхні R_a . Ця умова визначає основний напрям зменшення шорсткості поверхні під час шліфування, оскільки безрозмірний коефіцієнт η із усіх параметрів, що входять у залежність (4.8), найбільше впливає на параметр шорсткості поверхні R_a .

Слід зазначити, що традиційно розрахунки параметрів шорсткості поверхні під час шліфування виконують для вихідного ріжучого рельєфу круга, тобто за умови $\eta = 0$, що призводить до підвищених розрахункових значень шорсткості поверхні [37; 60]. Тому наявність у залежності (4.8) безрозмірного коефіцієнта η , що враховує лінійне зношування зерен круга, дозволяє наблизити розрахункові значення шорсткості поверхні до експериментальних значень і відкриває нові технологічні можливості пошуку умов зменшення шорсткості поверхні під час шліфування.

Для вирішення цих завдань доцільно перейти від конусоподібної до сферичної форми зерен радіусом R , розглядаючи розрахункову схему, показану на рис. 4.3. У залежності (4.5) безрозмірний коефіцієнт η слід виразити через радіус R та, виходячи із умови $\frac{R}{R+x} = \sin \gamma$, слід визначити величину

$x = \frac{R}{\sin \gamma} - R$, яка дорівнює відстані від вершини квадрата до вписаного у нього кола радіусом R . За умови $\gamma = 45^\circ$ маємо $x = 0,414 \cdot R$.

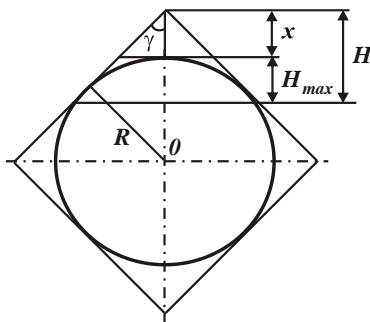


Рисунок 4.3 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування

Із урахуванням виразів $H = \frac{x}{\eta}$ і $H = x + H_{max}$ визначено параметр

$$H_{max} = 0,414 \cdot R \cdot \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right). \quad (4.9)$$

Звідки

$$\frac{H_{max}}{R} = 0,414 \cdot \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \quad (4.10)$$

або

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R} \right)}. \quad (4.11)$$

У табл. 4.3 наведено розраховані за залежністю (4.11) значення безрозмірного коефіцієнта η .

Таблиця 4.3 – 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, приймаючи значення менше одиниці. Згідно відомих експериментальних даних професорів Крагельського І. В. і Богомолова М. І., за

умови $H_{max}/R < 0,2$ (відповідно, 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, умови $\eta < 0,7$) – процес стружкоутворення під час різання.

Із урахуванням залежності (4.11) відношення $\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)}$, що входить у залежність (4.4), набуває вигляду:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \frac{5,83 \cdot \left(\frac{H_{max}}{R}\right)^2}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right) \cdot \left(2 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right)}. \quad (4.12)$$

Оскільки відношення $H_{max}/R < 1$, то залежність (4.12) можна спростити:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = 2,915 \cdot \left(\frac{H_{max}}{R}\right)^2. \quad (4.13)$$

Після підстановки залежності (4.13) у залежність (4.4), маємо:

$$\frac{H_{max}}{R} = \frac{1836,45 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{kp} \cdot R^3}. \quad (4.14)$$

На відміну від аналогічної залежності (4.4), отриманої для конусоподібної форми зерна, під час шліфування кругом із зернами, що мають форму сфери, параметри шліфування, які входять у залежність (4.14), значно більше впливають на відношення H_{max}/R . При цьому залежність (4.14) спрощується, оскільки не містить невизначеного безрозмірного коефіцієнта η .

Під час шліфування алмазним кругом після правлення справедлива умова $\bar{X} = 2 \cdot R$, а для затупленого алмазного круга – умова $\bar{X} < 2 \cdot R$, оскільки параметр R у даному випадку визначає радіус заокруглення ріжучої кромки алмазного зерна, який, як правило, більше радіуса зерна.

За умови $\bar{X} = 2 \cdot R$ залежність (4.14) спрощується, оскільки відсутні параметри \bar{X} і R :

$$\frac{H_{max}}{R} = \frac{14,7 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{kp}}. \quad (4.15)$$

Із залежності (4.14), для вихідних даних: $V_{kp}/V_{dem} = 60$; $m = 100$; $t = 20 \cdot 10^{-6}$ м; $\bar{X}/R = 2$; $R_{kp} = 0,4$ м; $R_{dem} = 0,05$ м, маємо $H_{max}/R = 0,175$.

У цьому випадку, згідно відомих експериментальних даних професорів Крагельського І. В. і Богомолова М. І., має місце процес стружкоутворення під час різання. За менших значень відношення H_{max}/R процес стружкоутворення перетворюється у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки і без здійснення знімання матеріалу. Тому для підвищення ефективності процесу різання під час шліфування відношення H_{max}/R необхідно збільшувати. Виходячи із залежності (4.14), це досягається завдяки збільшенню швидкості деталі V_{dem} та глибини шліфування t . Наприклад, зі збільшенням швидкості деталі V_{dem} і глибини шліфування t у 2 рази відношення $H_{max}/R = 0,5$, що відповідає стійкому процесу стружкоутворення під час різання.

Виходячи із залежності (4.15) параметр H_{max} остаточно виразиться:

$$H_{max} = \frac{14,7 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot R \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}}. \quad (4.16)$$

У отриманій залежності (4.16) зернистість круга, що визначається радіусом зерна R , впливає на параметр H_{max} аналогічно параметрам V_{dem} , $V_{кр}$ і m , тоді як у залежність (4.4) зернистість круга $\bar{X} = 2 \cdot R$ входить із найбільшим ступенем. Отже, моделюючи ріжучі зерна у формі сфери, складно досягти суттєвого зменшення параметра H_{max} шляхом зменшення зернистості круга (радіуса зерна R).

Із урахуванням залежності (4.11) залежність (4.8) приймає вигляд:

$$R_a = \frac{367,3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^2} \cdot \sqrt[5]{\frac{459 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{\rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^2} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}}}. \quad (4.17)$$

Із залежностей (4.8) і (4.17) витікає, що параметр шорсткості поверхні R_a , за суттю, визначається максимальною імовірнісною (наведеною) товщиною зрізу H_{max} , тобто чим менше H_{max} , тим менше параметр шорсткості поверхні R_a .

Якщо прийняти, що $\bar{X} = 2 \cdot R$, то залежність (4.17) виразиться:

$$R_a = \frac{2938,4 \cdot \pi \cdot R \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt[5]{\frac{3672 \cdot \pi \cdot R \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{\rho}}{m \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}}}. \quad (4.18)$$

Виходячи із залежності (4.18), основними умовами зменшення параметра шорсткості поверхні R_a є: зменшення зернистості круга (радіуса зерна R),

швидкості деталі V_{dem} , глибини шліфування t та збільшення об'ємної концентрації зерен у крузі m і швидкості круга $V_{кр}$. На відміну від залежності (4.8), отриманої для умов шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, що мають конусоподібну форму, у залежності (4.17) зернистість круга, що визначається радіусом зерна R , впливає на параметр шорсткості поверхні R_a аналогічно параметрам V_{dem} , $V_{кр}$ і m .

Тому, моделюючи ріжучі зерна у формі сфери, складно домогтися значного зменшення параметра шорсткості поверхні R_a шляхом зменшення зернистості круга (радіуса зерна R), оскільки вплив параметрів R , V_{dem} , $V_{кр}$ і m на параметр шорсткості поверхні R_a однаковий.

Під час глибинного шліфування кругом із ріжучими зернами у формі сфери, так само як і під час шліфування кругом із ріжучими зернами у формі конуса, зберігається закономірність зменшення параметра шорсткості поверхні R_a зі збільшенням глибини шліфування t для заданої продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t$:

$$R_a = \frac{2938,4 \cdot \pi \cdot R \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \sqrt[5]{\frac{3672 \cdot \pi \cdot R \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot t}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}}, \quad (4.19)$$

де B – ширина шліфування, м.

Отже, застосовуючи схему глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі V_{dem} , можна одночасно домогтися збільшення продуктивності обробки і зменшення шорсткості обробленої поверхні під час знімання значних припусків. Це дозволяє операції попереднього та остаточного шліфування об'єднати в одну операцію, що знижує трудомісткість обробки із одночасним збільшенням продуктивності та забезпеченням високої якості оброблюваних поверхонь.

Розрахунки, виконані з урахуванням отриманих залежностей (4.11) і (4.8), показали, що для вихідних даних: $V_{dem} = 10$ м/хв; $V_{кр} = 30$ м/хв; $t = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $m = 100$; $R = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{dem} = 0,08$ м максимальна імовірна (наведена) товщина зрізу $H_{max} = 11,1$ мкм, а параметр шорсткості поверхні $R_a = 1,11$ мкм.

Розрахунки, виконані на основі залежностей (4.4) і (4.8) для цих вихідних даних за умови $\eta = 0$ (тобто для зерен конусоподібної форми) показали, що $H_{max} = 33$ мкм, а $R_a = 4,27$ мкм.

Наведені експериментальні дослідження процесу круглого зовнішнього шліфування алмазним кругом 1A1 300×25 AC6 200/160 4 на металевій зв'язці М1-01 циліндричної твердосплавної фрези діаметром 160 мм (виготовленої з твердого сплаву ВК8) із режимом шліфування $V_{dem} = 10$ м/хв; $V_{кр} = 30$ м/хв; $t = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м показали, що для цих вихідних даних параметр шорсткості поверхні $R_a = 2,0$ мкм.

Як видно, розрахункові значення параметра шорсткості поверхні R_a відрізняються від експериментального значення. Так, для умов шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами сферичної форми розрахункове значення R_a в 1,8 рази менше експериментального значення, а для умов шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами конусоподібної форми, навпаки, розрахункове значення R_a у 2,13 разів більше за експериментальне значення. Отже, розрахунок параметра шорсткості поверхні R_a необхідно проводити за залежністю (3-4.8), розглядаючи ріжучі зерна у вигляді усіченого конуса із урахуванням безрозмірного коефіцієнта $\eta > 0$, тобто із урахуванням утворення на зернах конусоподібної форми "майданчиків зношування", які визначаються величиною лінійного зношування зерен x і, відповідно, безрозмірним коефіцієнтом $\eta > 0$.

Розрахунки, виконані із урахуванням залежності (4.8), показали, що експериментальне значення параметра шорсткості поверхні $R_a = 2,0$ мкм досягається за значеннями $H_{max} = 19$ мкм і $\eta = 0,45$.

Експериментально встановлено, що під час алмазного шліфування із параметрами режиму різання $V_{dem} = 1$ м/хв і $t = 0,6 \cdot 10^{-3}$ м параметр шорсткості поверхні $R_a = 1,5$ мкм. Тоді для зерен сферичної форми параметри H_{max} і R_a приймають значення: $H_{max} = 3,21$ мкм і $R_a = 0,17$ мкм. Відповідно, для зерен конусоподібної форми (за умови $\eta = 0$) – значення $H_{max} = 18,8$ мкм і $R_a = 1,43$ мкм.

Як видно, розрахункове значення R_a для зерен конусоподібної форми ($\eta = 0$) незначно відрізняється від експериментально встановленого значення. Отже, у цьому випадку шліфування здійснюється алмазним кругом із ріжучими зернами конусоподібної форми фактично із нульовою величиною їхнього лінійного зношування ($x \rightarrow 0$, $\eta \rightarrow 0$). Із фізичної точки зору це означає, що у зв'язку із невеликою швидкістю деталі $V_{dem} = 1$ м/хв ріжучі зерна фактично не зносилися, тоді як зі збільшенням швидкості деталі до значення

$V_{dem} = 10$ м/хв шліфування здійснювалося зернами зі значними "майданчиками зношування", тобто майже сферичними зернами. Із цього витікає, що зі збільшенням швидкості деталі V_{dem} (відповідно, продуктивності обробки) у зв'язку із підвищеною силовою напруженістю процесу шліфування відбувається збільшення майданчиків зношування на різальних зернах. Тому під час розрахунку шорсткості поверхні ріжучі зерна можна розглядати у формі сфери.

Під час шліфування алмазним кругом після правлення, тобто гострозаточеним кругом, ріжучі зерна можна розглядати у формі конуса. Під час уточненого розрахунку шорсткості поверхні ріжучі зерна алмазного круга слід розглядати у формі усіченого конуса, враховуючи розміри утвореного "майданчика зношування" на зерні на основі безрозмірного коефіцієнта η , рівного нулю для гострозаточеного зерна і приймаючого значення в межах $0 \dots 1$ для зношеного зерна. Таким чином, теоретично та експериментально доведено, що для розрахунку параметра шорсткості поверхні R_a за залежністю (4.8) необхідно знати кількісні значення параметра H_{max} або безрозмірного коефіцієнта η .

Розрахунками встановлено, що за умови $V_{dem} = 10$ м/хв відношення $H_{max}/R = 0,33$, а за умови $V_{dem} = 1$ м/хв, відповідно, $H_{max}/R = 0,188$. Згідно відомих експериментальних даних професорів Крагельського І. В. і Богомолова М. І., у першому випадку процес стружкоутворення під час різання протікає у стійкому режимі, тоді як у другому випадку має місце перехід від процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу (без утворення мікростружок) до процесу стружкоутворення під час різання. Цим зумовлена незначна силова напруженість процесу шліфування та, відповідно, утворення незначних "майданчиків зношування" на ріжучих зернах круга. Отже, зменшення відношення H_{max}/R призводить до зменшення шорсткості обробленої поверхні, чим, власне, пояснюється ефективність застосування на фінішних операціях обробки деталей машин процесів абразивного полірування і доведення, що забезпечують суттєве зменшення шорсткості обробленої поверхні.

4.3. Розроблення високопродуктивного способу фінішної обробки отворів циліндрів

Традиційно остаточна обробка внутрішньої поверхні гідро- або пневмоциліндра здійснюється абразивним кругом із паралельними осями обертання абразивного круга та циліндра (рис. 4.4).

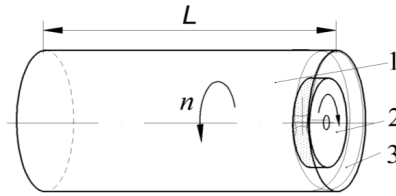


Рисунок 4.4 – Схема обробки внутрішньої поверхні циліндра:
1 – циліндр; 2 – круг; 3 – слід абразивного круга

За такою схемою обробні риски, що утворюються після попередньої та остаточної обробки, збігаються у напрямі, і проявляється технологічна спадковість, що виражається у наявності залишкових обробних слідів. Для покращення шорсткості поверхні циліндрів слід забезпечити чергування напрямів обробних рисок із кожною подальшою операцією обробки. При цьому завершальна операція (перехід) повинна забезпечувати напрям рисок уздовж утворюючої циліндра (рис. 4.5).

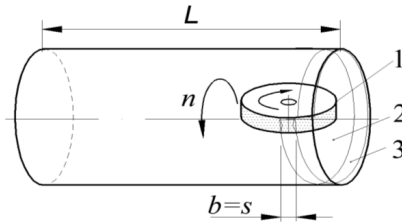


Рисунок 4.5– Схема обробки внутрішньої поверхні циліндра:
1 – циліндр довжиною L ; 2 – абразивний круг; 3 – слід абразивного круга;
 b – ширина плями контакту абразивного круга на пружно-м'якій основі та циліндра, що дорівнює подачі S

На відміну від відомих способів обробки внутрішніх поверхонь циліндрів (рис. 4.4), перпендикулярне розташування осей циліндра та абразивного круга (рис. 4.5) забезпечує перпендикулярний напрям подальших обробних рисок щодо попередніх, завдяки чому досягається інтенсивне згладжування попередніх рисок. Крім того, оскільки у результаті шліфування циліндра із високою швидкістю обертання абразивного круга утворюються поздовжні обробні риски, що збігаються із напрямом руху поршня, його довговічність значно збільшується.

Разом із тим, висока швидкість абразивного круга дозволяє збільшити частоту обертання циліндра (шпинделя верстата), а оскільки час обробки t циліндра довжиною L визначається величиною подачі S на оберт шпинделя, то це призводить до збільшення подачі і, відповідно, продуктивності обробки циліндра. Трудомісткість t (хв) визначається загальновідомою залежністю: $t = L / (S \cdot n)$, де L – довжина циліндра, мм; S – подача, мм/об.; n – частота обертання циліндра (шпинделя), об./хв.

Як видно, зменшити трудомісткість t за умови постійної довжини обробки $L = 200$ мм можна шляхом збільшення подачі та частоти обертання циліндра, що забезпечується запропонованим способом обробки циліндрів.

Даний спосіб дозволяє виключити перевстановлення циліндра із верстата токарного на внутрішньошліфувальний верстат, оскільки фінішна обробка виконується на токарному верстаті у вигляді остаточного переходу. У результаті обробки отвору циліндра із використанням повстяного круга із шаром абразивного порошку, нанесеного на периферію круга, досягнуто зменшення шорсткості поверхні від вихідного значення $R_a = 1,25$ мкм до значення $R_a = 0,04$ мкм. На спосіб отримано патент України [116].

4.4. Формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки внутрішньої поверхні циліндрів

Шліфування робочих поверхонь циліндрів абразивними інструментами на м'якій основі потребує виконання особливих умов обробки, що забезпечують не тільки необхідну шорсткість поверхні але і напрям оброблювальних рисок. Для цього проведемо аналіз формування поверхні і визначення умов інтенсифікації процесу шліфування із урахуванням вимог за шорсткістю обробленої поверхні. Попередньо проведемо спрощений аналіз, заснований на геометричному поданні шорсткого шару обробленої поверхні без урахування імовірного характеру участі абразивних зерен у різанні. Це дозволить більш повно і в системному вигляді розкрити закономірності утворення шорсткості поверхні під час шліфування [3; 115] та обґрунтувати оптимальні умови шліфування м'якими абразивними інструментами із урахуванням отримання найкращої шорсткості поверхні та найкращих експлуатаційних характеристик зазначених виробів.

Традиційно остаточна обробка внутрішньої поверхні гідро- або пневмоциліндра здійснюється абразивним кругом із паралельними осями обер-

тання абразивного круга і циліндра. У результаті цього оброблювальні ризики не співпадають із напрямом поступального руху поршня уздовж утворюючої отвору, що приводить до інтенсивного зношування ущільнень поршня.

У той же час, поширеним є спосіб фінішної обробки внутрішньої поверхні гідро- або пневмоциліндрів хонінгуванням.

Зазначений спосіб полягає у зворотньо-поступальному русі абразивних брусків уздовж твірної отвору із одночасним обертанням і поступальним рухом вздовж осі хонінгувальної головки або оброблюваного отвору. Однак цей спосіб характеризується низькою продуктивністю, отже, високою трудомісткістю обробки отворів. Причиною низької продуктивності є зворотно-поступальний рух інструмента, який в кожен зворотній хід зменшує швидкість до нуля, тобто проходить через "крайні мертві точки".

Разом із тим, у результаті складання зворотньо-поступального руху абразивних брусків уздовж твірної отвору і одночасного обертання хонінгувальної головки або оброблюваного отвору утворюються оброблювальні ризики, спрямовані під кутом до осі отвору, що і в цьому випадку викликає підвищене зношування ущільнень поршня.

Спосіб, що розглядається, є подальшим удосконаленням способу, в якому фінішна обробка внутрішньої поверхні гідро- і пневмоциліндрів здійснюється завдяки одночасному обертанню оброблюваного циліндра і абразивного круга, вісь якого розташовують перпендикулярно до осі обертання циліндра.

Вектор швидкості абразивного круга у зоні обробки спрямовано уздовж твірної оброблюваного циліндра. При цьому здійснюється поступальний рух абразивного круга вздовж осі циліндра, завдяки чому забезпечується обробка всієї довжини циліндра [116].

Недоліком такого способу є те, що незважаючи на напрям обертання абразивного круга у зоні обробки уздовж утворюючої циліндра, під час обробки оброблювальні ризики, тобто сліди, які утворюються від роботи абразивного круга, спрямовані не вздовж утворюючої оброблюваного циліндра, а під деяким кутом відносно утворюючої оброблюваного отвору. Це пояснюється тим, що напрям оброблювальних рисок є результатом складання двох векторів: вектора швидкості обертання оброблюваного циліндра і вектора швидкості абразивного круга вздовж осі циліндра.

Оскільки у процесі експлуатації гідро- і пневмоциліндра поршень переміщується в осьовому напрямі, тобто вздовж утворюючої, а оброблювальні ризики розташовані під деяким кутом, останні піддають ущільнення поршня

підвищеному зношуванню, що негативно позначається на працездатності гідро- і пневмоциліндра під час його подальшої експлуатації.

У зазначеному способі фінішна обробка здійснюється після розточування на токарному або розточувальному верстатах. При подальшому внутрішньому шліфуванні через обертання циліндра оброблювальні риси не збігаються за напрямом із напрямом руху поршня. При цьому чим більше продуктивність обробки, тим більше кут між напрямом оброблювальних рисок і утворюючою циліндричною поверхні. Це пояснюється тим, що для збільшення продуктивності обробки необхідно збільшити частоту обертання оброблюваного циліндра, а це призводить до збільшення кута між напрямом оброблювальних рисок і утворюючою циліндра. Таким чином, недосконалість згаданих способів полягає у тому, що і хонінгування, і внутрішнє шліфування не забезпечують збіг напрямку оброблювальних рисок і напрямку утворюючої циліндричної поверхні, а також обмежують продуктивність обробки.

У зв'язку із вищенаведеним виникла задача – удосконалити спосіб обробки внутрішніх поверхонь циліндрів, в якому шляхом зміни умов шліфування досягається підвищення продуктивності обробки та якості оброблюваної поверхні.

Для вирішення поставленої задачі у способі обробки внутрішньої поверхні циліндрів, що включає розточування внутрішньої поверхні циліндра із подальшим шліфуванням абразивним кругом, під час шліфування вісь абразивного круга розташовують під кутом α відносно вектора швидкості обертання циліндра (деталі), який визначається залежністю:

$$\alpha = \arccos\left(\frac{V_{дет}}{V_{абр.кр}}\right), \quad (4.20)$$

де $V_{дет}$ – вектор швидкості оброблюваної деталі (циліндра), м/с;

$V_{абр.кр.}$ – вектор швидкості периферії абразивного круга, м/с.

Суть запропонованого способу обробки пояснюється рис. 4.6, на якому представлено абразивний круг 1 і оброблюваний циліндр 2.

Вектор швидкості оброблюваної деталі $V_{дет}$ спрямований вгору, вздовж дотичної до циліндричної поверхні, а вектор швидкості абразивного круга $V_{абр.кр.}$ повернутий на кут β відносно утворюючої циліндра 2, завдяки чому результуючий вектор швидкості отримує напрям уздовж утворюючої циліндричної поверхні. Таким чином, у результаті складання швидкостей оброблювальні риси отримують напрям уздовж осі циліндра.

Вектор швидкості подачі абразивного круга спрямований уздовж осі циліндра і на 5 порядків менше швидкості абразивного круга, тому не впливає на напрям оброблювальних рисок.

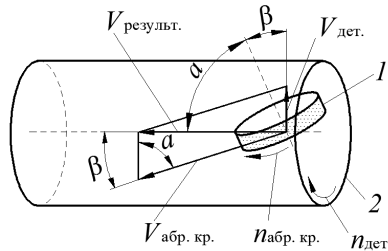


Рисунок 4.6 – Схема розташування векторів під час шліфування отвору циліндра

Відповідно до розрахункової схеми, наведеної на рис. 4.6, кут β нахилу осі абразивного круга відносно вертикалі забезпечує отримання результуючої двох векторів: вектора швидкості абразивного круга $V_{абр.кр.}$ і вектора швидкості обертання деталі (циліндра) $V_{дет.}$.

Кут β визначається залежністю:

$$\beta = \arcsin \left(\frac{V_{дет.}}{V_{абр.кр.}} \right). \quad (4.21)$$

Кут α між віссю циліндра (результуючою паралелограма) і віссю абразивного круга визначається наступною залежністю:

$$\alpha = \arccos \left(\frac{V_{дет.}}{V_{абр.кр.}} \right), \quad (4.22)$$

де $V_{дет.}$ – вектор швидкості оброблюваної деталі (циліндра) у зоні обробки, м/с; рекомендована швидкість оброблюваної деталі (циліндра) – 10 м/с;

$V_{абр.кр.}$ – вектор швидкості периферії абразивного круга, м/с; рекомендована швидкість абразивного круга – 35 м/с.

Для забезпечення поздовжнього напрямку оброблювальних рисок напрям обертання абразивного круга на вигляді зверху і оброблюваного циліндра (деталі) на вигляді зліва (в торець) має бути однаковим, тобто обидва – за годинниковою стрілкою або обидва – проти годинникової стрілки (рис. 4.6).

Приклад конкретного виконання.

Для зазначених швидкостях абразивного круга 35 м/с і оброблюваного циліндра 10 м/с кут нахилу осі абразивного круга відносно осі циліндра, що забезпечує поздовжню орієнтацію оброблювальних рисок, складає:

$$\alpha = \arccos\left(\frac{10}{35}\right) = 75^\circ.$$

Із іншої сторони, під час обробки шліфувальною головкою із іншим кутом нахилу, наприклад, під час використання шліфувального пристрою із кутом нахилу осі обертання шпинделя, рівним 60° , і частотою обертання шпинделя 2800 об./хв, що відповідає швидкості 35 м/с, необхідно для суміщення напряму оброблювальних рисок із утворюючою циліндра визначити відповідно до запропонованої залежності (4.22) частоту обертання оброблюваного циліндра.

Після підстановки у залежність (4.22):

$$60^\circ = \arccos\left(\frac{V_{\text{цил}}}{35}\right),$$

отримано

$$\cos 60^\circ = \frac{1}{2} = \frac{V_{\text{цил}}}{35};$$

звідки

$$V_{\text{цил}} = \frac{35}{2} = 17,5 \text{ м/с}.$$

Наведений приклад показує, що за умови збереження напряму оброблювальних рисок уздовж осі циліндра, зі зменшенням кута нахилу осі абразивного круга відносно осі циліндра, швидкість обертання деталі (циліндра) збільшується, отже, збільшується і продуктивність обробки.

На спосіб отримано патент України [117].

4.5. Закономірності формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки та умови її зменшення

Під час виготовлення деталей гідравлічної апаратури постійно виникають проблеми забезпечення високих показників точності та шорсткості оброблених поверхонь. Традиційно вони вирішуються на основі застосування методів абразивної обробки, включаючи обробку пов'язаним та вільним абразивом. Як показує практика, застосування методів обробки пов'язаним абразивом (шліфування, хонінгування тощо) дозволяє досягти високих показ-

ників точності та продуктивності обробки, однак досягнення високих показників шорсткості оброблюваних поверхонь обмежене. Більш ефективними у цьому напрямі є методи обробки вільним абразивом (доведення, полірування тощо), проте вони здійснюються із відносно низькою продуктивністю обробки та високою трудомісткістю. У зв'язку із цим актуальні завдання розроблення та впровадження у виробництво нових технологій абразивної обробки, що дозволяють одночасно забезпечити високі показники продуктивності та шорсткості обробки із урахуванням вимог щодо точності та якості оброблюваних поверхонь.

У науково-технічній літературі питанням забезпечення продуктивності та шорсткості обробки на фінішних операціях із використанням абразивних інструментів приділено значну увагу [2; 22; 43]. Особливо це стосується алмазно-абразивної обробки деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, і навіть деталей із загартованих сталей [21; 35]. Розроблено ефективні технологічні процеси їхньої абразивної обробки, що дозволяють отримати високі показники продуктивності та якості обробки, проте стабільно забезпечити шорсткість поверхні на рівні $R_a = 0,05$ мкм і менше, дуже складно. Тому необхідно застосовувати відносно малопродуктивні методи обробки вільним абразивом, оскільки методи шліфування не дозволяють забезпечити таку шорсткість поверхні. У зв'язку із цим, важливо провести теоретичний аналіз технологічних можливостей методів доведення та шліфування з точки зору зменшення шорсткості поверхні для науково обгрунтованого визначення умов їх подальшого вдосконалення.

Під час лезової обробки шорсткість поверхні формується у результаті копіювання профілю ріжучого леза інструмента із урахуванням кінематики його руху. Під час абразивної обробки шорсткість поверхні формується у результаті масового накладення та перекриття проекцій зерен на оброблювану поверхню. Чим більше зерен приймає участь у процесі різання, тим більше перекриттів проекцій зерен і менше максимальна висота мікронерівностей на обробленій поверхні. Тому із метою зменшення максимальної висоти мікронерівностей на обробленій поверхні необхідно використовувати методи абразивної обробки та абразивні інструменти, які забезпечують максимально можливу кількість одночасно працюючих зерен. У цьому напрямі метод круглого зовнішнього шліфування кругом прямого профілю (ПП) є найменш ефективним (рис. 4.7,а), оскільки характеризується відносно невеликою довжиною дуги контакту із оброблюваною деталлю і, відповідно, високою максимальною висотою мікронерівностей обробленої поверхні.

Застосування кругів чашкової форми (рис. 4.7,б) під час зовнішнього круглого шліфування дозволяє збільшити довжину дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, завдяки збільшенню кількості одночасно працюючих зерен і зменшенню максимальної висоти мікронерівностей обробленої поверхні. Ще ефективнішим є використання методу охоплюючого шліфування (рис. 4.7,в), який характеризується збільшеною довжиною дуги контакту круга із оброблюваною деталлю і меншою шорсткістю оброблюваної поверхні. Однак у цьому випадку діаметр робочої частини круга, як правило, менше діаметра круга форми ПП, відповідно, менше площа робочої поверхні круга, що знижує його працездатність внаслідок швидкого засалювання та зношування (за аналогією з кругами невеликого діаметра, що використовують під час внутрішнього шліфування).

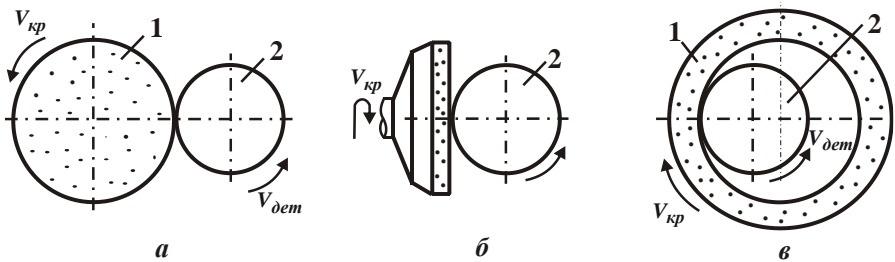


Рисунок 4.7 – Кінематичні схеми шліфування:

1 – круг; 2 – оброблювана деталь

Слід зазначити, що збільшення кількості одночасно працюючих зерен шліфувального круга є необхідною, але недостатньою умовою зменшення шорсткості оброблюваної поверхні. Важливо ще забезпечити приблизно одновисотне виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, що досягається, наприклад, застосуванням алмазних кругів на металевих зв'язках із плосковершинними зернами [20], утвореними в результаті електроерозійного правлення алмазного круга та його подальшого обточування алмазним правлячим олівцем. У цьому випадку під час шліфування твердих сплавів можна досягти шорсткості поверхні на рівні $R_a = 0,1$ мкм без зменшення продуктивності обробки.

Ефективним також є застосування алмазних та абразивних кругів на відносно м'яких зв'язках, що забезпечують "утопання" у них ріжучих зерен. У результаті відбувається перехід від різновисотного розташування зерен на

робочій поверхні круга до фактично одновисотного, що збільшує кількість зерен, що одночасно працюють, і зменшує шорсткість обробленої поверхні.

Із метою збільшення кількості зерен, розташованих на робочій поверхні алмазного круга застосовують технологію електрогальванічного нанесення зерен на робочу поверхню круга. У порівнянні зі звичайними абразивними та алмазними кругами, виготовленими традиційними методами, ці круги мають на робочій поверхні значно більше зерен, що дозволяє збільшити кількість одночасно працюючих зерен та зменшити шорсткість обробленої поверхні. Наприклад, виготовлені електрогальванічним методом алмазні круги, призначені для огранювання природних алмазів у діаманти, додатково піддають "укочуванню" алмазних зерен у металеву зв'язку шляхом їх вдавлювання полікристалічним надтвердим матеріалом. Це забезпечує, за суттю, фактично одновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга і зменшення шорсткості обробленої поверхні, що надзвичайно важливо для високоякісної обробки природних алмазів.

Найбільш перспективним рішенням задачі збільшення кількості одночасно працюючих зерен та зменшення шорсткості обробленої поверхні є застосування методу обробки вільним абразивом (доведення) із використанням алмазних паст (рис. 4.8 [20]).

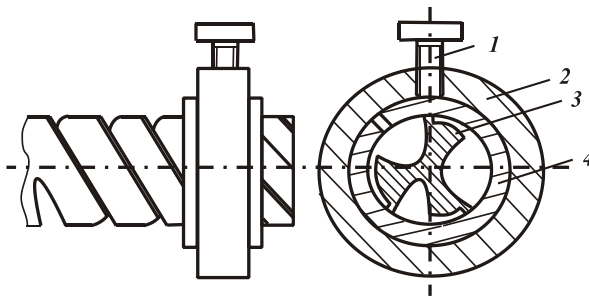


Рисунок 4.8 – Схема доведення зовнішньої поверхні твердосплавного багатолезового інструмента: 1 – гвинт; 2 – кільце; 3 – оброблювана деталь; 4 – притир [20]

Однак, як показує виробничий досвід, тривалість операції доведення зовнішніх поверхонь твердосплавних багатолезових інструментів зі зніманням припуску 0,02 мм на сторону становить 3 ... 12 хвилин, тоді як тривалість операції зовнішнього круглого шліфування зі зніманням припуску величиною

до 2 мм на сторону становить 1 ... 5 хвилин. Отже, операція доведення є достатньо трудомісткою, хоча і вирішує завдання отримання шорсткості поверхні на рівні $R_a = 0,05 \dots 0,1$ мкм і менше, чого не можна досягти під час шліфування. Очевидно, для ефективного здійснення процесу доведення необхідно досягти зменшення тривалості цієї операції, хоча б до рівня операції круглого зовнішнього шліфування.

У зв'язку із цим, у ДВНЗ "Приазовський державний технічний університет" на кафедрі "Технологія машинобудування" розроблено ефективний метод внутрішнього шліфування із застосуванням м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П, який дозволяє суттєво зменшити параметр шорсткості поверхні R_a без збільшення трудомісткості та зменшення продуктивності обробки [70].

Особливо значно ефект обробки проявляється за умови встановлення осі обертання шліфувального круга із індивідуальним приводом перпендикулярно осі обертання отвору оброблюваної деталі (циліндра), рис. 4.9 [116].



Рисунок 4.9 – Схема обробки отвору в циліндрі

Необхідно зазначити, що найбільшого ефекту обробки отвору можна досягти під час внутрішнього поздовжнього шліфування торцевою поверхнею круга, що має форму круга і забезпечує найбільшу площу контакту із оброблюваним отвором (рис. 4.10). Кількість одночасно працюючих зерен у процесі обробки дорівнює:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau = k \cdot B^2 \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}, \quad (4.23)$$

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

B – ширина шліфування, м;

$V_{кр}$ – швидкість обертання круга, м/с;

$\tau = l/V_{дет} = B/V_{дет}$ – час контакту фіксованого перерізу оброблюваної поверхні деталі із шліфувальним кругом, с;

$l = B$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею деталі, м;

$V_{дет}$ – швидкість обертання деталі, м/с.

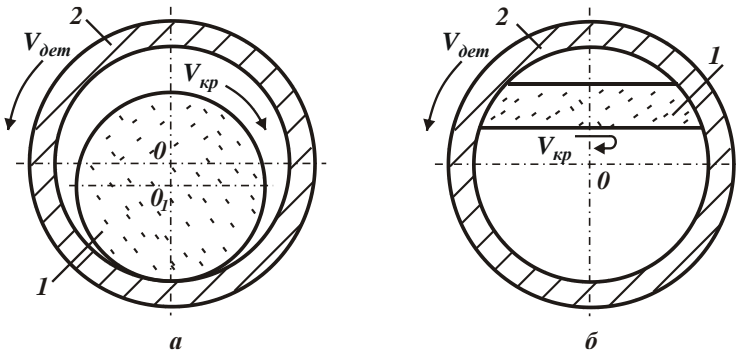


Рисунок 4.10 – Схеми звичайного внутрішнього шліфування (а) та шліфування із перпендикулярним розташуванням осей обертання круга та деталі (б): 1 – круг; 2 – оброблювана деталь

Як видно, найбільше впливає на кількість зерен n , що одночасно працюють, параметр B , що входить у залежність (4.23) у другому ступені. Тому найбільший ефект обробки досягається, насамперед, завдяки його збільшенню.

Збільшити кількість одночасно працюючих зерен n можна також збільшенням параметрів k , $V_{кр}$ і зменшенням $V_{дет}$. Зменшення швидкості обертання деталі $V_{дет}$ передбачає застосування схеми глибокого шліфування, що здійснюється із глибиною шліфування, що може дорівнювати величині знімаемого припуску. Чим більше глибина шліфування і менше швидкість обертання деталі $V_{дет}$, тим значніше може бути зменшений параметр шорсткості поверхні R_a . При цьому продуктивність обробки може бути збільшена порівняно зі звичайним багатопрохідним поздовжнім шліфуванням.

Для визначення параметра шорсткості поверхні R_{max} під час абразивної обробки слід скористатися функцією імовірності незнятого металу за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі, що визначається координатою y (відраховуючи її від вершини ріжучого зерна) [66]:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \quad (4.24)$$

де 2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

n – сумарна кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні;

B – ширина абразивного інструмента, м.

За умови $y = 0$ функція $\Phi(y = 0) = 1$, тобто на цьому рівні весь матеріал не знято абразивними зернами.

За умови $y = R_{max}$ функція $\Phi(y = R_{max}) = \Phi_0$, де Φ_0 може приймати значення, рівні 0,1; 0,05; 0,01 і менше. Тоді, після потенціювання залежності (4.24), отримано:

$$R_{max} = -\frac{\ln \Phi_0 \cdot B}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}. \quad (4.25)$$

Оскільки функція $\ln \Phi_0$ негативна, то параметр шорсткості поверхні R_{max} набуває позитивних значень.

Після підстановки у залежність (4.25) залежності (4.23), маємо:

$$R_{max} = -\frac{\ln \Phi_0 \cdot V_{dem}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр}}. \quad (4.26)$$

Як видно, зменшити параметр шорсткості поверхні R_{max} можна зменшенням швидкості обертання деталі V_{dem} та збільшенням параметрів k , B і $V_{кр}$. За суттю, характер зміни параметра R_{max} обумовлено зміною кількості одночасно працюючих зерен n : чим більше n , тим менше R_{max} . Проте, на відміну від залежності (4.23), залежність (4.26) містить параметр B у першому ступені, тобто всі параметри, що входять у залежність (4.26), однаковою мірою впливають на R_{max} .

Встановлені закономірності дозволяють пояснити ефект зменшення шорсткості поверхні у процесі хонінгування отвору, коли у процесі різання приймає участь вся робоча поверхня абразивного інструмента (хона), а його діаметр дорівнює діаметру оброблюваного отвору.

Ефективним слід розглядати процес хонінгування за пружною схемою, що реалізує обробку із початковим натягом у технологічній системі, тобто, за

суттю, традиційну схему виходжування. Як встановлено дослідями, ця схема обробки дозволяє в декілька разів зменшити параметр шорсткості поверхні R_a і в умовах шліфування за жорсткою схемою (кругле зовнішнє та внутрішнє шліфування, плоске шліфування). Однак шліфування за схемою виходжування не дозволяє повною мірою реалізувати кінематичні можливості робочої поверхні круга у формуванні шорсткості поверхні через різновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки круга, внаслідок чого лише невелика частина найбільш виступаючих зерен приймає участь у процесі різання, а це не дозволяє суттєво зменшити шорсткість поверхні. Крім того, як встановлено експериментальними дослідженнями, це призводить до появи на оброблюваних поверхнях окремих рисок-подряпин, які складно видалити на подальшій операції доведення.

Суттєвим обмеженням умов зменшення шорсткості поверхні у процесі виходжування є також виникнення у технологічній системі пружних переміщень і коливань, які умовно збільшують різновисотне розташування зерен на робочій поверхні круга і, відповідно, шорсткість обробленої поверхні. Тому найбільшого ефекту від застосування схеми виходжування можна досягти у процесі хонінгування, коли необхідно забезпечити одночасно високі показники точності та шорсткості поверхні.

4.6. Визначення умов зменшення шорсткості поверхні під час шліфування отворів у деталях гідравлічної апаратури

Ефективність застосування шліфування під час обробки отворів у деталях гідравлічної апаратури (замість трудомістких операцій доведення вільним абразивом) можна суттєво підвищити шляхом зменшення шорсткості поверхні завдяки зменшенню різновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні круга [2; 46; 52]. Однак аналітичні рішення, що дозволяють обґрунтувати закономірності формування шорсткості поверхні у цих умовах, у науково-технічній літературі фактично відсутні. Тому завдання вибору оптимальних умов обробки та характеристик абразивних кругів за критерієм найменшої шорсткості поверхні на основі зменшення різновисотного розташування зерен на робочій поверхні круга слід розглядати актуальним.

Для вирішення поставленої задачі необхідно порівняти значення шорсткості поверхні, які утворюються під час внутрішнього шліфування кругами із різновисотним та одновисотним розташуванням зерен на його робочій

поверхні. Одновисотне розташування зерен відповідає випадку обробки отвору вільним абразивом, що дозволить порівняти шорсткість поверхні, що досягається під час внутрішнього шліфування та доведення вільним абразивом. Для цього слід скористатися залежністю, що визначає параметр шорсткості поверхні R_{max} в умовах внутрішнього шліфування (рис. 4.11) [79]:

$$R_{max} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4 \cdot t}}; \quad (4.27)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{kp}}}, \quad (4.28)$$

де H_{max} – максимальна (імовірнісна) товщина зрізу, м;

$$V'_{dem} = V_{dem} \cdot \cos \alpha = \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{kp}} - \frac{1}{R_{dem}} \right)} - \text{нормальна складова вектора}$$

швидкості деталі за нормаллю до робочої поверхні круга, м/с;

α – кут між векторами швидкостей V_{dem} і V'_{dem} ;

b – максимальна висота виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, м;

2γ – кут у вершини конусоподібної частини ріжучого зерна;

k – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні круга, шт./м²;

R_{dem} , R_{kp} – радіуси деталі та круга, м ($R_{dem} > R_{kp}$).

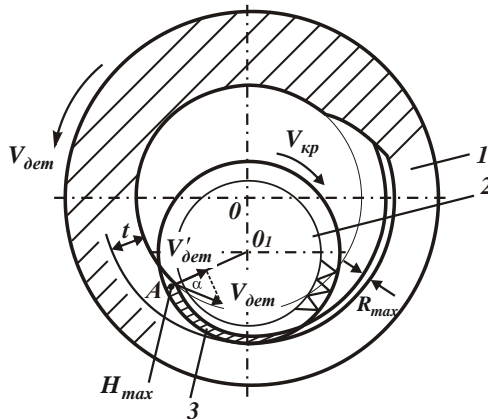


Рисунок 4.11 – Розрахункова схема параметра шорсткості під час внутрішнього шліфування: 1 – деталь; 2 – круг; 3 – форма зрізу окремим зерном круга

Параметри b і k для алмазного круга визначаються залежностями [2]:

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}; \quad (4.29)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (4.30)$$

де m – об'ємна концентрація зерен круга (для 100 %-ої концентрації алмазного круга – $m = 100$);

\bar{X} – зернистість круга, м;

$(1 - \varepsilon)$ – безрозмірна величина, що визначає ступінь виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, змінюється у межах 0 ... 0,5.

Після підстановки залежностей (4.29) і (4.30) у (4.27), отримано:

$$R_{max} = 10 \cdot \bar{X} \cdot 5 \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot \bar{X} \cdot V_{dem}^2}{tg^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{kp}^2} \cdot \left(\frac{1}{R_{kp}} - \frac{1}{R_{dem}} \right)}. \quad (4.31)$$

Із залежності (4.31) витікає, що найбільше впливає на параметр шорсткості поверхні R_{max} зернистість круга \bar{X} . Тому домогтися зменшення параметра шорсткості поверхні R_{max} можна, насамперед, завдяки зменшенню зернистості круга \bar{X} . Зменшити параметр R_{max} можна також збільшенням m , V_{kp} і зменшенням V_{dem} .

Залежність (4.27) отримано із урахуванням імовірнісної участі зерен у різанні та різновисотного розташування їх на робочій поверхні круга. Очевидно, при цьому у різанні прийматимуть участь лише ті зерна, що найбільш виступають над рівнем зв'язки круга. Їхня кількість відносно невелика. Тому і шорсткість обробленої поверхні під час внутрішнього шліфування набуває, як правило, досить великих значень. Отже, зменшення різновисотності розташування вершин зерен над рівнем зв'язки круга і збільшення кількості одночасно працюючих зерен є важливим чинником зменшення шорсткості поверхні.

Домогтися збільшення кількості одночасно працюючих зерен у процесі внутрішнього шліфування можна, виходячи із залежності (4.30), збільшенням їх об'ємної концентрації у крузі m та зменшенням зернистості круга \bar{X} . Можна також використати відносно м'які зв'язки круга, що забезпечують "утопання" в них найбільш виступаючих зерен під дією навантажень, що виникають під час внутрішнього шліфування.

Такого ефекту обробки можна досягти також шляхом застосування зерен невеликої міцності, для яких характерно збільшення розмірного зношування. У результаті фактично всі зерна, що виступають над рівнем зв'язки круга, можуть приймати участь у процесі різання, що призведе до зменшення

шорсткості поверхні. Щоб кількісно оцінити вплив "утопання" зерен у зв'язку круга та їх розмірного зношування на шорсткість поверхні, слід провести аналіз імовірнісної функції $\Phi(y)$, що описує імовірність невіддаленого металу із поверхні оброблюваного зразка в умовах абразивної обробки [66].

Під час абразивної обробки (доведенні абразивними зернами однакового розміру без урахування радіальної подачі, тобто за умови $V'_{dem}=0$, рис. 4.12,а,б) оброблюваного зразка імовірнісна функція $\Phi(y)$ набуває вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \quad (4.32)$$

де n – кількість абразивних зерен, що приймають участь у процесі різання;
 B – ширина оброблюваного отвору, м;
 y – координата, що відраховується від вершини зерна, м.

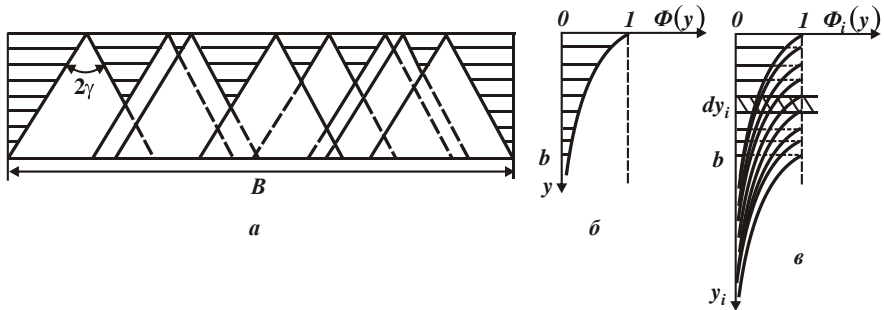


Рисунок 4.12 – Розрахункова схема імовірнісної функції $\Phi(y)$

У випадку $V'_{dem} > 0$ (рис. 4.11) функцію $\Phi(y)$ необхідно розглядати результатом імовірнісного підсумовування елементарних функцій $\Phi_i(y)$, що описуються залежністю (4.6), від роботи зерен, вершин яких розташовані у нескінченно малому інтервалі dy_i на відстані y_i від початку координати y (рис. 4.12,в). Приймаючи умову, за якою кількість вершин зерен dn_i , що потрапили в інтервал dy_i , дорівнює $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$, а $f(y_i) = 1/b$, після імовірнісного підсумовування елементарних функцій $\Phi_i(y)$ від 0 до y , отримано:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\int_0^y \frac{2 \text{tg} \gamma \cdot (y-y_i) \cdot dn}{B}} = e^{-\int_0^y \frac{2 \text{tg} \gamma \cdot n \cdot (y-y_i)}{B \cdot b} \cdot dy_i} = \\ &= e^{-\frac{\text{tg} \gamma \cdot n}{B \cdot b} \cdot y^2}, \end{aligned} \quad (4.33)$$

де $f(y_i)$ – умовна щільність розподілу за координатою y вершин зерен, що залишили свої проекції на площині, що рухається вглиб робочої поверхні круга у напрямі O_1A (рис. 4.11).

Функція $\Phi(y)$, що описується залежністю (4.33), визначає імовірність невіддаленого матеріалу зернами, які мають однакову висоту виступання над рівнем зв'язки круга. Оскільки "утопання" зерен у зв'язку круга призводить до фактично однакової висоти їх виступання над рівнем зв'язки, то можна вважати, що залежність (4.33) визначає саме цей випадок шліфування. Параметр H_{max} (рис. 4.11) за умови $b = b_1$ визначається залежністю:

$$y = H_{max} = \sqrt{\frac{-\ln \Phi(y = H_{max}) \cdot B \cdot b_1}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}}. \quad (4.34)$$

Для випадку $\Phi(y = H_{max}) = 0,895$ із урахуванням виразу $-\ln \Phi(y = H_{max}) = 2,25$, отримано:

$$H_{max} = \sqrt{\frac{2,25 \cdot B \cdot b_1}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}}. \quad (4.35)$$

Як видно, параметр H_{max} тим менше, чим менше величина b_1 і більше кількість абразивних зерен n , що приймають участь у процесі різання.

Із урахуванням різновисотного розташування вершин зерен над рівнем зв'язки круга функцію $\Phi(y)$ необхідно розглядати результатом імовірнісного підсумовування елементарних функцій $\Phi_i(y)$, що описуються залежністю (4.33), від роботи зерен, вершин яких розташовані у нескінченно малому інтервалі dy_i на відстані y_i від початку координати y . Приймаючи умову, за якою кількість вершин зерен dn_i , що потрапили в інтервал dy_i , дорівнює $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$, а $f(y_i) = 1/b$, у результаті імовірнісного підсумовування елементарних функцій $\Phi_i(y)$ у межах від 0 до y функція $\Phi(y)$ виразиться:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\int_0^y \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot (y-y_i)^2 \cdot dn}{B \cdot b}} = e^{-\int_0^y \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot (y-y_i)^2 \cdot dy_i}{B \cdot b^2}} = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}{3 \cdot B \cdot b^2} \cdot y^3}. \quad (4.36)$$

Тоді параметр H_{max} , із урахуванням умови $b = b_2$, визначається:

$$y = H_{max} = \sqrt[3]{\frac{-3 \cdot \ln \Phi(y = H_{max}) \cdot B \cdot b_2^2}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}}. \quad (4.37)$$

Для випадку $\Phi(y = H_{max}) = 0,895$ із урахуванням виразу $-\ln \Phi(y = H_{max}) = 2,25$, отримано:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot B \cdot b_2^2}{t\gamma \cdot n}}. \quad (4.38)$$

Від залежності (4.38) можна перейти до залежності (4.28), приймаючи $n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b_2 / V_{дет}$ із урахуванням залежностей (4.29) і (4.30).

Із отриманої залежності (4.38) витікає, що зменшити параметр H_{max} можна зменшенням параметра b_2 та збільшенням n . Як видно, параметри b_1 , b_2 , n входять у залежності (4.35) і (4.38) із різними ступенями, що указує на відмінності у формуванні параметра H_{max} і, відповідно, шорсткості поверхні для двох випадків внутрішнього шліфування.

Позначаючи у залежності (4.35) параметр H_{max} через H_{max1} , а у залежності (4.38) параметр H_{max} через H_{max2} , після перетворень залежностей (4.35) і (4.38) маємо:

$$H_{max2} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot b_2^2 \cdot H_{max1}^2}{b_1}}. \quad (4.39)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність, що пов'язує параметри H_{max1} і H_{max2} , які досягаються під час внутрішнього шліфування кругом із фактично одновисотним виступанням зерен над рівнем зв'язки і кругом із різновисотним виступанням зерен над рівнем зв'язки. Задаючи значення параметрів H_{max1} , b_1 і b_2 , за залежністю (4.39) можна розрахувати значення H_{max2} . Підставляючи залежність (4.39) в залежність (4.27), визначається параметр шорсткості обробленої поверхні R_{max2} під час внутрішнього шліфування кругом із різновисотним виступанням зерен над рівнем зв'язки:

$$R_{max2} = H_{max2} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max2}}{4 \cdot t}} = \left(\frac{3 \cdot b_2^2 \cdot H_{max1}^2}{b_1} \right)^{\frac{2}{5}} \cdot \left(\frac{1}{4 \cdot t} \right)^{\frac{1}{5}}. \quad (4.40)$$

Із залежності (4.40) витікає, що зменшити параметр R_{max2} можна, головним чином, шляхом зменшення параметра b_2 у результаті збільшення розмірного зношування зерен або забезпечення їх "утопання" у зв'язку круга. Як показує практика, більшою мірою ця умова виконується в умовах внутрішнього шліфування дрібнозернистими кругами. Отже, основним напрямом зменшення параметра R_{max2} є зменшення зернистості круга.

Приймаючи у залежності (4.39) умову $H_{max} = H_{max1}$, можна визначити параметр шорсткості обробленої поверхні R_{max1} під час внутрішнього шлі-

фування кругом із фактично одновисотним виступанням зерен над рівнем зв'язки:

$$R_{max1} = H_{max1} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max1}}{4 \cdot t}}. \quad (4.41)$$

Тоді

$$\frac{R_{max2}}{R_{max1}} = \left(\frac{H_{max2}}{H_{max1}} \right)^{\frac{6}{5}} = \left(\frac{3 \cdot b_2^2}{b_1 \cdot H_{max1}} \right)^{\frac{2}{5}}. \quad (4.42)$$

На основі порівняння значень параметрів R_{max1} і R_{max2} можна оцінювати ступінь впливу "утопання" зерен у зв'язку круга або їхнього розмірного зношування на шорсткість обробленої поверхні.

Приклад розрахунку. Для вихідних даних: $H_{max1} = 1$ мкм; $b_1 = 3$ мкм; $t = 30$ мкм, використовуючи залежності (4.39) – (4.42), визначено значення параметрів H_{max2} , R_{max2} , R_{max1} і відношення R_{max2}/R_{max1} (табл. 4.4, рис. 4.13).

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення параметрів H_{max2} , R_{max2} , R_{max1} і відношення R_{max2}/R_{max1}

b_2 , мкм	2	3	4	8	12	16	20	24
H_{max2} , мкм	1,26	2,08	2,5	4	5,2	6,25	7,33	8,3
R_{max2} , мкм	0,5	0,88	1,14	2	2,75	3,45	4,16	4,8
R_{max1} , мкм	0,4							
R_{max2}/R_{max1}	1,25	2,2	2,85	5	6,88	8,63	10,4	12

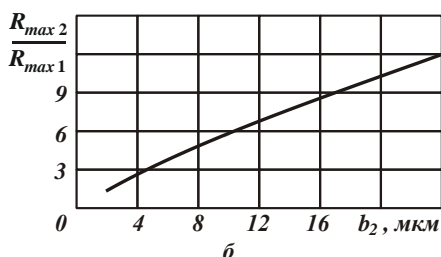
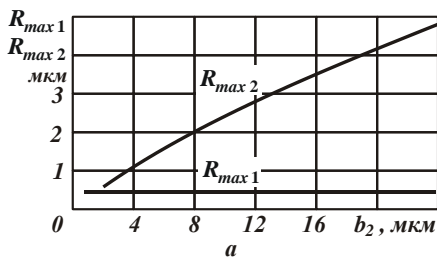


Рисунок 4.13 – Розрахункові значення параметрів шорсткості R_{max1} , R_{max2} (а) і відношення R_{max2}/R_{max1} (б)

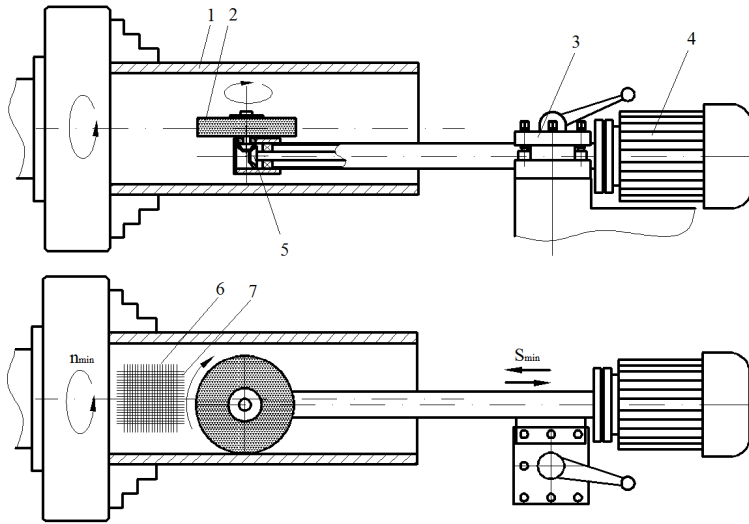
Як витікає із табл. 4.4 та рис. 4.13,а, зі збільшенням параметра b_2 параметр шорсткості поверхні R_{max2} збільшується фактично за лінійною залежністю, тоді як параметр R_{max1} не залежить від параметра b_2 , залишається незмінним і набуває значення, яке менше R_{max2} . Так, за умови $b_2 = 24$ мкм відношення $R_{max2} / R_{max1} = 12$ (рис. 4.13, б). Із цього витікає, що завдяки "утопанню" зерен у зв'язку круга (чи його розмірного зношування) параметр шорсткості поверхні R_{max2} може зменшитися із 4,8 до 0,5 мкм, тобто наблизитися до значення R_{max1} . Отже, існують значні резерви зменшення шорсткості оброблюваної поверхні під час внутрішнього шліфування. Для їх оцінювання виконано комплекс експериментальних досліджень шорсткості поверхні в умовах шліфування отворів у гідро- та пневмоциліндрах [70].

Практикою встановлено, що під час внутрішнього шліфування абразивними кругами отворів у гідро- та пневмоциліндрах фактично неможливо забезпечити необхідну шорсткість поверхні на рівні $R_a = 0,05$ мкм. У зв'язку із цим, запропоновано після попереднього внутрішнього шліфування виконати остаточне внутрішнє шліфування на токарному верстаті моделі 1М63 м'яким повстяним (фетровим) кругом із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П із частотою обертання шпинделя 200 об./хв. При цьому вісь обертання круга із індивідуальним приводом встановлено перпендикулярно вісі обертання отвору оброблюваного циліндра.

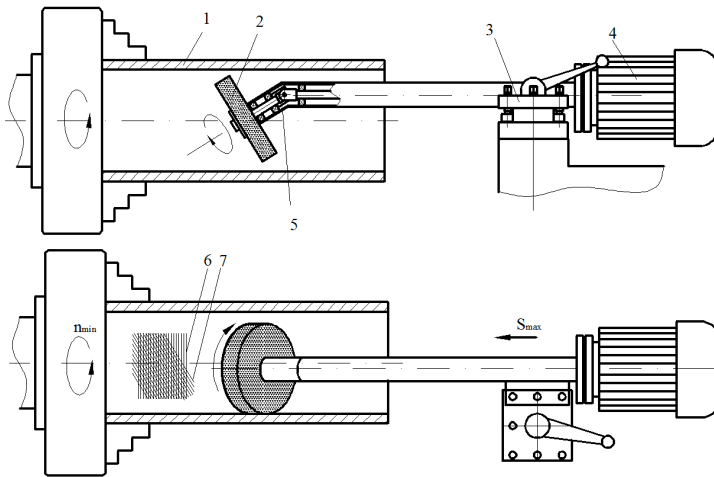
На рис. 4.14 показано схеми фінішної обробки отвору циліндра, що забезпечують взаємне перетинання обробних рисок після розточування та шліфування повстяним (фетровим) кругом із наклеєним абразивним порошком.

Проведені дослідження процесу внутрішнього шліфування отвору у втулці на токарному верстаті моделі 1М63 показали, що за 30 хв обробки досягається необхідна шорсткість поверхні $R_a = 0,04$ мкм. Це указує на те, що застосування кругів, що мають підвищений ступінь "утопання" абразивних зерен у зв'язку, і, як наслідок, що характеризуються невеликою різновисотністю зерен, дозволяє суттєво зменшити шорсткість поверхні – до необхідного рівня і, тим самим, виключити необхідність застосування подальшої трудомісткої обробки вільним абразивом.

Слід зазначити, що абразивний порошок матеріал на поверхню круга наносили за допомогою силікатного клею (або рідкого скла), потім його висушували протягом 3 – 5 годин. Встановлено, що оброблювану деталь можна повторно встановлювати скільки завгодно разів без втрати точності.



а



б

Рисунок 4.14 – Схеми фінішної обробки отвору циліндра: 1 – оброблюваний циліндр; 2 – повстяний (фетровий) круг; 3 – різцетримач токарного верстата; 4 – електродвигун; 5 – кінцева зубчаста передача (а) та шарнір Гука (б); 6 – обробні риски після розточування; 7 – обробні риски після шліфування (S_{min} , S_{max} – значення подач; n_{min} – частота обертання шпинделя)

Радіальне биття (до міліметра) не позначається на якості поверхні, що дозволяє отримувати необхідну шорсткість поверхні отвору за 4 – 6 робочих ходів. Встановлено також, що із двох схем внутрішнього шліфування, представлених на рис. 4.14, схема із конічною зубчастою передачею (рис. 4.14,а), що забезпечує взаємно перпендикулярні риски після розточування та шліфування, більш ефективна.

Наведені вище приклади практичної реалізації теоретичних рішень указують на їх достовірність, а також можливість суттєвого зменшення шорсткості поверхні (до рівня обробки вільним абразивом) на операціях внутрішнього шліфування отворів у деталях гідроапаратури із одночасним зменшенням трудомісткості обробки.

Отримане у роботі теоретичне рішення узгоджується із відомими експериментальними даними. Так, у роботі [106] експериментально встановлено, що під час шліфування напиленого сплаву СНГД торцем алмазного чашкового круга на металевій зв'язці М1-01 параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a приймає значно більші значення (до 10 разів і більше), ніж під час шліфування алмазними кругами на відносно м'яких органічних зв'язках Б1 і БР.

Як відомо, металева зв'язка М1-01 характеризується більшою твердістю порівняно із органічними зв'язками Б1 і БР. Тому алмазні зерна фактично не "утопають" у металеву зв'язку М1-01 і "утопають" в органічні зв'язки Б1 і БР. Це призводить до збільшення кількості зерен, що одночасно працюють, і зменшення параметра шорсткості поверхні R_a .

Отже, використовуючи отримане теоретичне рішення, можна аналітично підходити до оцінювання впливу глибини "утопання" ріжучих зерен у зв'язку круга на шорсткість обробленої поверхні в умовах шліфування. У зв'язку із цим, під час шліфування високоточних деталей гідроапаратури із метою зменшення шорсткості поверхні слід використовувати абразивні круги, що забезпечують "утопання" ріжучих зерен у зв'язку круга і формування фактично їхнього одновисотного розташування на робочій поверхні круга.

Експериментально встановлено [108], що внаслідок різновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга дуже складно стабільно забезпечити виконання 10 – 11 класів чистоти під час шліфування деталей гідроапаратури, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями. Так, практикою встановлено, що для забезпечення чистоти обробки на рівні 11 класу під час виготовлення відповідальної циліндричної деталі із матеріалу 95Х18 твердістю $HRCe$ 56 після

операції шліфування абразивним кругом ПП 350×40×127 14А 16С традиційно застосовують ручне доведення на притирі абразивною пастою 64С М7. Цим забезпечується необхідна шорсткість поверхні та точність розміру 0,002 мм. Однак технологічний процес характеризується високою трудомісткістю обробки. У зв'язку із цим, запропоновано замість трудомісткої операції притирання використовувати шліфування кругом ПП 300×30×127 16С F320P7V (виробництво Словенії) на сучасному верстаті "Okamoto" зі зніманням припуску 0,01 – 0,02 мм на сторону. У результаті стабільно досягається шорсткість поверхні на рівні 11 класу чистоти, овальність і конусність знаходяться у межах 0,005 мм, що відповідає вимогам на обробку. Необхідно зазначити, що ефект обробки досягнуто завдяки застосуванню шліфувального круга, який відповідає вищевказаним вимогам із точки зору зменшення шорсткості поверхні шляхом зменшення різновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга.

Аналогічні циліндричні деталі гідроапаратури традиційно оброблялися шліфуванням спочатку абразивним кругом ПП 350×40×127 14А 25С, потім абразивним кругом ПП 400×32×127 ЕК 320-85 і остаточно на операції доведення кінцевим притиром та абразивною пастою 64С М7. У результаті досягнуто шорсткість поверхні $R_a=0,16$ мкм, що відповідає 10 класу чистоти. Із метою зменшення трудомісткості обробки запропоновано після попереднього шліфування виконати остаточно шліфування на високоточному сучасному верстаті "Okamoto" абразивним кругом ПП 300×30×127 16С F320P7V із частотою обертання круга 18000 об/хв. У результаті забезпечується шорсткість поверхні $R_a=0,16$ мкм і необхідний допуск радіального биття у межах 0,005 мм.

Таким чином встановлено, що застосування абразивних кругів, що мають підвищену ріжучу здатність і характеризуються невеликою різновисотністю зерен, дозволяє виключити ручну трудомістку обробку на операціях доведення із забезпеченням високих показників шорсткості та точності оброблюваних поверхонь.

4.7. Аналітичне визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки отворів

Технологією виготовлення гідро- та пневмоциліндрів передбачено високі вимоги за точністю та якістю оброблюваних поверхонь отворів. Особливо це стосується забезпечення шорсткості поверхні ($R_a \leq 0,05$ мкм). Однак, як

покаже практика, виконати ці вимоги на операціях лезової обробки та внутрішнього шліфування складно. У зв'язку із цим актуальною є проблема визначення нових більш ефективних технологічних рішень, спрямованих на забезпечення заданої шорсткості оброблюваних поверхонь отворів у гідро- та пневмоциліндрах. Це вимагає проведення подальших досліджень закономірностей зміни шорсткості поверхні під час абразивної обробки, включаючи процеси внутрішнього шліфування, хонінгування та обробки отворів вільним абразивом.

У даний час для визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки використовують математичні методи теорії імовірностей [22; 43; 142]. Тому важливо провести науково обгрунтований вибір оптимальних умов обробки із урахуванням високих вимог, що пред'являються до шорсткості оброблюваних поверхонь, на основі використання елементів теорії імовірностей. У роботі [66] запропоновано нове теоретичне рішення задачі визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Однак при цьому недостатньо повно обгрунтовано можливість переходу від бінома Ньютона до експонентної функції у процесі розрахунків. Тому необхідно, по-перше, уточнити це рішення, по-друге, застосувати його для теоретичного аналізу умов зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки отворів у гідро- та пневмоциліндрах.

Розглянемо схему утворення шорсткості поверхні на прямолінійному зразку в умовах його обробки абразивним інструментом із одновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки інструмента (рис. 4.15). Припустимо, що інструмент здійснює рух перпендикулярно площині оброблюваного зразка. Для спрощення розрахунків робочу поверхню абразивного інструмента доцільно розділити на n_1 елементарних шарів, паралельних площині оброблюваного зразка, у кожному із яких знаходиться одне абразивне зерно. Ширина елементарного шару дорівнює ширині робочої частини абразивного інструмента B , а його висота дорівнює висоті виступання абразивного зерна b .

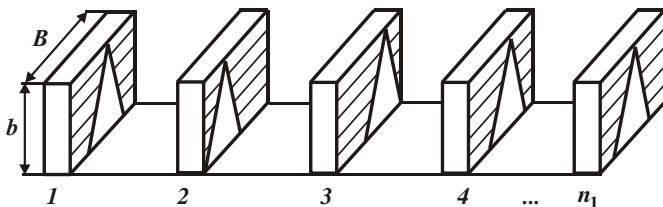


Рисунок 4.15 – Схема розташування n_1 елементарних шарів абразивних зерен

Тоді відносна повнота профілю ріжучого абразивного зерна, спроектованого на поверхню оброблюваного зразка, опишеться:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}, \quad (4.43)$$

де 2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

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

Відповідно, протилежна імовірнісна функція $\Phi_i(y)$ набуде вигляду:

$$\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}. \quad (4.44)$$

Функція $\Phi_j(y)$, яка враховує накладення проєкцій n_1 зерен, розташованих в n_1 елементарних шарах робочої поверхні інструмента, згідно теореми множення незалежних випадкових величин [81], виразиться:

$$\Phi_j(y) = \prod_{i=1}^{n_1} \Phi_i(y) = \left(1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}\right)^{n_1} = (1-x)^{n_1}, \quad (4.45)$$

де $x = \varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B} \ll 1$.

Очевидно, у міру накладання проєкцій n_1 зерен на площину оброблюваного зразка функція $\Phi_j(y)$ зменшуватиметься, зменшуючи, тим самим, шорсткість оброблюваної поверхні.

Вираз (4.45) є біномом Ньютона:

$$(1-x)^{n_1} = 1 - n_1 \cdot x + \frac{n_1 \cdot (n_1 - 1)}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n_1 \cdot (n_1 - 1) \cdot (n_1 - 2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots \quad (4.46)$$

Із огляду на те, що величина $x \ll 1$, а n_1 – відносно невелика величина, наприклад, рівна 10 ... 20, очевидно, у розкладанні (4.46) переважають перші доданки. У результаті можна обмежитися двома першими доданками. Це означає, що розкладання (4.46) із достатньою для практики точністю у першому наближенні можна представити розкладанням експонентної функції $e^{-n_1 x}$ у ряд:

$$(1-x)^{n_1} \approx 1 - n_1 \cdot x + \frac{n_1^2}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n_1^3}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots = e^{-n_1 x}, \quad (4.47)$$

в якому два перших (найбільших) доданки такі самі, як і в розкладанні (4.46). Отже, із урахуванням визначального впливу в розкладанні (4.46) величини

$x = \varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B} \ll 1$ імовірнісна функція $\Phi_j(y)$ набуває спрощеного вигляду:

$$\Phi_j(y) = e^{-n_1 x} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n_1}{B} \cdot y}, \quad (4.48)$$

що є надзвичайно зручним для виконання розрахунків параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки.

Таким чином, науково обгрунтовано можливість переходу від бінома Ньютона до експонентної функції під час розрахунку шорсткості оброблюваної поверхні, що дозволяє суттєво спростити розрахунки без зниження їх точності.

Слід зазначити, що залежність (4.48) справедлива для n_1 елементарних шарів робочої поверхні абразивного інструмента, у кожному із яких знаходиться одне абразивне зерно. Якщо у формуванні шорсткості поверхні приймає участь $y = n/n_1$ разів більше елементарних шарів, то у результаті накладання всіх цих елементарних шарів на площину оброблюваного зразка сумарна імовірнісна функція $\Phi(y)$ аналітично опишеться:

$$\Phi(y) = \prod_{j=n_1}^n \Phi_j(y) = e^{-j \cdot n_1 \cdot x} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \quad (4.49)$$

де n – сумарна кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні.

Відносна повнота профілю абразивного інструмента, що є протилежною функцією $\Phi(y)$, виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}. \quad (4.50)$$

Графік імовірності функції $\varepsilon(y)$ показано на рис. 4.16. За фізичною суттю імовірнісна функція $\varepsilon(y)$ відповідає стандартному параметру шорсткості поверхні – відносній опорній довжині мікропрофілю оброблюваної поверхні, розглядаючи координату y у протилежному напрямі.

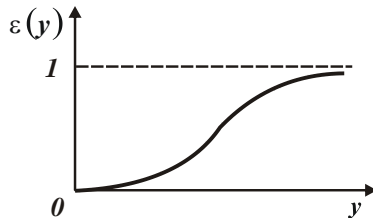


Рисунок 4.16 – Графік імовірнісної функції $\varepsilon(y)$

Оскільки функції $\Phi(y)$ і $\varepsilon(y)$ є ймовірнісними функціями розподілу, що змінюються у межах 0 ... 1, то визначити параметр шорсткості поверхні R_{max} (максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні) можна тільки із заданим ступенем точності, наприклад, для $\Phi(y) = \Phi_0 = 0,1; 0,05; 0,01$ та ін. Тоді за умови

$$\Phi(y = R_{max}) = \Phi_0 \quad (4.51)$$

із урахуванням залежності (4.49) та потенціюванням залежності (4.51) отримано:

$$R_{max} = -\frac{\ln \Phi_0 \cdot B}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}. \quad (4.52)$$

Величина $\ln \Phi_0$ негативна (табл. 4.5). Тому параметр шорсткості поверхні R_{max} набуває позитивних значень.

Як видно, зі зменшенням функції Φ_0 величина $-\ln \Phi_0$ збільшується, проте не настільки значно порівняно із зменшенням функції Φ_0 .

Таблиця 4.5 – Розрахункові значення величини $-\ln \Phi_0$

Φ_0	0,15	0,1	0,01	0,001	0,0001	0,00001	0,000001
$1 - \Phi_0$	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999	0,99999	0,999999
$-\ln \Phi_0$	1,897	2,3	2,995	4,6	6,907	11,5	13,81

Виходячи із залежності (4.52), основною умовою зменшення параметра шорсткості поверхні R_{max} є збільшення сумарної кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. Під час внутрішнього шліфування (рис. 4.17, а):

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau, \quad (4.53)$$

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

$\tau = l / V_{дем}$ – час контакту фіксованого перерізу оброблюваної поверхні деталі із шліфувальним кругом, с;

l – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м.

Тоді

$$n = k \cdot B \cdot l \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дем}}. \quad (4.54)$$

Як видно, збільшити сумарну кількість абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, можна збіль-

шенням параметрів l , $V_{кр}$ і зменшенням швидкості обертання деталі $V_{дет}$. Цим пояснюється ефективність застосування на практиці на операціях плоского та круглого зовнішнього шліфування схеми глибинного шліфування, що характеризується збільшеними значеннями довжини дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею деталі l та невеликими значеннями швидкості обертання деталі $V_{дет} = 0,5 \dots 5$ м/хв, із точки зору зменшення шорсткості та одночасного збільшення продуктивності обробки.

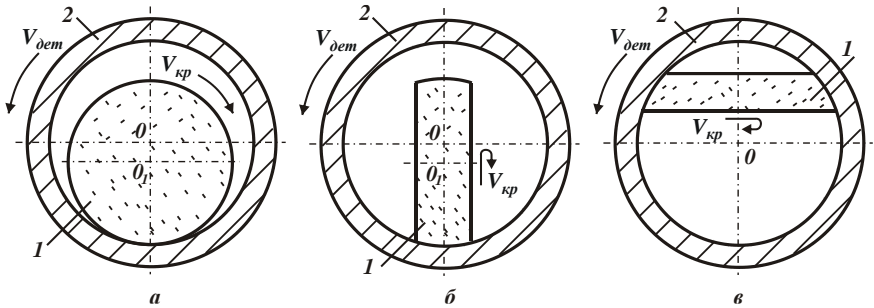


Рисунок 4.17 – Схеми шліфування отвору за умов паралельного (а) і перпендикулярного (б, в) розташування осей обертання круга та деталі

Найбільшого значення параметр l набуває в умовах хонінгування отвору, оскільки у цьому випадку дорівнює довжині кола оброблюваного отвору $l = \pi \cdot d$, де d – діаметр оброблюваного отвору, м. Завдяки цьому параметр n також набуває найбільше значення, а параметр шорсткості поверхні R_{max} , згідно залежності (4.53), найменше значення, що указує на ефективність застосування методу хонінгування отвору порівняно із внутрішнім шліфуванням.

Заслугує на особливу увагу схема шліфування внутрішньої поверхні абразивним кругом із віссю обертання, яка перпендикулярна вісі обертання оброблюваної деталі (рис. 4.17,б). При цьому абразивний круг здійснює прямолінійний рух уздовж оброблюваного отвору. Тоді

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau = k \cdot B^2 \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}, \quad (4.55)$$

де $\tau = B / V_{дет}$.

Оскільки справедлива умова $l < B$, то, очевидно, використання цієї схеми шліфування порівняно із традиційною схемою внутрішнього шліфування, показаною на рис. 4.17,а, дозволяє збільшити сумарну кількість

абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, та, відповідно, зменшити параметр шорсткості поверхні R_{max} . Крім того, під час внутрішнього шліфування із використанням традиційної схеми шліфування глибини впровадження абразивних зерен у оброблюваний матеріал змінні і можуть змінюватися від нуля до глибини шліфування t , тоді як за запропонованою схемою вони однакові. Це фактично призводить до збільшення сумарної кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, і, відповідно, зменшення параметра шорсткості поверхні R_{max} .

Отже, пропонується нова схема внутрішнього шліфування має значно більші технологічні можливості з точки зору зменшення параметра шорсткості поверхні R_{max} в умовах обробки отвору.

Важливим чинником збільшення сумарної кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, для схеми шліфування, що розглядається, є також збільшення ширини шліфування завдяки здійсненню контакту двох сторін периферії круга із оброблюваною внутрішньою поверхнею деталі (рис. 4.17,в). При цьому найбільшого ефекту обробки досягають під час шліфування торцевою поверхнею круга, що має форму кола і забезпечує найбільшу площу контакту із внутрішньою поверхнею оброблюваної деталі.

Як показано у п. 4.6, застосування даної схеми внутрішнього шліфування дозволило зменшити шорсткість поверхні під час абразивної обробки отворів у гідро- і пневмоциліндрах. Так, в умовах внутрішнього шліфування на токарному верстаті моделі 1М63 із частотою обертання шпинделя 200 об./хв і шліфувального круга 1400 об./хв за 30 хвилин обробки досягнуто шорсткість поверхні $R_a = 0,04$ мкм, чого не можна домогтися в умовах звичайного внутрішнього шліфування абразивними та алмазними кругами. У цьому випадку у результаті збільшення площі контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю, а також можливого "утопання" ріжучих зерен у м'яжку зв'язку круга та зниження різновисотного виступання зерен, збільшується кількість одночасно працюючих зерен, а це створює ефект зменшення параметра шорсткості поверхні R_a .

Таким чином, для здійснення запропонованої схеми внутрішнього шліфування отвору необхідно забезпечити приблизно одновисотне розташування абразивних зерен на робочій поверхні круга, в іншому випадку у процесі різання прийматимуть участь лише найбільш виступаючі зерна (тобто

невелика кількість зерен). Це призведе до утворення окремих рисок-подряпин на оброблюваній поверхні та не дозволить досягти суттєвого зменшення шорсткості поверхні. У зв'язку із цим, слід процес шліфування здійснювати, як показано у п. 4.6, абразивним кругом із наклеєним на його робочу поверхню шаром абразивних зерен, що характеризується одновисотним виступанням зерен.

За умови різновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга імовірнісна функція $\Phi(y)$ виразиться [66]:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot y^2}{B \cdot 2 \cdot b}}, \quad (4.56)$$

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

Залежність (4.6) відрізняється від аналогічної залежності (4.49) множителем $y/2b$, який входить у показник ступеня. Цей множник завжди менше одиниці. Тому значення функції $\Phi(y)$, розраховане за залежністю (4.56) для заданого значення y буде завжди більшим. Це пов'язано зі зменшенням сумарної кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, і, відповідно, зі збільшенням шорсткості поверхні.

За умови $y = b$ залежності (4.49) і (4.56) спрощуються:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}}; \quad (4.57)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B \cdot 2}}. \quad (4.58)$$

Отримані залежності (4.57) і (4.58) відрізняються лише постійними множниками показників ступеня, що пов'язано із різною кількістю абразивних зерен, що приймають участь у зніманні оброблюваного матеріалу і формуванні шорсткості поверхні. Так, у першому випадку, згідно залежності (4.57), функція $\Phi(y = b)$ набуває найменших значень, а у другому випадку, згідно залежності (4.58), – найбільших значень. Отже, різновисотне розташування абразивних зерен на робочій поверхні круга призводить до зменшення кількості абразивних зерен, що приймають участь у зніманні оброблюваного матеріалу і формуванні шорсткості оброблюваної поверхні.

Однак дані закономірності справедливі за однакового значення безрозмірної величини $\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}$. У дійсності, для розглянутих вище випадків за-

гальна кількість абразивних зерен n , що приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, буде різною. Тому суттєво відрізнятимуться значення функції $\Phi(y)$ та параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_{max} .

Розглянуті у роботі три схеми шліфування отвору в деталі, за суттю, зводяться до здійснення обертання круга навколо трьох координатних осей – x , y , z (рис. 4.18). Перша схема (рис. 4.17,а) здійснюється шляхом обертання круга навколо осі z , друга схема (рис. 4.17,б) – навколо осі x , а третя схема (рис. 4.17,в) – навколо осі y . На основі цих трьох важливих схем шліфування отвору можна запропонувати й інші схеми, що є різними комбінаціями даних схем.

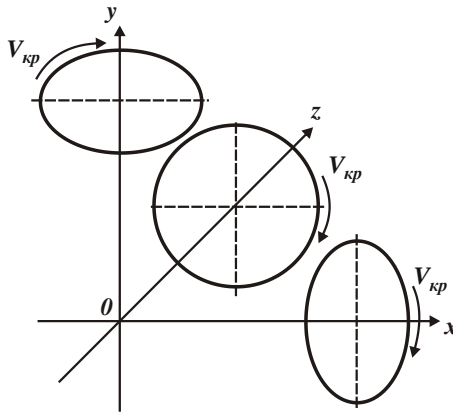


Рисунок 4.18 – Розташування круга під час шліфування отвору у тривимірній системі координат

Таким чином показано перспективність застосування ефективного технологічного процесу шліфування отвору кругом, розташованим перпендикулярно напрямку обертання оброблюваної деталі. Це дозволяє суттєво збільшити кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, та домогтися зменшення шорсткості поверхні.

Висновки

1. У роботі наведено аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні під час алмазного шліфування. Показано, що урахування величини лінійного зношування зерен круга приводить у відповідність теорію

та практику шліфування. Це вказує на ефективність зменшення шорсткості поверхні шляхом регулювання величини лінійного зношування зерен круга. Відсутність у розрахункових залежностях параметрів шорсткості поверхні глибини шліфування вказує на ефективність глибинного шліфування, що дозволяє поєднати операції попереднього та остаточного шліфування в одну операцію, забезпечуючи при цьому підвищення у 10 разів і більше продуктивності обробки та виконання технологічних вимог щодо шорсткості обробленої поверхні.

2. Наведено аналітичні залежності для визначення параметра шорсткості поверхні R_a під час шліфування, які отримані на основі теоретико-імовірнісного підходу під час моделювання ріжучих зерен круга у формі конуса та сфери. Показано, що моделювання ріжучих зерен круга у формі сфери призводить до занижених значень параметра шорсткості поверхні R_a , а моделювання ріжучих зерен круга у формі конуса, навпаки, – до завищених значень параметра R_a порівняно із експериментальними даними. Тому для визначення параметра R_a під час шліфування алмазним кругом після його правлення запропоновано ріжучі зерна розглядати у формі конуса, а після припрацювання круга та їхнього зношування – у формі сфери.

Показано, що під час уточненого розрахунку шорсткості поверхні ріжучі зерна круга слід розглядати у формі усіченого конуса, враховуючи розміри зношування зерна за допомогою безрозмірного коефіцієнта, рівного нулю для гострозаточеного зерна і що змінюється в межах $0 \dots 1$ – для зношеного зерна. На основі отриманих результатів досліджень надано практичні рекомендації щодо зменшення шорсткості поверхні під час шліфування.

3. Проведено теоретичний аналіз закономірностей формування шорсткості поверхні різних кінематичних схем абразивної обробки, включаючи схеми обробки вільним і пов'язаним абразивом. Показано, що схеми обробки пов'язаним абразивом (схеми шліфування) характеризуються високою продуктивністю, проте, із погляду зменшення шорсткості поверхні, обмежені технологічними можливостями. Встановлено, що зменшити шорсткість поверхні під час зовнішнього круглого шліфування можна збільшенням кількості одночасно працюючих зерен на робочій поверхні круга і довжини дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, застосовуючи, наприклад, охоплююче шліфування. Ефективно використовувати також шліфувальні круги із плосковершинними зернами, утвореними шляхом додаткової механічної дії на них алмазнимправлячим олівцем. У результаті забезпечується фактично

одновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки та збільшення кількості одночасно працюючих зерен. Під час обробки отвору ефективно шліфування здійснювати торцевою поверхнею круга, що має форму кола і забезпечує найбільшу площу контакту із оброблюваним отвором. Показано, що завдяки установці осі обертання шліфувального круга із індивідуальним приводом перпендикулярно осі обертання оброблюваного отвору деталі та застосуванню м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П досягнуто шорсткість поверхні $R_a = 0,04$ мкм, чого не можна досягти під час звичайного внутрішнього шліфування абразивними та алмазними кругами.

4. Теоретично та експериментально доведено можливість зменшення шорсткості поверхні до рівня $R_a = 0,05$ мкм в умовах внутрішнього шліфування шляхом зменшення різновисотності розташування абразивних зерен на робочій поверхні круга та, відповідно, збільшення кількості одночасно працюючих зерен. Це дозволяє зменшити трудомісткість наступних фінішних операцій та забезпечити високоякісну та високопродуктивну обробку отворів у деталях гідравлічної апаратури. Експериментально обґрунтовано ефективність обробки отворів у пневмоциліндрах гнучкими абразивними інструментами, що дозволяють завдяки "утопання" абразивних зерен у зв'язку інструмента суттєво зменшити шорсткість поверхні. Це стало основою розроблення прогресивної схеми фінішної обробки отвору пневмоциліндра, що забезпечує взаємне перетинання обробних рисок після розточування і шліфування повстяним кругом із наклеєним на нього абразивним порошком, і досягнення необхідної шорсткості поверхні $R_a = 0,04$ мкм обробки вільним абразивом.

5. Виконано розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки на основі положень теорії імовірностей. Проведено теоретичний аналіз закономірностей зміни шорсткості поверхні під час шліфування отвору і встановлено, що рівень шорсткості поверхні, що досягається, цілком однозначно визначається сумарною кількістю абразивних зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. Виходячи із цього, обґрунтовано переваги хонінгування порівняно із внутрішнім шліфуванням. Показано можливість суттєвого зменшення шорсткості поверхні під час шліфування кругом, вісь якого розташована перпендикулярно вісі обертання оброблюваної деталі. При цьому найбільшого ефекту обробки досягають під час шліфування торцевою поверхнею круга, що має форму кола і забезпечує найбільшу площу контакту із внутрішньою поверхнею оброблюваної деталі.

Розділ 5

Теоретичний аналіз закономірностей формування параметрів точності під час фінішної механічної обробки

5.1. Визначення умов зменшення похибок та основного часу механічної обробки отворів

Підвищення точності та продуктивності механічної обробки отворів у деталях машин є важливою умовою створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції [48; 57; 85]. Особливо це стосується обробки отворів зі зніманням нерівномірних припусків лезовими інструментами, що вимагає проведення подальших теоретичних та експериментальних досліджень.

У зв'язку з цим у роботі вирішується актуальне завдання пошуку технологічних можливостей створення високоточних отворів на основі теоретичного аналізу закономірностей формування похибок обробки отворів та умов їх зменшення, а також на основі визначення найменшого основного часу механічної обробки.

Виходячи із цього, спочатку розглянуто закономірності виникнення похибок обробки отвору для найпростішого методу – розсвердлювання, потім отримані рішення поширено для методу розточування, що дозволило обґрунтувати умови підвищення точності та продуктивності обробки отворів. У основу рішень покладено теоретичний підхід [31], що враховує формування похибок обробки за наявності зсуву осі свердла відносно осі оброблюваного отвору (рис. 5.1).

Внаслідок порушення рівності радіальних складових сил різання, що діють на обидва леза свердла, це призводить до виникнення пружного переміщення осі свердла:

$$y = \frac{(P_{y1} - P_{y2})}{c}, \quad (5.1)$$

де P_{y1} , P_{y2} – радіальні складові сили різання, що діють на обидва леза свердла, Н;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м.

Під час розсвердлювання отвору свердлом із двома лезами подача, що припадає на одне лезо свердла, дорівнює $0,5 \cdot S$. Тоді, після подання залежностей для визначення радіальних складових сили різання, що діють на обид-

ва леза свердла, у вигляді: $P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{piz}}$ і $P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{piz}}$ із

урахуванням залежності (5.1), отримано:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot (t_{1\phi} - t_{2\phi})}{2 \cdot c \cdot K_{piz}}, \quad (5.2)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$K_{piz} = P_{z1} / P_{y1} = P_{z2} / P_{y2}$ – коефіцієнт різання;

P_{z1} , P_{z2} – тангенціальні складові сили різання, що діють на обидва леза свердла, Н;

S – подача, м/об;

$t_{1\phi}$, $t_{2\phi}$ – поточні фактичні глибини різання, що припадають на обидва леза свердла, м;

φ – половина головного кута свердла у плані.

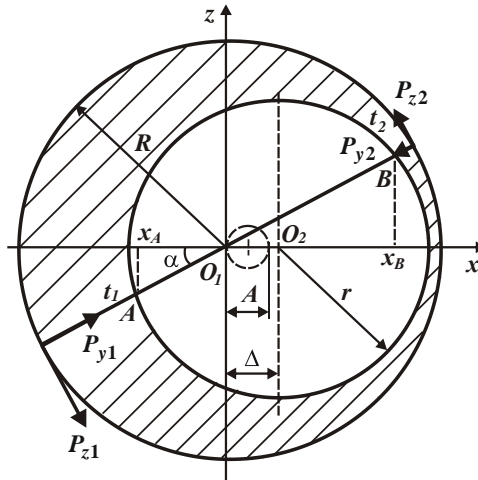


Рисунок 5.1 – Розрахункова схема визначення похибки обробки отвору під час розсвердлювання

Виходячи із залежності (5.2), зменшити величину пружного переміщення осі свердла y і підвищити точність обробки отвору можна зменшенням параметрів $(t_{1\phi} - t_{2\phi})$, σ / K_{piz} , S та збільшенням жорсткості технологічної системи c і кута $\varphi \rightarrow 90^0$. Величина y визначає пружне переміщення осі

свердла відносно вихідного центру O_1 у напрямі, який залежить від кута α , тобто, за суттю, величини y і α є координатами полярної системи із центром у точці O_1 .

Із розрахункової схеми (рис. 5.1) отримано: $t_1 = R - O_1A$; $t_2 = R - O_1B$, звідки $(t_1 - t_2) = (R - O_1A) - (R - O_1B) = O_1B - O_1A$, де R – радіус свердла, м. Довжини відрізків O_1A і O_1B (рис. 5.1) визначаються із системи рівнянь:

$$\begin{cases} z^2 + (x - \Delta)^2 = r^2; \\ z = tg\alpha \cdot x, \end{cases} \quad (5.3)$$

де r – початковий радіус оброблюваного отвору, м;

α – кут, що визначає положення лез свердла;

Δ – зсув осі свердла відносно осі оброблюваного отвору (неспіввісність інструмента та отвору), м.

Після розв'язання системи рівнянь (5.3) щодо координати x , отримано:

$$x^2 - 2 \cdot x \cdot \Delta \cdot \cos^2 \alpha - (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha = 0. \quad (5.4)$$

Розв'язання квадратного рівняння (5.4):

$$x = \Delta \cdot \cos^2 \alpha \pm \sqrt{(\Delta \cdot \cos^2 \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha}. \quad (5.5)$$

Виходячи із отриманого рішення, координати x точок A і B визначаються залежностями:

$$x_A = \Delta \cdot \cos^2 \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos^2 \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha}; \quad (5.6)$$

$$x_B = \Delta \cdot \cos^2 \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos^2 \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha}. \quad (5.7)$$

Відповідно, довжини відрізків O_1A , O_1B та глибини різання t_1 і t_2 визначаються залежностями:

$$O_1A = \frac{x_A}{\cos \alpha} = \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} - \Delta \cdot \cos \alpha; \quad (5.8)$$

$$O_1B = \frac{x_B}{\cos \alpha} = \Delta \cdot \cos \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)}; \quad (5.9)$$

$$t_1 = R - O_1A = R - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} + \Delta \cdot \cos \alpha; \quad (5.10)$$

$$t_2 = R - O_1B = R - \Delta \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)}; \quad (5.11)$$

$$(t_1 - t_2) = 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha. \quad (5.12)$$

Поточні фактичні глибини різання $t_{1\phi}$, $t_{2\phi}$ і різниця $(t_{1\phi} - t_{2\phi}) = (t_1 - t_2) - 2y$ визначаються залежностями:

$$t_{1\phi} = t_1 - y = R - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} + \Delta \cdot \cos \alpha - y; \quad (5.13)$$

$$t_{2\phi} = t_2 + y = R - \Delta \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} + y; \quad (5.14)$$

$$(t_{1\phi} - t_{2\phi}) = 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha - 2y. \quad (5.15)$$

Після підстановки залежності (5.15) до залежності (5.2), отримано:

$$y = \frac{\Delta \cdot \cos \alpha}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \phi}\right)} = \frac{(t_1 - t_2)}{\left(2 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \phi}\right)}. \quad (5.16)$$

Із залежності (5.16) витікає, що зі збільшенням кута α величина пружного переміщення y зменшується згідно із законом косинуса. Найбільше значення величини пружного переміщення y досягається у випадку, коли положення лез свердла відповідає координаті $z = 0$, тобто вздовж осі x за умови $\alpha = 0^\circ$:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \phi}\right)}. \quad (5.17)$$

За умови $\Delta = 0$, тобто під час знімання рівномірного припуску, величина пружного переміщення $y = 0$. Це указує на відсутність похибки обробки отвору. Відношення $y = \Delta / \varepsilon$ визначає уточнення на розмір на проході інструмента і дорівнює $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \phi}$ [82; 140]. Тоді залежність (5.17) можна подати у загальному вигляді:

$$y = \frac{\Delta}{\varepsilon}. \quad (5.18)$$

Виходячи із залежності (5.12), проведемо аналіз характеру зміни величини пружного переміщення осі свердла y в радіальному напрямі залежно від кута α (у полярних координатах).

Як видно, за умови $\alpha = 0$ величина y набуває найбільшого значення і зі збільшенням кута α зменшується до нуля ($\alpha = 90^\circ$). За суттю, наведена на рис. 5.1 крива O_1O визначає положення осі свердла залежно від положення лез свердла. Очевидно, максимальна похибка обробки отвору має місце за умови $\alpha = 0$, тобто вздовж осі x . У міру збільшення кута α відбувається зміщення осі свердла також уздовж осі z . Отже, спостерігається розбивка отвору за двома координатами (x і z), у результаті чого оброблюваний отвір

набуває складну геометричну форму, близьку до форми еліпса із найбільшим розміром вздовж осі x . Це відповідає практичним даними і указує на те, що під час розсвердлювання отвору із припуском, що нерівномірно знімається, складно домогтися необхідної точності обробки у зв'язку із виникненням у технологічній системі пружних переміщень.

Криву O_1O на рис. 5.1 можна представити аналітично, виражаючи величину пружного переміщення свердла y , що описується залежністю (5.16), через координати x і z :

$$x = y \cdot \cos \alpha = A \cdot \cos^2 \alpha; \quad (5.19)$$

$$z = y \cdot \sin \alpha = A \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha, \quad (5.20)$$

де
$$A = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}.$$

Після перетворень залежностей (5.19) і (5.20), отримано:

$$\cos \alpha = \sqrt{\frac{x}{A}}; \quad (5.21)$$

$$\sin \alpha = \sqrt{1 - \cos^2 \alpha} = \sqrt{1 - \frac{x}{A}}; \quad (5.22)$$

$$z = A \cdot \sqrt{\frac{x}{A}} \cdot \sqrt{1 - \frac{x}{A}} \quad (5.23)$$

або

$$z^2 + x^2 = A \cdot x. \quad (5.24)$$

Також після перетворення рівняння (5.24) маємо:

$$z^2 + \left(x - \frac{A}{2}\right)^2 = \frac{A^2}{4}. \quad (5.25)$$

У результаті отримано рівняння кола радіусом $A/2$ зі зміщенням його центра вздовж осі x на величину $A/2$ (рис. 5.1). Отже, положення осі свердла у різні моменти часу (залежно від положення лез свердла) описується рівнянням кола радіусом $A/2$. Очевидно, чим менше параметр A , тим точніше буде оброблюваний отвір.

Із залежності (5.16) витікають основні напрями зменшення похибок обробки отвору під час розсвердлювання. Вони полягають у зменшенні величини $\Delta \rightarrow 0$ та відношення $\sigma/K_{piз}$, збільшенні жорсткості технологічної системи c і кута $\varphi \rightarrow 90^0$.

Важливою умовою зменшення похибок обробки отвору слід розглядати процес його розсвердлювання за 2 проходи свердла. Під час другого проходу свердла параметр Δ дорівнює пружному переміщенню y_1 , яке виникло під час першого проходу свердла. Тоді залежність (5.16) із урахуванням умови $\alpha = 0$ опишеться:

$$y_1 = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (5.26)$$

Під час другого проходу свердла величина пружного переміщення y_2 визначається залежністю, яка аналогічна залежності (5.26):

$$y_2 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (5.27)$$

Оскільки знаменник залежності (5.27) більше одиниці, то справедлива умова $y_2 < y_1$, тобто після другого проходу свердла величина пружного переміщення y_2 зменшиться.

Аналогічно можна визначити величину пружного переміщення y_3 , яке виникає під час третього проходу свердла:

$$y_3 = \frac{y_2}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2} = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^3}. \quad (5.28)$$

Відповідно, після n -го проходу свердла:

$$y_n = \frac{y_{n-1}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^{n-1}} = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n} = \frac{\Delta}{\varepsilon^n}. \quad (5.29)$$

Після багаторазового проходження отвору свердлом (одного діаметру) величина пружного переміщення y_n , що визначає положення осі вигнутого свердла, відповідно до залежності (5.29), суттєво зменшиться (рис. 5.2,а). Однак похибка розміру отвору Δy_n залишиться незмінною, яка визначається похибкою розміру отвору, утвореною після першого проходу свердла (рис. 5.2,а). Тому для зменшення величини Δy_n необхідно кожен наступний прохід здійснювати свердлом більшого діаметра. Оскільки діаметр свердла не входить у залежність (5.29) для визначення величини пружного переміщення, то це дозволить виконати умову $y_n = \Delta y_n \rightarrow 0$ і виключити розбивку отвору,

викликану змінням нерівномірного припуску (рис. 5.2,б). Власне, цим можна пояснити те, що на практиці, як правило, розсвердлювання отвору здійснюють із використанням двох свердел різного діаметра. Одне свердло (меншого діаметра) призначене для попередньої обробки отвору, а друге свердло (більшого діаметра, рівного необхідному діаметру оброблюваного отвору) призначене для остаточної обробки, тобто для забезпечення потрібних параметрів точності обробки.

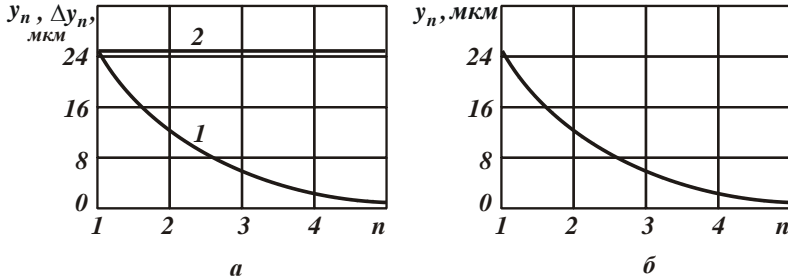


Рисунок 5.2 – Залежність величин y_n (1) і Δy_n (2) від n
 для $\Delta = 50$ мкм і $\varepsilon = 2$: а – обробка отвору одним свердлом;
 б – обробка отвору свердлами різного діаметру

На основі отриманого теоретичного рішення можна здійснити оцінювання технологічних можливостей зменшення похибки обробки отвору під час розточування, тобто під час обробки отвору інструментом із одним лезом. Розмір пружного переміщення різця y в цьому випадку визначається із рівняння (5.1) із урахуванням умови $P_{y2} = 0$:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot (t_1 - y) \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{pi3}}. \quad (5.30)$$

Звідки

$$y = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (5.31)$$

Порівнюючи залежності (5.31) і (5.16), видно, що під час розточування отвору величина пружного переміщення різця y більше, ніж під час розсвердлювання отвору, оскільки більше чисельник і менше знаменник залежності (5.31). Це зумовлено тим, що під час розсвердлювання отвору на леза свердла діють дві протилежно спрямовані радіальні складові сили різання, тоді як під

час розточування отвору на різець діє лише одна радіальна складова сили різання. Очевидно, сумарна радіальна складова сили різання під час розсвердлювання за однакових умов обробки буде менше, ніж під час розточування, що визначає менші значення величини пружного переміщення y (осі свердла).

Уточнення на розмір на проході інструменту ε [82; 140], що дорівнює знаменнику залежності (5.31), більше під час розсвердлювання отвору. Отже, у цьому випадку забезпечується зменшення пружного переміщення свердла та підвищення стійкості процесу. Однак, у даному випадку через те, що у різанні приймають участь два протилежно розташовані леза свердла, відбувається збільшення діаметра оброблюваного отвору на величину пружного переміщення. Як показано раніше, це призводить до розбивки отвору та зниження точності обробки. Повторний прохід свердла не дозволяє виправити похибку обробки, оскільки при цьому зменшується зсув осі свердла відносно осі отвору, що призводить до ще більшої розбивки отвору. Тому повторний прохід слід здійснити свердлом більшого діаметра або ж обробити отвір послідовно зенкером і розверткою, що дозволить, завдяки збільшенню кількості працюючих лез інструмента, зменшити похибку обробки і, відповідно, підвищити точність оброблюваного отвору.

Під час розточування отвору в різанні приймає участь лише одне лезо і тому виникнення у технологічній системі пружного переміщення не призводить до перевищення діаметра оброблюваного отвору номінального значення. Власне, у цьому полягає принципова відмінність закономірностей формування похибок обробки під час розсвердлювання й розточування отворів, тобто під час обробки отворів мірним та немірним інструментами. Отже, під час розточування отвору потенційно може бути виключена розбивка отвору та забезпечена більш висока точність обробки, порівняно із розсвердлюванням отвору.

Під час розточування отвору глибина різання t_1 , що входить у залежність (5.31), визначається із урахуванням залежності (5.9):

$$t_1 = R - O_1A = R + (\Delta \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)}). \quad (5.32)$$

Після множення та ділення виразу в дужках залежності (5.32) на спряжену величину $(\Delta \cdot \cos \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)})$, отримано:

$$t_1 = R - \frac{(r^2 - \Delta^2)}{\left[\Delta \cdot \cos \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} \right]}. \quad (5.33)$$

Як витікає із залежності (5.33), зі збільшенням кута α глибина різання t_1 зменшується. Найбільше значення t_1 досягається за умов $\alpha=0$ і $t_1 = R - r + \Delta$. Відповідно, найбільше значення пружного переміщення y , виходячи із залежності (5.31), визначається:

$$y = \frac{(R - r + \Delta)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (5.34)$$

Як і під час розсвердлювання отвору, під час розточування отвору зменшити величину пружного переміщення y (за умови знімання всього припуску за один прохід інструмента) можна збільшенням параметрів c , φ і зменшенням σ / K_{pi3} і S .

На рис. 5.3 показано траєкторію переміщення осі розточувальної системи в часі. Відповідно до розрахункової схеми, показаної на рис. 1, під час різання із глибиною різання t_1 розточувальна система деформується в позитивному напрямі осі x , а під час різання з глибиною різання t_2 – у негативному напрямі осі x , приймаючи менші значення величини y . У результаті вісь розточувальної системи описує складну геометричну фігуру, яка на відміну від процесу розсвердлювання отвору (рис. 5.1) розташована у двох напівплощинах: $x > 0$ і $x < 0$.

За умови $\Delta=0$ вісь розточувальної системи в часі буде переміщатися вздовж кола із радіусом, рівним величині y (рис. 5.3,б).

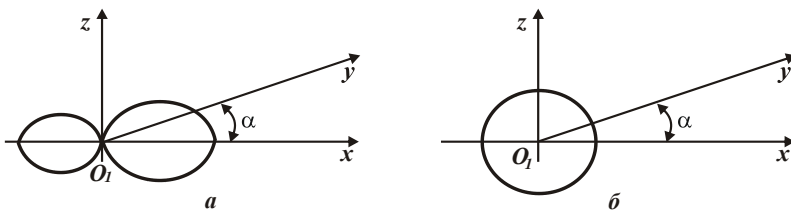


Рисунок 5.3 – Траєкторія руху осі розточувальної системи за її одне обертання для умов $\Delta > 0$ (а) і $\Delta = 0$ (б)

Однією з важливих умов зменшення похибки обробки отвору є здійснення процесу розсвердлювання за декілька проходів інструмента. У зв'язку із цим слід провести оцінювання можливості зменшення похибок обробки отвору під час розточування шляхом збільшення кількості проходів інструмента (без

збільшення поперечної подачі, тобто за умов обробки у розмір). Величина пружного переміщення y_1 , що виникає на першому проході інструмента, описується залежністю (5.34). Для зручності аналізу подаємо її у вигляді:

$$y_1 = \frac{t_{11}}{\varepsilon}, \quad (5.35)$$

де t_{11} – номінальна глибина різання на першому проході інструмента, м;

$$\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} - \text{уточнення на розмір на проході інструмента.}$$

На другому проході інструмента величина y_2 визначиться:

$$y_2 = \frac{t_{12} + y_1}{\varepsilon} = \frac{t_{12}}{\varepsilon} + \frac{t_{11}}{\varepsilon^2}, \quad (5.36)$$

де t_{12} – номінальна глибина різання на другому проході інструмента, м.

Якщо прийняти, що знімання всього припуску $t_1 = R - r + \Delta$ здійснюється за два проходи інструмента, тобто $t_1 = t_{11} + t_{12}$, то остаточно отримано:

$$y_2 = \frac{t_1}{\varepsilon} - \frac{t_{11}}{\varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right). \quad (5.37)$$

Із отриманої залежності (5.37) витікає, що зменшити величину пружного переміщення y_2 можна збільшенням t_{11} . Найменше значення величини пружного переміщення y_2 досягається за умови $t_{11} = t_1$. Тоді із виразу $t_1 = t_{11} + t_{12}$ витікає, що $t_{12} = 0$. Цим показано, що ефективно весь припуск величиною t_1 видалити на першому проході, а другий прохід здійснити виходжувальним (без поперечної подачі) з метою зменшення величини пружного переміщення y_2 , яка у даному випадку опишеться залежністю:

$$y_2 = \frac{t_1}{\varepsilon^2}. \quad (5.38)$$

Як видно, під час знімання припуску величиною t_1 за два проходи інструмента величина пружного переміщення y_2 менше, ніж під час знімання того ж припуску за один прохід. Тому з точки зору зменшення величини пружного переміщення y_2 ефективно знімання всього припуску здійснювати за два проходи.

Необхідно зазначити, що фактична глибина різання на другому проході дорівнює величині пружного переміщення y_1 , що виникає на першому проході інструмента. Оскільки величина y_1 невелика, то здійснити процес різання лезовим інструментом у цих умовах достатньо складно у зв'язку із підви-

щеною енергоємністю обробки (збільшенням параметра ε). Набагато простіше здійснити процес різання в цих умовах абразивним інструментом, наприклад, застосовуючи процеси шліфування або хонінгування отворів. Тому під час розточування отворів доцільно збільшувати фактичну глибину різання на другому проході інструмента шляхом перерозподілу величин припусків, що видаляються на першому та другому проходах. Очевидно, на першому проході припуск, що знімається, повинен бути більше, ніж на другому проході. Це не внесе принципових змін у закономірності формування величини пружного переміщення y_2 , оскільки вона при цьому збільшиться несуттєво.

Якщо знімання всього припуску величиною t_1 здійснювати за три проходи інструмента, то на третьому проході інструмента величина пружного переміщення y_3 із урахуванням умови $t_1 = t_{11} + t_{12} + t_{13}$ опишеться залежністю:

$$y_3 = \frac{t_{13} + y_2}{\varepsilon} = \frac{t_{13}}{\varepsilon} + \frac{t_{12}}{\varepsilon^2} + \frac{t_{11}}{\varepsilon^3} = \frac{t_1}{\varepsilon} - \frac{t_{11}}{\varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon^2}\right) - \frac{t_{12}}{\varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right), \quad (5.39)$$

де t_{13} – номінальна глибина різання на третьому проході інструмента, м.

Як витікає із залежності (5.39), зменшити величину пружного переміщення y_3 можна збільшенням параметрів t_{11} і t_{12} . Однак, оскільки вико-

нується умова $\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^2}\right) > \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)$, то найменше значення величини пружного

переміщення y_3 досягається за умов $t_{11} = t_1$; $t_{12} = t_{13} = 0$, тобто, за суттю, знімання всього припуску величиною t_1 необхідно здійснити за один прохід інструмента, а другий і третій проходи повинні бути виходжувальними, коли процес різання відбувається лише під дією пружно-відновлювальної сили, що виникає в технологічній системі. У цьому випадку величина y_3 опишеться залежністю:

$$y_3 = \frac{t_1}{\varepsilon^3}. \quad (5.40)$$

Очевидно, величина пружного переміщення y_3 менше величин y_2 і y_1 . Отже, з точки зору зменшення величини пружного переміщення і, відповідно, підвищення точності обробки отвору доцільно знімання всього припуску здійснювати за три проходи інструменту. Оскільки фактичні глибини різання на другому і третьому проходах інструмента, відповідно, дорівнюють величинам пружних переміщень і приймають невеликі значення, то ефективно номінальні глибини різання на другому і третьому проходах встановлювати ненульовими, зменшивши при цьому номінальну глибину різання на першо-

му проході. Це не призведе до помітного збільшення величини y_3 , проте дозволить зменшити енергоємність обробки (умовне напруження різання σ).

Якщо знімання всього припуску величиною t_1 здійснювати за n проходів інструмента, то величина пружного переміщення y_n із урахуванням

умов $t_1 = R - r + \Delta$ та $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}$ визначиться:

$$y_n = \frac{t_1}{\varepsilon^n} = \frac{(R - r + \Delta)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}. \quad (5.41)$$

Як витікає із залежності (5.41), зі збільшенням кількості проходів n величина пружного переміщення y_n зменшується за законом убутної геометричної прогресії (рис. 5.4), що сприяє підвищенню точності обробки отвору.

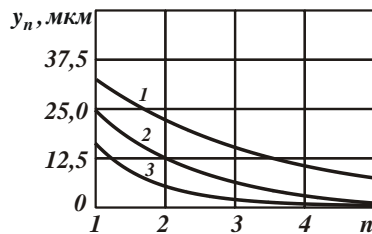


Рисунок 5.4 – Залежність пружного переміщення y_n від кількості проходів інструмента n : 1 – $\varepsilon = 1,5$; 2 – $\varepsilon = 2$; 3 – $\varepsilon = 3$

За фізичною суттю, залежність (5.41) визначає закономірності зміни величини пружного переміщення y_n під час виходжування, тобто процес виходжування є найбільш ефективним з точки зору забезпечення високої точності обробки.

Із залежності (5.41) також витікає, що зі збільшенням кількості проходів інструмента n під час розточування отвору можна виконати умову $y_n \rightarrow 0$. При цьому діаметр оброблюваного отвору не збільшується, як це має місце під час розсвердлювання. Оскільки глибина різання не входить у залежність (5.41), то знімання всього припуску t_1 , як показано раніше, доцільно здійснити за декілька проходів інструмента. Дана умова еквівалентна збільшенню діаметра свердла з кожним його наступним проходом, згідно залежності (5.29). Однак під час розсвердлювання необхідно застосовувати свердла різ-

ного діаметра, тоді як під час розточування ця умова виконується із застосуванням одного різця, що спрощує обробку отвору.

Незважаючи на більш високі значення пружних переміщень, що виникають на першому проході різця під час розточування отвору, даний метод забезпечує їх зменшення на наступних проходах порівняно з розсвердлюванням отвору. Отже, процес розточування дозволяє досягти більш високої точності обробки порівняно із процесом розсвердлювання отвору, який можна ефективно використати лише за попередньої обробки, тобто під час знімання основної частини припуску. Підвищити ефективність процесу розсвердлювання можна, наприклад, шляхом застосування однолезового свердла, що працює за принципом розточувального різця.

У залежність (5.41) входить невизначена величина – кількість проходів інструмента n . Очевидно, визначити її можна на основі використання критерія найменшого основного часу обробки τ на технологічній операції з урахуванням обмеження за заданою величиною y_n , що визначає точність оброблюваного отвору:

$$\tau = \frac{l \cdot n}{S_{\text{позд}}} = \frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot n}{S \cdot V}, \quad (5.42)$$

де l – довжина оброблюваного отвору, м;

$S_{\text{позд}} = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

V – швидкість різання, м/с;

S – подача, м/об.;

D – діаметр отвору, м.

Змінною величиною слід розглядати подачу S , яку можна встановити із урахуванням уточнення

$$\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}. \quad (5.43)$$

Звідки

$$S = \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{(\varepsilon - 1) \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}. \quad (5.44)$$

Тоді з урахуванням виразу $t / y_n = \varepsilon_{\text{сум}}$ (де $\varepsilon_{\text{сум}} = \varepsilon^n$ – сумарне уточнення на розмір) залежність (5.43) набуде вигляду:

$$\tau = \frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot \cos \varphi \cdot \sigma \cdot \left(\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1 \right) \cdot n}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}. \quad (5.45)$$

Підпорядковуючи залежність (5.45) необхідній умові екстремуму: $\tau'_n = 0$, визначено найменший основний час обробки, який досягається за умови $n \rightarrow \infty$:

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot \cos \varphi \cdot \sigma \cdot \ln \varepsilon_{сум}}{c \cdot K_{piz} \cdot V}. \quad (5.46)$$

Із залежності (5.46) витікає, що домогтися зменшення основного часу обробки τ_{min} можна шляхом зменшення параметрів σ / K_{piz} , $\varepsilon_{сум}$ і збільшення c і V . Подача S визначається залежністю:

$$S = \frac{c \cdot K_{piz}}{\left(\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} - 1\right) \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}. \quad (5.47)$$

На рис. 5.5,а показано характер зміни подачі S від кількості проходів інструмента n за умови $\frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot \cos \varphi} = 1$ ($c = 3 \cdot 10^3$ Н/мм; $\sigma = 3 \cdot 10^3$ Н/мм²; $K_{piz} = 1$; $\cos \varphi = 1$). Як видно, зі збільшенням кількості проходів інструмента n подача S безперервно збільшується. Швидкість поздовжньої подачі $S_{noz\partial} = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D}$ при цьому також збільшується.

На рис. 5.5,а показано характер зміни подачі S та швидкості поздовжньої подачі $S_{noz\partial}$ від кількості проходів інструмента n для $D = 10$ мм і $V = 1570$ мм/с.

Розрахунки, виконані на основі залежностей (5.45) і (5.46) із урахуванням умови $\frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot \cos \varphi \cdot \sigma}{c \cdot K_{piz} \cdot V} = 1$ с ($D = 10$ мм; $l = 50$ мм; $c = 3 \cdot 10^3$ Н/мм; $\sigma = 3 \cdot 10^3$ Н/мм²; $K_{piz} = 1$; $\cos \varphi = 1$; $V = 1570$ мм/с), показали (рис. 5.5,б), що основний час обробки τ зі збільшенням кількості проходів інструмента n (у межах 1 – 3 проходів) інтенсивно зменшується, потім асимптотично наближається до значення τ_{min} . Тому знімання нерівномірного припуску доцільно здійснювати за 2 – 3 проходи.

Очевидно, найкращого результату можна отримати за умови застосування схеми виходжування, однак, у зв'язку із незначними фактичними глибинами різання на другому і третьому проходах (рівними величинам пружних переміщень) припуск, що знімається, доцільно перерозподілити за проходами. Наприклад, на першому проході видалити 75 % загального припуску, а на другому і третьому проходах – відповідно, 15 % і 10 % загального припуску

(рис. 5.6). Такий підхід дозволить зменшити енергоємність обробки (умовне напруження різання σ) на другому і третьому проходах, у зв'язку зі зменшенням відношення товщини зрізу a і радіуса округлення леза інструмента ρ (тобто a/ρ), та забезпечити високоточну обробку отвору. Це узгоджується із практичними даними [9].

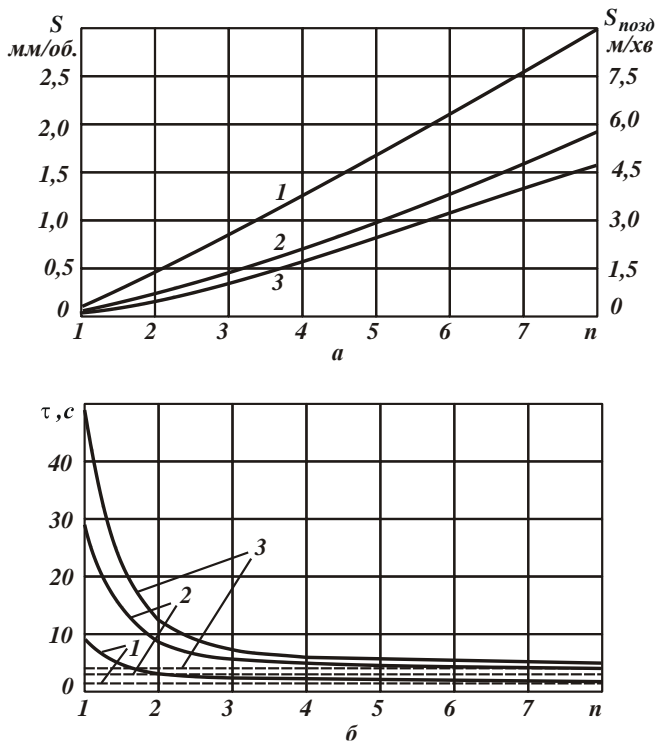


Рисунок 5.5 – Залежності подачі S та швидкості поздовжньої подачі $S_{позд}$ (а) і основного часу обробки τ (б) від кількості проходів інструмента n :

$$1 - \varepsilon_{сум} = 10; 2 - \varepsilon_{сум} = 30; 3 - \varepsilon_{сум} = 50$$

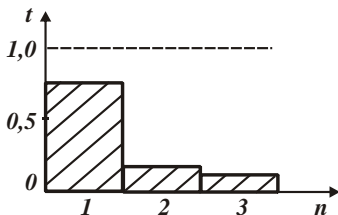


Рисунок 5.6 – Характер зміни глибини різання за проходками

Таким чином, теоретично обґрунтовано практичні рекомендації, які можуть бути використано для ефективного здійснення процесу розточування отворів. Показано, що розподіл припуску за проходими під час розточування отвору підпорядковується закону спадної геометричної прогресії, який описує закономірності зміни величини пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час виходжування.

5.2. Технологічні закономірності підвищення точності та продуктивності механічної обробки

Сучасне машинобудування вимагає високопродуктивного й високоточного виготовлення деталей машин на основі використання інноваційних технологій механічної обробки, високообертових металоріжучих верстатів із числовим програмним управлінням (ЧПУ) типу "обробний центр" та прогресивних конструкцій ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва. Із їх застосуванням на промислових підприємствах України з'явилися нові перспективи підвищення точності й продуктивності обробки та виготовлення конкурентоспроможної машинобудівної продукції, успішному виходу промислових підприємств на міжнародні ринки. Однак, як показує практика, технологічні можливості цих металоріжучих верстатів із ЧПУ та ріжучих інструментів недостатньо вивчені. Фактично відсутні науково обґрунтовані рекомендації щодо вибору раціональних методів обробки, режимів різання та характеристик інструментів, що не дозволяє забезпечити значне підвищення продуктивності та точності обробки. Це ускладнює їх практичне використання та вимагає проведення подальших досліджень. Тому для ефективного застосування в машинобудівному виробництві сучасних технологій механічної обробки необхідно вміти визначати раціональні умови обробки, які забезпечують, в першу чергу, високі показники точності й продуктивності обробки. Для цього важливо розробити математичну модель управління пружними переміщеннями під час механічної обробки, які є найбільш суттєвим чинником підвищення точності та продуктивності обробки. Для вибору найкращих варіантів механічної обробки за критеріями точності та продуктивності слід здійснити теоретичне порівняння величин пружних переміщень, виникаючих під час шліфування та лезової обробки.

Необхідно зазначити, що проблемі математичного моделювання пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під час механічної обробки, у науково-технічній літературі приділено достатньо велику увагу

[10; 39; 51; 56]. В основному це відноситься до методів шліфування [38; 137], на яких остаточно формуються параметри точності обробки. На цій основі розроблено ефективні технологічні процеси шліфування, які поєднують операції попередньої й кінцевої обробки із забезпеченням достатньо високих показників точності та продуктивності обробки [19; 38; 50; 129]. Однак, при цьому технологічні можливості управління пружними переміщеннями в умовах лезової обробки вивчені недостатньо повно. Це вимагає пошуку нових технологічних рішень для їх практичної реалізації. Тому важливо з єдиних позицій провести теоретичний аналіз шляхів зменшення пружних переміщень, виникаючих в умовах шліфування та лезової обробки, й на цій основі визначити найбільш ефективні методи обробки, які забезпечують найбільш значне підвищення точності та продуктивності обробки.

Для обґрунтування технологічних закономірностей підвищення точності та продуктивності механічної обробки аналітично визначено пружні переміщення (похибки розміру та форми поверхні), які виникають під час точіння, шліфування, розточування, свердління й фрезування.

Для розрахунку пружного переміщення y під час поздовжнього точіння слід скористатися рівнянням рівноваги технологічної системи, що знаходиться під дією радіальної складової сили різання P_y і пружно-відновлювальної сили $c \cdot y$ [71]:

$$\frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{K_{piz}} \cdot (t - y_1) = c \cdot y_1. \quad (5.48)$$

де c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;
 t – глибина різання, м;
 φ – головний кут різця у плані.

Тоді, виходячи із залежності (5.48), величина пружного переміщення на першому проході інструмента y_1 визначиться залежністю:

$$y_1 = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}; \quad (5.49)$$

Зі збільшенням кількості проходів інструмента n пружне переміщення y визначиться залежністю:

$$y_2 = \frac{t + y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} + \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2}; \quad (5.50)$$

$$\begin{aligned}
 y_3 &= \frac{t + y_2}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \\
 &= \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} + \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2} + \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^3}. \quad (5.51)
 \end{aligned}$$

У підсумку прийшли до геометричної прогресії зі знаменником $q = \frac{1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}$. Отже, зі збільшенням кількості проходів інструмента n

величина пружного переміщення y_n безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення, яке визначається сумою нескінченної геометричної прогресії:

$$y_n = t \cdot \left(\frac{a_1}{1-q}\right) = \frac{t}{\left(\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{\sigma \cdot Q \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{pi3} \cdot V}, \quad (5.52)$$

де $a_1 = \frac{1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}$ – перший член геометричної прогресії;

$Q = S \cdot t \cdot V$ – продуктивність обробки, м³/с.

Із порівняння залежностей (5.49) – (5.52), видно, що під час першого проходу інструмента пружне переміщення y_1 менше, ніж на кожному наступному проході (тобто $y_1 < y_n$). Отже, ефективно знімання всього припуску в умовах поздовжнього точіння здійснювати за один прохід інструмента. Це дозволить зменшити величину пружного переміщення, що виникає у технологічній системі, та, відповідно, підвищити точність і продуктивність обробки.

В умовах круглого поздовжнього шліфування $K_{pi3} = P_z / P_y = K_{ш}$ (де $K_{ш}$ – коефіцієнт шліфування), а радіальна складова сили різання P_y визначається залежністю [131]:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot Q}{K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (5.53)$$

де $Q = H \cdot t \cdot V_{дет}$ – продуктивність обробки, м³/с;

H – ширина шліфування, м.

Тоді, із урахуванням залежностей (5.48) і (5.53), пружне переміщення y визначиться:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}. \quad (5.54)$$

За умови рівноваги технологічної системи, що знаходиться під дією радіальної складової сили різання P_y і пружно-відновлювальної сили $c \cdot y$, виходячи із залежності (5.54), маємо:

$$\frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}{K_{uw} \cdot V_{кр}} \cdot (t - y_1) = c \cdot y_1. \quad (5.55)$$

Після перетворень рівняння (5.55) величина пружного переміщення на першому проході шліфувального круга y_1 визначиться залежністю:

$$y_1 = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)}. \quad (5.56)$$

Пружні переміщення y за n проходками круга визначаються:

$$y_2 = \frac{t + y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)} = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)} + \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)^2}; \quad (5.57)$$

$$\begin{aligned} y_3 &= \frac{t + y_2}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)} = \\ &= \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)} + \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)^2} + \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)^3}. \end{aligned} \quad (5.58)$$

Аналіз залежностей (5.56) – (5.58) показує, що має місце геометрична прогресія зі знаменником $q = \frac{1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)}$, тобто зі збільшенням кількості

проходів інструмента n величина пружного переміщення y_n безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення:

$$y_n = t \cdot \left(\frac{a_1}{1 - q}\right) = \frac{t}{\left(\frac{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)} = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{uw} \cdot V_{кр}}, \quad (5.59)$$

де $a_1 = \frac{1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{дем}}\right)}$ – перший член геометричної прогресії.

Як відомо, відношення $\sigma / K_{піз}$ в умовах точіння значно менше, ніж в умовах шліфування (у зв'язку із меншою інтенсивністю тертя у зоні різання). Тому, порівнюючи залежності (5.52) і (5.59), та незважаючи на умову $V_{кр} > V$, в умовах точіння можна досягти зменшення пружного переміщення y_n і, відповідно, підвищення точності та продуктивності обробки. Виходячи із цього, у роботі обґрунтовано умови підвищення точності обробки отвору лезовими інструментами [94]. Для цього визначено похибку форми оброблюваного отвору (як різницю найбільшого y_1 і найменшого y_2 пружного переміщень у двох протилежних напрямках) під час розточування (рис. 5.7) за проходками інструмента із розбіжністю осей різця та отвору на величину Δ :

$$\Delta y_1 = y_1 - y_2 = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} - \frac{t_2}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}; \quad (5.60)$$

$$\Delta y_2 = \frac{t + y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} - \frac{t + y_2}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2}; \quad (5.61)$$

$$\Delta y_n = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}, \quad (5.62)$$

де $t_1 = t + \Delta$; $t_2 = t - \Delta$ – максимальна і мінімальна глибини різання, м.

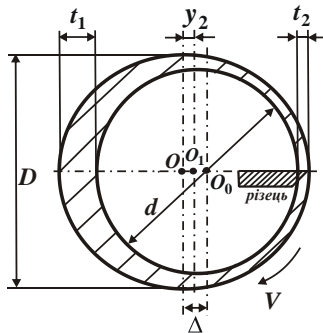


Рисунок 5.7 – Розрахункова схема пружного переміщення під час розточування отвору із початковим діаметром d

Як витікає із залежностей (5.60) – (5.62), зі збільшенням кількості проходів інструмента n величина y_n прагне до нуля. Це дозволяє усунути похибку форми оброблюваного отвору у вигляді невісесиметричності. За умови $(\frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} > 1)$ можна значно швидше домогтися заданої точності форми оброблюваної поверхні. Це досягається застосуванням технологій розточування отворів різцями із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються високою твердістю й гостротою ріжучої кромки та дозволяють зменшити умовне напруження різання σ . Виходячи із цього, також ефективним є застосування сучасних збірних твердосплавних і керамічних різців зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва.

У роботі визначено пружні переміщення свердла за n проходів під час розсвердлювання отвору зі зміщенням осі свердла із центром O відносно осі оброблюваного отвору із центром O_0 на величину Δ (рис. 5.8):

$$y_1 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{K_{piz} \cdot c}; \quad (5.63)$$

$$y_2 = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{K_{piz} \cdot c} \right)^2 \cdot \Delta; \quad (5.64)$$

$$y_n = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{K_{piz} \cdot c} \right)^n \cdot \Delta. \quad (5.65)$$

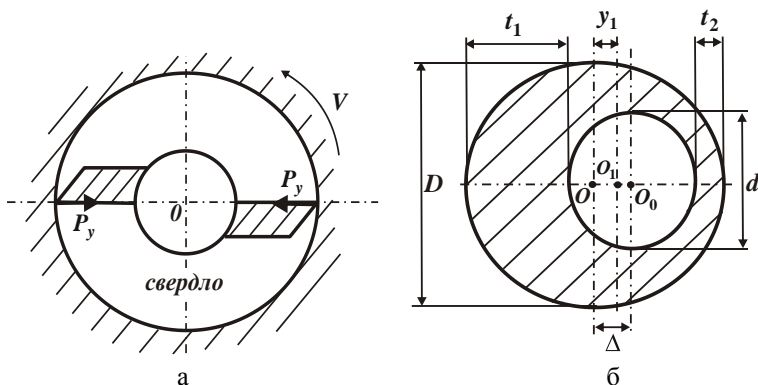


Рисунок 5.8 – Схема процесу розсвердлювання отвору (а) та розрахункова схема визначення величини пружного переміщення свердла під час розсвердлювання отвору із початковим діаметром d (б)

Сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ та уточнення на проході ε визначають залежностями:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\Delta}{y_n} = \left(\frac{K_{\text{піз}} \cdot c}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \right)^n; \quad (5.66)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta}{y_1} = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = \dots = \frac{y_{n-1}}{y_n} = \frac{K_{\text{піз}} \cdot c}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}. \quad (5.67)$$

Оскільки уточнення на проході $\varepsilon > 1$, то, виходячи із залежності (5.67), відношення $\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{K_{\text{піз}} \cdot c} < 1$. Отже, із кожним наступним проходом свердла

величина його пружного переміщення зменшується $y_n \rightarrow 0$. Це також витікає із залежностей (5.63) – (5.65). Однак, похибка форми отвору буде визначатися величиною пружного переміщення свердла на першому проході, яке описується залежністю (5.63). Чим воно менше, тим менше похибка форми отвору. Тому необхідно всі параметри, які входять до чисельника залежності (5.63), зменшувати, а всі параметри, які входять до знаменника залежності (5.63), навпаки, збільшувати.

Таким чином встановлено, що основним недоліком обробки отворів мірними осьовими інструментами (свердлами, зенкерами, розвертками) є перевищення діаметром обробленого отвору діаметра інструмента у зв'язку із нерівномірністю припуску, що знімається, та виникаючими пружними переміщеннями у технологічній системі. Це, як встановлено, знижує точність оброблюваного отвору (точності його розміру й форми).

Важливим чинником підвищення ефективності процесу свердління є застосування сучасних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями. Так, застосування свердла Ø33 мм (корпус свердла KSE250350390; ріжуча пластина SM565330 виготовлена із матеріалу PREMIUM HSS M48 зі зносостійким покриттям TiAlN) виробництва компанії YG1 (Південна Корея) на операції глибокого свердління (із глибиною 220 мм і виходом на циліндричну поверхню деталі з матеріалу 09ГС2) показало його високу працездатність. Це дозволило у 2 рази підвищити продуктивність. Основний час обробки τ отвору склав 2 хв, а за існуючою технологією свердління отвору із застосуванням традиційного твердосплавного інструмента – 4 хв (рис. 5.9). Частота обертання шпинделя 450 мм/хв; подача 0,33 мм/об.; подача охолоджувальної рідини виконувалася через державку в зону різання. У процесі різання мало місце інтенсивне дроблення та видалення стружки.

Обробка деталі (із 48 отворами) здійснено за 96 хв. Стійкість ріжучої пласти-ни складала 72 отвори або 1,5 деталі (144 хв). Також застосування даного інструмента дозволило виключити із налагодження операцію проміжного свердління.

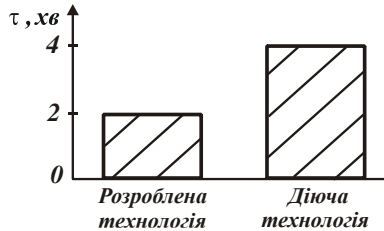


Рисунок 5.9 – Значення основного часу обробки τ отвору свердлінням за розробленою та діючою технологіями

Необхідно звернути увагу на те, що, якщо обробка отвору на першому проході виконується свердлом із діаметром, рівним заданому діаметру оброблюваного отвору, то це призведе до утворення похибки обробки отвору величиною Δ . Причому, усунути цю похибку на наступних проходах свердла неможливо. Тому обробку отвору за кілька проходів доцільно здійснювати свердлами різних діаметрів, збільшуючи діаметр від проходу до проходу. Аналогічно встановлюються діаметри зенкерів і розверток під час обробки отворів за декілька проходів, що забезпечить задану точність оброблюваного отвору.

Під час розточування отвору із нерівномірним припуском, тобто його обробки немірним інструментом, діаметр оброблюваного отвору формується лише завдяки зменшенню величини пружного переміщення різця або деталі, тоді як у попередньому випадку (під час розсвердлювання отвору) діаметр отвору визначався сумою діаметра свердла і його пружного переміщення. Отже, під час розточування отвору значно простіше домогтися необхідної точності його обробки, ніж під час розсвердлювання. Для цього достатньо керувати лише величиною пружного переміщення різця. Так, на першому проході різця величина його пружного переміщення y_1 в радіальному напрямі, виходячи із співвідношень [131]:

$$y_1 = \frac{P_{y1}}{c} = \frac{P_{z1} \cdot \cos \varphi}{K_{piz} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot (t - y_1) \cdot \cos \varphi}{K_{piz} \cdot c}, \quad (5.68)$$

дорівнює:

$$y_1 = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (5.69)$$

де P_{y1} , P_{z1} – радіальна і тангенціальна складові сили різання на першому проході, Н.

Зменшити величину y_1 , згідно залежності (5.69), можна збільшенням другого доданка, що є в знаменнику. На другому проході різця величина його пружного переміщення y_2 визначиться:

$$y_2 = \frac{(t + y_1)}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} + \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2}. \quad (5.70)$$

На n -му проході маємо:

$$y_n = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} + \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2} + \dots + \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}. \quad (5.71)$$

Характер зміни величини y_n , виходячи із залежності (5.71), підкоряється геометричній прогресії, тоді:

$$y_n = y_1 \cdot \frac{(1 - \varepsilon^{-n})}{(1 - \varepsilon)} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t \cdot \cos \varphi}{K_{pi3} \cdot c} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}) = \frac{\sigma \cdot Q \cdot \cos \varphi}{K_{pi3} \cdot c \cdot V} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (5.72)$$

де $\varepsilon = 1 + \frac{K_{pi3} \cdot c}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}$ – уточнення на проході.

Як видно, зі збільшенням кількості проходів різця n величина y_n збільшується. Тому необхідно розточування отвору виконувати за 1 – 3 проходи ріжучого інструмента, збільшуючи відношення $\left(\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} > 1\right)$.

Виходячи із залежності (5.72), зменшити величину y_n за заданою продуктивністю обробки $Q = S \cdot t \cdot V$ можна шляхом збільшення швидкості різання V , пропорційно зменшуючи подачу S або глибину різання t .

На основі залежності (5.72) важливо виконати аналіз можливостей зменшення величини y_n під час внутрішнього шліфування. У цьому випадку кут $\varphi = 0$; $\cos \varphi = 1$; $V = V_{dem}$ і, відповідно, всі закономірності, встановлені

для лезової обробки, залишаються справедливими й для внутрішнього шліфування. Тому доцільно збільшувати швидкість деталі V_{dem} із одночасним зменшенням подачі S й глибини шліфування t . Це сприяє підвищенню точності та продуктивності обробки.

Як відомо, в умовах шліфування умовне напруження різання σ більше, ніж в умовах лезової обробки із-за інтенсивного тертя шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Тому уточнення на проході ε буде менше, що призведе до збільшення величини ε^{-n} і зменшення множника $(1 - \varepsilon^{-n})$ у залежності (5.72). Це певною мірою компенсує збільшення величини y_n зі збільшенням умовного напруження різання σ . Тому збільшення y_n під час внутрішнього шліфування не є настільки значним порівняно із лезовою обробкою. В умовах глибинного внутрішнього шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі V_{dem} величина y_n збільшиться. Отже, у цьому випадку доцільно використати схему багатопрохідного внутрішнього шліфування.

В умовах розфрезування отвору величина y_n підпорядковується тим самим закономірностям, що й в умовах розточування та внутрішнього шліфування. Так, пружне переміщення на першому і n -му проходах визначається:

$$y_1 = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{фр}}{\sigma \cdot H \cdot V_{dem}}\right)}; \quad (5.73)$$

$$y_n = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{piz} \cdot V_{фр}}, \quad (5.74)$$

де $Q = H \cdot t \cdot V_{dem}$ – продуктивність обробки, м³/с;

H – ширина фрезування, м;

$V_{dem}, V_{фр}$ – швидкості деталі та фрези, м/с.

Порівнюючи залежності (5.73) і (5.74), видно, що на першому проході величина пружного переміщення менше, ніж на n -му проході. Оскільки під час високошвидкісного розфрезування отвору відношення σ / K_{piz} менше, ніж під час шліфування, а $V_{фр} \approx V_{кр}$, то у цьому випадку (із порівняння залежностей (5.59) і (5.74)) величина y_n буде меншою, ніж під час шліфування. Це дозволить підвищити точність та продуктивність обробки порівняно із шліфуванням. Це також укаже на ефективність застосування на фінішних операціях обробки отворів сучасних технологій лезової обробки замість традиційних технологій шліфування.

Отже, ефективно обробку отвору розфрезуванням здійснювати в умовах високошвидкісного різання. Завдяки збільшенню кількості одночасно працюючих ріжучих лез фрези, це дозволить підвищити продуктивність і точність обробки порівняно із процесами розточування та внутрішнього шліфування й, тим більше, порівняно із процесом розсвердлювання отвору. Цим показано, що із точки зору підвищення продуктивності та точності методи механічної обробки отворів немірними інструментами (різцями, шліфувальними кругами, фрезами) мають більше технологічних можливостей, ніж методи обробки мірними осьовими інструментами (свердлами, зенкерами, розвертками). Таким чином, у роботі отримала подальший розвиток і поліпшення математична модель визначення величини пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час механічної обробки, яка відрізняється від існуючих моделей тим, що узагальнює аналітичне описання пружного переміщення, виникаючого під час шліфування та лезової обробки. Це дозволило із єдиних позицій із урахуванням енергоємності обробки (умовного напруження різання σ) виконати теоретичне порівняння величин пружного переміщення для різних технологій механічної обробки (точіння, шліфування, розточування, свердління й фрезування) та вибрати найбільш ефективні варіанти високоточної та високопродуктивної фінішної механічної обробки.

5.3. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення похибок обробки під час розточування отворів

Проведемо більш детальний аналіз умов зменшення похибок обробки під час розточування отворів, обумовлених пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі.

Величина пружного переміщення y , що виникає у технологічній системі на першому проході інструмента, визначається залежністю (5.31).

Зменшити величину y можна зменшенням параметрів σ , S , t і збільшенням c і K_{piz} . Очевидно, зменшення подачі S та глибини різання t призводить до зменшення продуктивності обробки, що є неефективним. Тому доцільно зменшувати відношення σ / K_{piz} (яке визначає, за суттю, енергоємність обробки) та збільшувати жорсткість технологічної системи c .

Зменшити відношення σ / K_{piz} можна підвищенням ріжучої здатності інструмента (застосуванням більш твердих та зносостійких інструментальних

матеріалів, а також зносостійких покриттів інструментів) та зниженням інтенсивності тертя у зоні різання. За умов $\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S} > 1$ і $\cos \varphi = 1$ залежність (5.31) набуває спрощеного вигляду:

$$y = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{pi3} \cdot V}, \quad (5.75)$$

де $Q = S \cdot t \cdot V$ – продуктивність обробки, м³/с.

Як витікає із залежності (5.75), збільшити продуктивність обробки Q за заданою похибкою обробки, яка обумовлена величиною пружного переміщення y , можна, в першу чергу, завдяки збільшенню швидкості різання V , тобто переходом у область високошвидкісного різання. При цьому також ефективно зменшувати відношення σ / K_{pi3} та збільшувати жорсткість технологічної системи c .

За умови $\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S} < 1$ фактично справедлива умова $y \approx t$. У цьому випадку знімання оброблюваного матеріалу фактично відсутнє, а в технологічній системі утворюються пружні переміщення, порівняні з глибиною різання. Це пов'язано з низькою жорсткістю технологічної системи c або зі значним затупленням інструмента і, відповідно, збільшення відношення σ / K_{pi3} . У результаті відбувається, свого роду, копіювання вихідної похибки оброблюваної поверхні, тобто вихідна похибка обробки отворів не усувається.

У цьому випадку величина пружного переміщення y визначає точність розміру оброблюваної поверхні: чим менше величина y , тим вище точність розміру оброблюваної поверхні.

Поряд із забезпеченням точності розміру оброблюваної поверхні, під час обробки отвору важливо виконати вимоги відносно точності форми оброблюваної поверхні. Тому заслуговує уваги аналітичне визначення похибки обробки отвору у вигляді неспіввісності, яка є одним із основних параметрів точності обробки отвору (рис. 5.10 [31]).

Припустимо, що вихідна неспіввісність оброблюваного отвору дорівнює величині Δ_0 (відстані між центром вихідного кола отвору O_0 і положенням осі інструмента до обробки O_1). Тоді величини пружних переміщень y_1 і y_2 , які виникають у технологічній системі у моменти різання із найбільшою ($t + \Delta_0$) та найменшою ($t - \Delta_0$) глибинами різання, визначаються:

$$y_1 = \frac{(t + \Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)}; \quad (5.76)$$

$$y_2 = \frac{(t - \Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)}, \quad (5.77)$$

де $t = (D - d)/2$;

d , D – відповідно, діаметри обробленого та оброблюваного отворів, м.

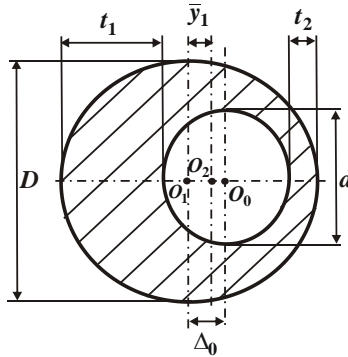


Рисунок 5.10 – Розрахункова схема визначення неспіввісності оброблюваного отвору під час розточування

Неспіввісність отвору, що дорівнює відстані між положеннями осі інструмента до обробки O_1 та під час його першого проходку O_2 , визначиться:

$$\bar{y}_1 = y_1 - y_2 = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)}. \quad (5.78)$$

Із залежності (5.78) витікає, що основним шляхом зменшення величини \bar{y}_1 є зменшення Δ_0 . Інші параметри, які входять у залежність (5.78), впливають на величину \bar{y}_1 так, як і на величину пружного переміщення y в залежності (5.31). Тому закономірності формування величин y і \bar{y}_1 однакові. Відмінність полягає лише у кількісних значеннях глибини різання t та величини $2\Delta_0$, які входять до залежностей (5.31) і (5.78).

За умови $t > 2\Delta_0$ точність обробки отвору обумовлена точністю розміру, а за умови $t < 2\Delta_0$, навпаки, точністю форми оброблюваного отвору.

Важливо встановити, наскільки зменшиться неспіввісність отвору на другому проході інструмента. У цьому випадку найбільша та найменша глибини різання, відповідно, виражаються: $(t + y_1)$ і $(t + y_2)$, де y_1, y_2 – величини пружних переміщень, що виникають у технологічній системі та визначаються залежностями (5.76) і (5.77). Тоді неспіввісність оброблюваного отвору на другому проході інструмента визначиться залежністю, аналогічною залежності (5.5):

$$\bar{y}_2 = \frac{(t + y_1)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)} - \frac{(t + y_2)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{\bar{y}_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{2 \cdot A_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)^2}. \quad (5.79)$$

Порівнюючи залежності (5.78) і (5.79), видно, що величина \bar{y}_2 завжди менше величини \bar{y}_1 , оскільки знаменник залежності (5.79) більше знаменника залежності (5.78). Отже, збільшення кількості проходів інструмента призводить до зменшення неспіввісності оброблюваного отвору.

Аналогічно залежності (5.79), можна визначити неспіввісність оброблюваного отвору, тобто величину \bar{y}_n після n -го проході інструмента:

$$\bar{y}_n = \frac{2 \cdot A_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)^n}. \quad (5.80)$$

Із залежності (5.80) витікає, що величина \bar{y}_n зі збільшенням кількості проходів інструмента n зменшується згідно закону геометричної прогресії, тобто достатньо інтенсивно. Тому задану величину \bar{y}_n можна досягти за відносно невелику кількість проходів інструмента. Однак це справедливо за умови $\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S} > 1$. За умови $\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S} < 1$ досягти зменшення неспіввісності отвору зі збільшенням кількості проходів інструмента значно складніше, оскільки знімання оброблюваного матеріалу фактично відсутнє і виправлення похибки форми отвору не відбувається – має місце копіювання вихідної похибки обробки.

Слід зазначити, що залежність (5.80) не містить глибини шліфування t . Отже, із однаковою ефективністю обробку можна здійснювати за схемою виходжування, тобто без поперечної подачі, і за схемою обробки із поперечною подачею. Однак у другому випадку забезпечується високопродуктивне знімання оброблюваного матеріалу, що передбачає широке практичне використання схеми обробки із поперечною подачею.

Слід також зазначити, що величина пружного переміщення y (яка визначає точність розміру оброблюваного отвору) зі збільшенням кількості проходів інструмента n , як показано у роботі [134], безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до певного значення. Тому із точки зору підвищення точності розміру оброблюваного отвору доцільно знімання припуску здійснювати за один або декілька проходів інструмента, а з точки зору підвищення співвісності отвору, навпаки, необхідно збільшувати кількість проходів інструмента n .

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, що 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, за винятком її збільшення в часі, що важливо під час шліфування із низькою жорсткістю технологічної системи. Для ефективного використання цих процесів шліфування необхідно знати їх технологічні можливості, що базуються на результатах як експериментальних, так і теоретичних досліджень. У зв'язку із цим, важливо розробити математичну модель визначення сили різання, інтенсивності знімання матеріалу та 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.

Дослідження технологічних параметрів процесу шліфування із заданим початковим натягом у технологічній системі знайшло відображення у роботах [50; 131]. У них наведено результати експериментальних досліджень шліфування абразивними та алмазними кругами, зокрема алмазно-іскрового шліфування [8], 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. Показано також [131], що під час роботи абразивного круга у режимі затуплення доцільно використати схему шліфування із початковим натягом у технологічній системі. Це гарантовано забез-

печує зменшення сили різання у часі 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.

У зв'язку із цим, важливо провести теоретичний аналіз силової напруженості даної схеми шліфування та пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі, які визначають параметри точності обробки. За фізичною суттю схема шліфування, що розглядається, аналогічна пружній схемі шліфування, яка здійснюється зі змінним (що зменшується у часі) радіальним зусиллям P_y , яке відповідає радіальній складовій сили різання. Це зусилля дорівнює пружно-відновлюючій силі, що виникає у процесі шліфування [133]:

$$P = c \cdot (\Pi - V_{\text{дет.сп}} \cdot \tau), \quad (5.81)$$

де Π – величина припуску, що знімається та дорівнює початковому натягу у технологічній системі, м;

$V_{\text{дет.сп}}$ – середня швидкість знімання матеріалу за час обробки τ , м/с.

Із урахуванням відомого виразу $P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет.сп}}}{V_{\text{кр}}}$ [131] та зазначеної вище умови $P_y = P$, отримано:

$$V_{\text{дет.сп}} = \frac{\Pi}{\left(\tau + \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} \right)}, \quad (5.82)$$

де F – площа поперечного перерізу оброблюваної прямолінійної деталі, м²;
 $V_{\text{кр}}$ – швидкість круга, м/с.

Як витікає із залежності (5.82), із часом обробки τ середня швидкість знімання матеріалу $V_{\text{дет.сп}}$ зменшується, причому більшою мірою завдяки меншим значенням другого доданку, що входить до знаменника залежності.

Радіальна P_y складова сили різання із урахуванням залежності (5.82) та умови $P_y = P$ виразиться:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F} \right)}. \quad (5.83)$$

Збільшення часу обробки τ , аналогічно характеру зміни середньої швидкості знімання матеріалу $V_{дет.сп}$, призводить до зменшення P_y . Цим і пояснюється ефективність практичного використання схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі, оскільки на кінцевому етапі обробки виконується умова $P_y \rightarrow 0$, а це сприяє зменшенню величини пружного переміщення y , що виникає у технологічній системі [107]:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}, \quad (5.84)$$

та підвищенню показників точності та якості оброблюваної поверхні, продуктивності обробки.

Необхідно зазначити, що домогтися підвищення технологічних показників обробки у цьому випадку, виходячи із залежності (5.83), можна за умови $\frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F} > 1$. В іншому випадку виконується умова $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$, 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 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 припуска, що знімається. У цьому випадку знімання заданого припуску слід здійснювати за декілька переходів, періодично створюючи у технологічній системі початкові натяги, кратні величині припуску, що, безсумнівно, призводить до зниження ефективності шліфування, пов'язаної зі зниженням продуктивності обробки.

Отримане теоретичне рішення справедливе для схеми шліфування із безперервною швидкістю радіальної подачі, що реалізується, наприклад, під час круглого урізному шліфування із безперервною у часі швидкістю радіальної подачі S (рис. 5.11).

Разом із тим, на практиці отримали застосування схеми круглого та плоского шліфування із дискретною у часі швидкістю радіальної подачі. Тому важливо встановити характер зміни знімання матеріалу цієї схеми шліфу-

вання на етапі виходжування, тобто за відключеною радіальною подачею, коли знімання оброблюваного матеріалу відбувається лише під дією виникаючої пружно-відновлюючої сили:

$$P = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}), \quad (5.85)$$

де Π – величина припуска, що знімається, під час плоского шліфування, м;
 n – кількість проходів круга під час шліфування;
 t_{ϕ} – фактична глибина шліфування на проході, м.

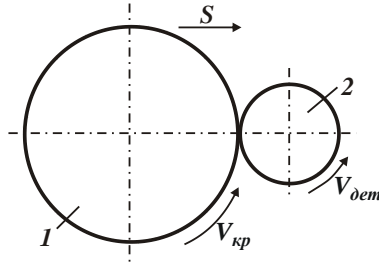


Рисунок 5.11 – Схема круглого урізного шліфування:
 1 – круг; 2 – деталь

У процесі виходжування під час плоского шліфування сила P дорівнює радіальній складовій сили різання P_y , яка виражається наступною аналітичною залежністю:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}}{V_{кр}}, \quad (5.86)$$

де B – ширина шліфування, м;
 $V_{дет}$ – швидкість обертання деталі, м/с.

Підпорядковуючи залежність (5.86) умові $P_y = P$, отримано рівняння щодо невідомої величини – фактичної глибини шліфування на проході t_{ϕ} :

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}}{V_{кр}} = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}). \quad (5.87)$$

Звідки

$$t_{\phi} = \frac{\Pi}{\left(n + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}} \right)}. \quad (5.88)$$

Як видно, залежність (5.88) аналогічна залежності (5.82) із тією відмінністю, що замість часу обробки τ у залежності (5.88) входить параметр n . Отже, всі висновки, зроблені під час аналізу залежності (5.82), залишаються справедливими і для залежності (5.88). 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 (5.88), тобто чим менше відношення $\sigma/K_{ш}$, параметри B , $V_{дет}$, і більше c і $V_{кр}$. Все це сприяє підвищенню точності обробки.

Радіальна P_y складова сили різання із урахуванням залежності (5.88) набуває вигляду:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}\right)}. \quad (5.89)$$

Зі збільшенням кількості проходів n радіальна складова сили різання P_y зменшується, що забезпечує зменшення величини пружного переміщення y , що виникає у технологічній системі,

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}\right)}, \quad (5.90)$$

і, відповідно, підвищення точності та якості оброблюваної поверхні, продуктивності обробки.

Як і в залежності (5.83), домогтися підвищення технологічних показників обробки у цьому випадку можна за умови $\frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}} > 1$. В іншому випадку, виконується умова $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$ і реалізується пружна схема шліфування, а це не дозволить підвищити показники точності та якості оброблюваної поверхні, а, відповідно, і продуктивність обробки від застосування схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі.

Домогтися виконання умови $\frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}} > 1$ найбільш просто завдяки збільшенню відношення $K_{ш}/\sigma$ або зменшенню умовного напруження різан-

ня σ шляхом забезпечення високої гостроти ріжучого рельєфу круга. Ефективним у цьому напрямі є застосування прогресивних методів правлення та забезпечення роботи круга у режимі самозагострювання із метою зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Важливою умовою збільшення другого доданку у знаменнику залежності (5.90) слід розглядати збільшення наведеної жорсткості технологічної системи c , оскільки зменшення параметрів B , V_{dem} і Π , за суттю, призводить до зменшення продуктивності обробки. Збільшення кількості проходів круга n під час шліфування також призводить до зменшення продуктивності обробки, тому доцільно шліфування здійснювати за декілька проходів круга,

що забезпечує виконання умови
$$\frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{dem}} > 1$$
 завдяки збільшенню відно-

шення $K_{ш}/\sigma$ та наведеної жорсткості технологічної системи c . Отже, незважаючи на те, що другий доданок у знаменнику залежності (5.90) включає достатньо велику кількість параметрів, змінюючи які можна домогтися зменшення цього доданку, на практиці можлива реалізація лише двох умов (це збільшення $K_{ш}/\sigma$ і c), які не призводять до зменшення продуктивності обробки. Очевидно, найпростіше реалізувати першу умову шляхом вибору оптимальних характеристик шліфувального круга.

Як зазначалося раніше, схему шліфування із початковим натягом у технологічній системі ефективно використовувати за низькою жорсткістю 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 оброблюваних поверхонь, зокрема, під час шліфування отворів діаметром 6 – 10 мм у кільцях із високотвердих магнітних сплавів АНКО-3А і ЮНДК-18 (HRC 62 – 63) [73].

Так, експериментально встановлено, 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 у технологічній системі періодично натяги та здійснюючи обробку, за суттю, за схемою виходжування. Наприклад, встановлено, що за початковим натягом 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 хв, а при-

пуск величиною 0,8 мм видаляється за 120 хв, 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. Тому дану схему шліфування використано для вирішення задачі підвищення продуктивності обробки під час знімання значних припусків із одночасним забезпеченням підвищення якості обробки завдяки зниженню силової напруженості процесу шліфування.

5.5. Оптимізація параметрів круглого зовнішнього шліфування за критеріями точності та продуктивності обробки

Шліфування є основним методом фінішної обробки деталей машин, що забезпечує високі показники точності та якості оброблюваних поверхонь. Завдяки утворенню найтонших зрізів абразивними зернами різко знижується силова напруженість процесу шліфування, що призводить до зменшення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, і, відповідно, похибок обробки. Особливо це стосується операцій круглого зовнішнього шліфування, заснованих на реалізації автоматизованих циклів шліфування. Однак такий режим обробки, як правило, знижує продуктивність, що є не-ефективним. Тому актуальним завданням є пошук оптимальних умов шліфування, які забезпечують одночасне підвищення точності та продуктивності обробки. Це потребує вирішення оптимізаційних завдань у технології машинобудування.

Традиційно цикл круглого зовнішнього шліфування виконується у декілька етапів, включаючи чорнове (чистове) шліфування та виходжування [51]. Це дозволяє зменшити і навіть виключити негативний вплив пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, на точність обробки. Із метою виключення перехідного процесу на початку обробки та підвищення продуктивності рекомендується створення початкового натягу у технологічній системі. У цьому випадку етап чорнового шліфування протікає у сталому в часі процесі обробки, що дозволяє автоматизувати цикл круглого зовнішнього шліфування [51]. Однак, у роботі [38] теоретично показано, що даний автоматизований цикл шліфування не є оптимальним із точки зору забезпечення максимально можливої продуктивності обробки із урахуванням обмеження за точністю обробки, що визначається пружними переміщеннями у технологічній

системі. Це потребує уточнення відомих рішень. Тому важливо встановити найменший основний час обробки під час шліфування, що забезпечує задану точність обробки за величиною пружного переміщення, що виникає в технологічній системі. Отже, задача полягає у теоретичному обґрунтуванні оптимального автоматизованого циклу круглого наружного шліфування.

Для спрощення розрахунків розглянемо цикл круглого зовнішнього багатопрохідного шліфування, що виконується у два етапи (чорнове шліфування та виходжування), та аналітично визначимо основний час обробки τ на цих двох етапах. Потім, приймаючи як обмеження задану точність обробки, що визначається величиною пружного переміщення y_0 на етапі виходжування, встановимо найменший основний час обробки в умовах здійснення циклу круглого зовнішнього шліфування, розглядаючи його як критерій оптимізації.

На етапі чорнового шліфування величина пружного переміщення y_1 , що виникає у технологічній системі, визначається залежністю [140]:

$$y_1 = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{мит}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (5.91)$$

де P_z, P_y – тангенціальна і радіальна складові сили різання, Н;

$$K_{ш} = P_z / P_y;$$

$S_{мит} = Q / V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м².

Для виключення перехідного процесу на етапі чорнового шліфування та підвищення продуктивності обробки необхідно у технологічній системі створити початковий натяг, що дорівнює величині y_1 .

Продуктивність обробки можна подати у вигляді:

$$Q = \frac{g}{\tau_1}, \quad (5.92)$$

де g – об'єм металу, що знімається із оброблюваної деталі, м³;

τ_1 – основний час обробки на етапі чорнового шліфування, с.

Тоді з урахуванням залежностей (5.91) та (5.92) отримано:

$$\tau_1 = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \frac{g}{y_1}. \quad (5.93)$$

В отриманій залежності величина y_1 невідома, її будемо розглядати як основний параметр оптимізації. Величину пружного переміщення y_0 , що виникає у технологічній системі на етапі виходжування під час круглого поз-

довжнього багатопрохідного шліфування, можна визначити на основі відомої залежності [83]:

$$y_0 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S \cdot V_{дем}}\right)^{n_2}}, \quad (5.94)$$

де S – поздовжня подача, м/об;

n_2 – кількість поздовжніх ходів круга на етапі виходжування.

Поздовжня подача S визначається:

$$S = \frac{S_{нозд}}{V_{дем}} \cdot \pi \cdot D_{дем}, \quad (5.95)$$

де $S_{нозд}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

$D_{дем}$ – діаметр деталі, м.

Під час круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування деталі довжиною l основний час обробки на етапі виходжування визначається:

$$\tau_2 = \frac{l}{S_{нозд}} \cdot n_2. \quad (5.96)$$

Звідки

$$S_{нозд} = \frac{l}{\tau_2} \cdot n_2. \quad (5.97)$$

Залежність (5.94) із урахуванням залежностей (5.95) – (5.97), виразиться:

$$y_0 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma} \cdot \frac{\tau_2}{\pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot n_2}\right)^{n_2}}. \quad (5.98)$$

Виражаючи залежність (5.98) відносно часу τ_2 маємо:

$$\tau_2 = \frac{\pi \cdot D_{дем} \cdot \sigma \cdot l \cdot n_2}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]. \quad (5.99)$$

Основний час обробки циклу круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування, що виконується у 2 етапи (чорнове шліфування та виходжування), визначається:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left\{ \frac{g}{y_1} + \pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot n_2 \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right] \right\}. \quad (5.100)$$

На основі залежності (5.100) проведемо оптимізацію даного циклу шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки τ із урахуванням обмеження за точністю обробки, що визначається величиною пружного переміщення y_0 на етапі виходжування (приймаючи її заданою).

Із залежності (5.100) витікає, що час обробки τ неоднозначно залежить від двох змінних величин y_1 і n_2 . Причому величина y_1 входить у два доданки залежності (5.100), а величина n_2 – лише у другий доданок, що визначає основний час обробки на етапі виходжування. Отже, ці дві величини – y_1 і n_2 необхідно розглядати як параметри оптимізації (змінних величин). Для визначення екстремального значення τ підпорядкуємо його необхідній умові екстремуму $\tau'_{y_1} = 0$; $\tau'_{n_2} = 0$. Виходячи із залежності (5.100), отримано:

$$\tau'_{y_1} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(-\frac{g}{y_1^2} + \pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \frac{y_1^{\frac{1}{n_2}-1}}{y_0^{\frac{1}{n_2}}} \right) = 0; \quad (5.101)$$

$$\begin{aligned} \tau'_{n_2} &= \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left\{ \pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right] - \pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \frac{\ln y_1}{n_2} \cdot \left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \right\} = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 - \left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \cdot \frac{\ln y_1}{n_2} \right] = 0. \end{aligned} \quad (5.102)$$

Як показали розрахунки, другі похідні τ''_{y_1} і τ''_{n_2} у точках екстремумів позитивні. Отже мають місце мінімуми основного часу обробки τ (рис. 5.12).

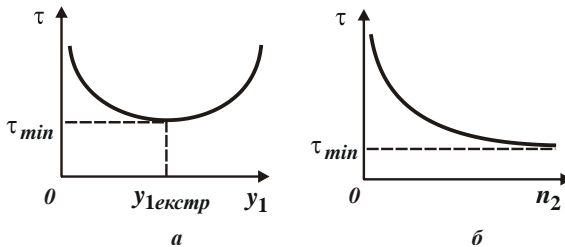


Рисунок 5.12 – Залежності τ від y_1 (а) і n_2 (б)

Вирішуючи рівняння (5.101) і (5.102) із урахуванням виразу $g = \pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \Pi$, отримано:

$$y_{1екстp} = \Pi^{\frac{n_2}{1+n_2}} \cdot y_0^{\frac{1}{1+n_2}}; \quad (5.103)$$

$$\left(\frac{y_1}{y_0}\right)^{\frac{1}{n_2}} \cdot \left(1 - \frac{\ln y_1}{n_2}\right) = 1, \quad (5.104)$$

де Π – величина припуску, що знімається, м.

Очевидно, рівняння (5.104) виконується за умови $n_2 \rightarrow \infty$. Тоді, виходячи із залежності (5.103), маємо

$$y_{1екстp} = \Pi. \quad (5.105)$$

Таким чином показано, що на етапі чорнового шліфування знімання оброблюваного матеріалу відсутнє, оскільки величина пружного переміщення, що виникає у технологічній системі, дорівнює величині припуску Π , що знімається. Знімання металу та формування заданої точності обробки відбувається на етапі виходжування. Отже, для того щоб суттєво зменшити основний час обробки на етапі чорнового шліфування, необхідно його здійснити із прискореною радіальною подачею, створюючи у технологічній системі початковий натяг, що дорівнює величині припуску Π , що знімається. У цьому випадку $\tau_1 \approx 0$, тоді мінімальний основний час обробки даного циклу шліфування визначиться:

$$\tau_{min} \approx \tau_2 = \frac{\pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \sigma \cdot n_2}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[\left(\frac{\Pi}{y_0}\right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]. \quad (5.106)$$

Після підстановки у залежність (5.106) умови $n_2 \rightarrow \infty$, приходимо до невизначеності $(0 \cdot \infty)$. Для її розкриття скористаємося правилом Лопітала. У результаті отримано:

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \lim_{n_2 \rightarrow \infty} \frac{\left[\left(\frac{\Pi}{y_0}\right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]'}{\left(\frac{1}{n_2}\right)'} = \frac{\pi \cdot D_{дем} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln\left(\frac{\Pi}{y_0}\right). \quad (5.107)$$

Як видно, у залежності (5.106) переважає множник, який входить у квадратні дужки та який зі збільшенням n_2 призводить до зменшення основного часу обробки τ_{min} . Оскільки $\tau_{min} \approx \tau_2$, то, відповідно до залежності

(5.96), зменшити τ_2 зі збільшенням $n_2 \rightarrow \infty$ можна збільшенням $S_{noz\delta} \rightarrow \infty$ і, відповідно, збільшенням $V_{dem} \rightarrow \infty$. Очевидно, у реальних умовах шліфування збільшення параметрів режиму різання $S_{noz\delta} \rightarrow \infty$ і $V_{dem} \rightarrow \infty$ обмежено технічними можливостями круглошліфувального верстата. Тому параметр n_2 прийматиме не нескінченні, а кінцеві значення. Це свідчить про недовикористання технологічних можливостей процесу круглого зовнішнього шліфування, оскільки основний час обробки τ_{min} прийматиме значення, які, відповідно, перевищують значення, розраховані за залежністю (5.107). У цьому випадку величину τ_{min} можна розрахувати за залежністю (5.106) для цілком конкретного значення n_2 . Причому, значення τ_{min} і τ_2 , розраховані за залежностями (5.96) і (5.106), повинні збігатися. Це укаже на правильність виконаних розрахунків.

Згідно залежності (5.95), швидкість поздовжньої подачі на етапі виходжування визначається:

$$S_{noz\delta} = V_{dem} \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{dem}}. \quad (5.108)$$

Отже, збільшити швидкість поздовжньої подачі $S_{noz\delta}$ можна встановленням максимально можливих значень швидкості обертання деталі V_{dem} та подачі S .

Фактична глибина шліфування у початковий момент обробки на етапі виходжування дорівнює величині припуску Π . Із часом обробки вона зменшується, що сприяє зниженню теплової напруженості процесу та забезпеченню високоякісної обробки. Очевидно, чим менше величина Π , тим менше теплова напруженість процесу. Тому величину Π необхідно зменшувати або періодично створювати у технологічній системі натяги, кратні величині припуску. Цим можна регулювати теплову напруженість процесу.

Із залежності (5.108) витікає, що зменшити основний час обробки τ_{min} можна зменшенням параметрів D_{dem} , l , Π , σ та збільшенням c , $K_{ш}$, $V_{кр}$, y_0 . Зважаючи на те, що змінними параметрами є σ і $K_{ш}$, зменшити основний час обробки τ_{min} можна, головним чином, шляхом підвищення ріжучої здатності шліфувального круга.

Таким чином, теоретично обґрунтовано ефективність здійснення автоматизованого циклу круглого зовнішнього шліфування в один етап, що включає лише етап виходжування зі створенням у технологічній системі початкового натягу, рівного або кратного величині знімаемого припуску,

і застосуванням високочастотних осцилюючих поздовжніх ходів стола верстата (або шліфувального круга). При цьому швидкість обертання деталі має бути встановлено максимально можливою, виходячи із технічних характеристик круглошліфувального верстата. Даний режим обробки забезпечує отримання необхідних показників точності та якості поверхні за найменшим основним часом обробки, здійснюючи цикл зовнішнього круглого поздовжнього шліфування.

5.6. Технологічне забезпечення точності та шорсткості поверхні під час обробки отвору

Фінішна обробка отворів вимагає забезпечення параметрів точності та шорсткості оброблених поверхонь на основі застосування різних методів абразивної обробки: внутрішнього шліфування, хонінгування, обробки вільним абразивом тощо. Однак ці методи є достатньо трудомісткими і не завжди забезпечують виконання необхідних умов обробки. Тому актуальним завданням є обґрунтування технологічних можливостей обробки інструментами зі зв'язаним вільним абразивом та вибір найбільш ефективних напрямів підвищення точності та шорсткості оброблюваних поверхонь. Розв'язання даної задачі має велике теоретичне та практичне значення, наприклад, для вдосконалення технології фінішної абразивної обробки отворів у гідро- та пневмоциліндрах, де потрібно забезпечити високі показники точності та шорсткості оброблюваних поверхонь.

У роботах [35; 126] розроблено наукові основи фінішної абразивної обробки отворів. Показано, що під час обробки матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями ефективно використовувати алмазно-абразивні інструменти, які забезпечують найтонші зрізи, найменшу шорсткість поверхні, найменшу силову напруженість процесу різання, що призводить до підвищення точності обробки. У роботі [11] отримано аналітичні залежності для визначення похибок лезової та абразивної обробки отворів, що дозволило виявити нові умови підвищення точності обробки. Тому на їх основі можна вирішити низку важливих питань, пов'язаних із вибором найкращих варіантів фінішної абразивної обробки отворів, включаючи операції внутрішнього шліфування та хонінгування за показниками точності та шорсткості оброблюваних поверхонь.

Найбільша кількість зерен, що приймають участь у процесі різання, досягається під час внутрішнього шліфування кругом із діаметром, що дорівнює діаметру оброблюваного отвору. Тому і шорсткість поверхні буде найменшою у цьому випадку. Однак це можливо під час обробки точного отвору. В іншому

випадку, наприклад, під час обробки отвору зі значною нециліндричністю, у початковий період відбудеться деформація системи шліфувального круга, а потім за подальшими виходжувальними проходами вона буде відновлювати свою прямолінійну форму. Це призведе до збільшення діаметра отвору в поперечному перерізі (де була найбільша нециліндричність) та утворення похибки обробки отвору у вигляді некруглості. Щоб виключити це явище, необхідно обробку здійснювати протягом декількох проходів кругами різного діаметра, збільшуючи із кожним наступним проходом діаметр круга. Проте реалізувати практично таку схему внутрішнього шліфування достатньо складно і малоефективно. Найбільш просто реалізувати цю схему обробки можна в умовах хонінгуванні, де є можливість безперервного збільшення діаметра хона у процесі обробки із кожним його проходом завдяки створенню пружної системи конструкції хона. Це дозволить унеможливити утворення похибки обробки отвору.

У роботі [11] показано, що некруглість отвору складно усунути і в процесі розсвердлювання із використанням лише одного свердла. Необхідно з кожним наступним проходом використовувати свердла більшого діаметру, що дозволить певною мірою усунути некруглість отвору.

Застосування звичайної схеми внутрішнього урізного або поздовжнього шліфування, як показує практика, забезпечує усунення похибки обробки отвору у вигляді некруглості та нециліндричності. Однак, при цьому суттєво зменшується довжина дуги контакту круга із оброблюваним отвором і кількість одночасно працюючих зерен круга, що не дозволяє домогтися значного зменшення шорсткості поверхні. У зв'язку із цим, доцільно використати схему внутрішнього шліфування, згідно із якою вісь обертання круга розташована перпендикулярно осі обертання оброблюваної деталі, а форма робочої поверхні круга набуває форми кола оброблюваного отвору. У результаті суттєво збільшується довжина дуги контакту круга із оброблюваним отвором і, відповідно, кількість одночасно працюючих зерен круга, що є важливим чинником зменшення шорсткості поверхні. Із використанням цієї схеми внутрішнього шліфування, можна охопити до половини довжини кола оброблюваного отвору, що фактично реалізує ефект шліфування кругом із діаметром, рівним діаметру оброблюваного отвору. Відмінність у кількості одночасно працюючих зерен круга буде приблизно досягати 2 разів, тоді як під час звичайного внутрішнього шліфування кругом із діаметром, наприклад, у 2 рази менше за діаметр оброблюваного отвору ця відмінність у багато разів більше.

Для оцінювання впливу діаметра шліфувального круга на довжину його контакту із оброблюваним отвором розглянуто схему внутрішнього шліфуван-

ня (рис. 5.13), згідно з якою довжина дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею l дорівнює AA' і визначається за умови перетину двох кіл радіусом $(R_{\text{дет}} - t)$ і $R_{\text{кр}}$:

$$\begin{cases} x^2 + y^2 = (R_{\text{дет}} - t)^2; \\ [x - (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})]^2 + y^2 = R_{\text{кр}}^2, \end{cases} \quad (5.109)$$

де $R_{\text{дет}}, R_{\text{кр}}$ – радіуси оброблюваного отвору та шліфувального круга, м;
 t – глибина шліфування, м.

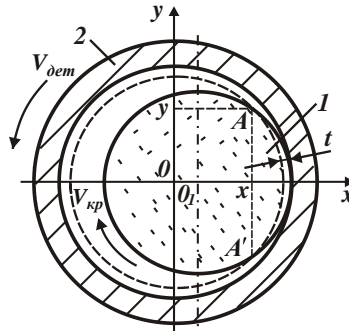


Рисунок 5.13 – Розрахункова схема параметрів внутрішнього шліфування:
 1 – круг; 2 – оброблювана деталь

Для визначення координати x точки A , у якій відбувається перетин розглянутих кіл, необхідно взяти різницю першого та другого рівнянь системи рівнянь (5.109). Тоді

$$x = \frac{[(R_{\text{дет}} - t)^2 - R_{\text{кр}}^2]}{2 \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})} + \frac{1}{2} \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}}). \quad (5.110)$$

Координата y точки A , де перетинаються розглянуті кола, із урахуванням системи рівнянь (5.109) та залежності (5.110) визначається:

$$y = \sqrt{R_{\text{кр}}^2 - \left[\frac{(R_{\text{дет}} - t)^2 - R_{\text{кр}}^2}{2 \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})} - \frac{1}{2} \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}}) \right]^2}. \quad (5.111)$$

Для зручності аналізу залежності (5.110) та (5.111) подамо у вигляді:

$$x = a + b; \quad y = \sqrt{R_{\text{кр}}^2 - (a - b)^2}, \quad \text{де } a = \frac{[(R_{\text{дет}} - t)^2 - R_{\text{кр}}^2]}{2 \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})}; \quad b = \frac{1}{2} \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}}). \quad \text{Тоді}$$

кут ψ , що визначає половину довжини дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею, набуває вигляду:

$$tg \psi = \frac{y}{x} = \sqrt{\frac{R_{кр}^2}{(a+b)^2} - \frac{(a-b)^2}{(a+b)^2}}. \quad (5.112)$$

У табл. 5.1 наведено результати чисельних розрахунків функції $tg \psi$, кута 2ψ залежно від радіуса круга $R_{кр}$ для вихідних даних: $R_{дет} = 40$ мм і $t = 0,01$ мм, а також розрахункові значення довжини дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею $l = 2\pi \cdot R_{дет} \cdot \psi / 180^\circ$.

Таблиця 5.1 – Розрахункові значення $tg \psi$, 2ψ і довжини дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею l

$R_{кр}$, мм	20	30	36	39
$tg \psi$	0,0223	0,0365	0,068	0,1309
2ψ , град.	4	5	8	16
l , мм	1,395	1,744	2,791	5,582

Як видно, зі збільшенням радіуса круга $R_{кр}$ у межах $0,5R_{дет} \leq R_{кр} < R_{дет}$ кут 2ψ і довжина дуги контакту круга із оброблюваною поверхнею l набувають значно менших значень порівняно із номінальними значеннями 360° і $2\pi \cdot R_{дет}$. Тому в процесі внутрішнього шліфування приймає участь незначна кількість одночасно працюючих зерен круга, що не дозволяє досягти суттєвого зменшення шорсткості поверхні, наприклад, порівняно із розглянутою вище схемою внутрішнього шліфування із віссю обертання круга, розташованою перпендикулярно до осі обертання деталі.

Під час знімання нерівномірних припусків в умовах внутрішнього шліфування величина пружного переміщення y описується такою самою залежністю, як і під час розточування отвору [11]:

$$y = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{піз}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (5.113)$$

а під час хонінгування, внаслідок того, що хон контактує фактично з усією оброблюваною поверхнею отвору, такою самою залежністю, як і під час розсвердлювання отвору [11]:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (5.114)$$

де t_1 – глибина різання під час розточування, м;

Δ – зсув осі свердла відносно осі вихідного оброблюваного отвору, м;

c – жорсткість технологічної системи у радіальному напрямі, Н/м;

$K_{pi3} = P_{z1} / P_{y1} = P_{z2} / P_{y2}$ – коефіцієнт різання;

P_{z1} , P_{z2} , P_{y1} , P_{y2} – тангенціальні та радіальні складові сили різання, що діють на обидва леза свердла, Н;

S – подача, м/об.;

φ – половина головного кута свердла у плані.

Порівнюючи залежності (5.113) та (5.114), видно, що під час внутрішнього шліфування величина пружного переміщення y більше, ніж під час хонінгування, оскільки чисельник залежності (5.114) менше, а знаменник більше. Отже, ефект від застосування хонінгування із погляду зменшення похибки обробки вище, ніж від застосування внутрішнього шліфування. Однак, ця умова може виконуватися не завжди, все залежить від того, чи можна збільшити діаметр хона із кожним наступним проходом. Так, під час розсвердлювання для цього необхідно збільшувати діаметри свердел із кожним їх наступним проходом, тоді як під час розточування такий же ефект обробки досягається одним різцем, реалізуючи поперечну подачу. Така сама закономірність спостерігається і під час внутрішнього шліфування та хонінгування, розглядаючи замість розточування процес внутрішнього шліфування, а замість розсвердлювання – процес хонінгування.

Домогтися одночасно суттєвого підвищення точності та продуктивності обробки отвору можна у результаті застосування схеми виходжування, яку найбільш ефективно можна реалізувати під час шліфування. Виходячи із аналітичної залежності [11]:

$$y_n = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}, \quad (5.115)$$

зі збільшенням кількості проходів шліфувального круга n величина пружного переміщення y_n , що виникає у технологічній системі, безперервно зменшується, де n – кількість проходів інструмента. Вхідний у залежність (5.115) кут

φ щодо процесу шліфування необхідно розглядати як кут нахилу робочої поверхні круга до оброблюваної поверхні (рис. 5.14). Очевидно, під час звичайного багатопрохідного круглого шліфування кут $\varphi \approx 0$ (рис. 5.14,а). Під час глибинного шліфування кут φ визначає кут забірного конуса круга (рис. 5.14,б), який може змінюватися у широких межах.

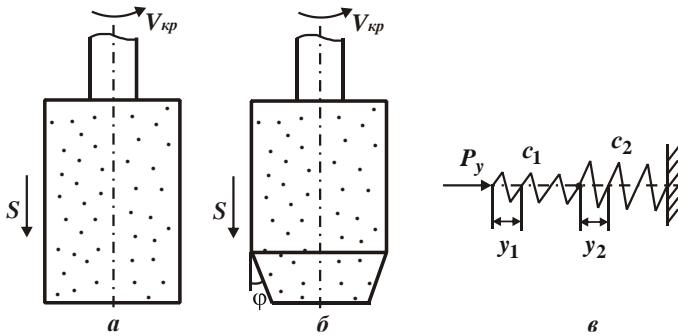


Рисунок 5.14 – Розрахункові схеми процесу внутрішнього шліфування

Необхідно зазначити, що залежність (5.115) справедлива для процесу шліфування абсолютно жорстким кругом, наприклад, абразивним або алмазним кругами на органічних, керамічних і металевих зв'язках. За умови використання на фінішних операціях шліфувальних кругів на м'яких зв'язках (наприклад, вулканітовій зв'язці), здатних пружно деформуватися у процесі шліфування, розрахункова залежність (5.115) вимагає уточнення. У цьому випадку необхідно враховувати як вигинну жорсткість шпинделя шліфувального верстата, так і контактну жорсткість самого круга. Виходячи із такого подання пружної системи верстата, прийемо, що контактна жорсткість круга дорівнює c_1 , а вигинна жорсткість шпинделя верстата дорівнює c_2 . На рис. 5.14,в круг і шпиндель верстата представлено у вигляді пружин жорсткістю, відповідно, c_1 і c_2 . Прийемо, що у процесі шліфування під впливом радіальної складової сили різання відбувається стиск пружини жорсткістю c_1 на величину y_1 і стиск пружини жорсткістю c_2 величину y_2 . Тоді

$$P_y = c_1 \cdot y_1 = c_2 \cdot y_2. \quad (5.116)$$

Величину y_2 можна виразити: $y_2 = t_1 - y_1$, де t_1 – припуск, що знімається під час внутрішнього шліфування, м.

У випадку розбіжності осей шпинделя верстата і оброблюваного отвору параметр t_1 визначає величину максимального припуску, що знімається. Тоді рівняння (5.116) набуде вигляду:

$$c_1 \cdot y_1 = c_2 \cdot (t_1 - y_1). \quad (5.117)$$

Звідки

$$y_1 = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c_1}{c_2}\right)}. \quad (5.118)$$

Як витікає із залежності (5.118), за умови $c_1 \rightarrow \infty$ (тобто під час шліфування абсолютно жорстким кругом) величина $y_1 = 0$.

За умови $c_2 \rightarrow \infty$ (тобто за суттєвим збільшенням вигинної жорсткості шпинделя верстата) величина $y_1 = t_1$. У цьому випадку величина пружного переміщення у технологічній системі визначається лише стиском пружини жорсткістю c_1 .

Залежність $y_2 = t_1 - y_1$ виразимо відносно величини $y_1 = t_1 - y_2$ та підставимо її у залежність (5.116). У результаті отримано:

$$y_2 = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c_2}{c_1}\right)}. \quad (5.119)$$

За умови $c_1 = c_2$ величина пружного переміщення y_2 стає менше. Отже, менше похибка обробки отвору. Це дозволяє підвищити точність обробки отвору у результаті застосування менш жорстких кругів.

Наведене рішення показує, що зменшуючи жорсткість c_1 , можна досягти суттєвого зменшення величини пружного переміщення y_2 . Саме цим чинником можна пояснити ефективність застосування процесу хонінгування отвору, заснованого на створенні пружної системи (жорсткістю c_1) збірною абразивного інструмента – хона. Очевидно, під час знімання рівномірного припуску (коли осі шпинделя верстата і оброблюваного отвору збігаються) початковий натяг величиною t_1 у технологічній системі визначається лише стиском пружини жорсткістю c_1 . У цьому випадку жорсткість пружини c_2 умовно дорівнює нескінченності ($c_2 \rightarrow \infty$). Тому величина пружного переміщення y_n описується залежністю (5.115), розглядаючи в ній замість жорсткості c_2 жорсткість c_1 (для кута $\varphi = 0$):

$$y_n = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c_1 \cdot K_{\text{піз}}}{\sigma \cdot S}\right)^n}. \quad (5.120)$$

Як видно, зі збільшенням жорсткості c_1 величина y_n із часом обробки (тобто зі збільшенням кількості проходів інструмента n) буде зменшуватися інтенсивніше, сприяючи підвищенню продуктивності обробки.

За умови $c_2 > c_1$ така сама закономірність буде мати місце і під час хонінгування отвору із нерівномірним припуском, тобто коли осі шпинделя верстата і оброблюваного отвору не збігаються. Завдяки створенню пружної системи жорсткістю c_1 інструмента і можливості збільшення його діаметра у процесі обробки можна одночасно досягти необхідних значень величини y_n та діаметра оброблюваного отвору. Наприклад, під час розсвердлювання отвору одночасно виконати ці умови неможливо, оскільки зменшення величини $y_n \rightarrow 0$ завдяки збільшенню кількості проходів інструмента n приводить до збільшення розбивки отвору, тобто збільшення його діаметра. Під час хонінгування завдяки штучного створення пружної системи інструмента жорсткістю c_1 , що дозволяє збільшувати діаметр інструмента у процесі обробки, така можливість існує. Для її здійснення необхідно виконати умову $c_2 > c_1$, оскільки в іншому випадку тривалість виправлення похибок отвору, отриманих на попередніх операціях, збільшиться.

Висновки

1. У роботі отримано уточнені аналітичні залежності для визначення величини пружного переміщення під час механічної обробки отвору зі зніманням нерівномірного припуску. Показано, що під час розсвердлювання отвору внаслідок участі в різанні двох протилежно розташованих лез свердла відбувається збільшення діаметра оброблюваного отвору на величину пружного переміщення. Це призводить до розбивки отвору та знижує точність обробки. Під час розточування отвору у різанні приймає участь лише одне лезо і тому виникнення у технологічній системі пружного переміщення не призводить до перевищення номінального значення діаметра оброблюваного отвору. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням кількості проходів свердла величина пружного переміщення зменшується за законом убутної геометричної прогресії, однак при цьому збільшується діаметр оброблюваного отвору. Тому із по-

гляду підвищення точності обробки доцільно наступні проходи здійснювати свердлами більшого діаметра. Теоретично доведено, що під час розточування отвору величина пружного переміщення зі збільшенням кількості проходів інструмента також зменшується за законом спадної геометричної прогресії. При цьому відбувається зменшення основного часу обробки, особливо інтенсивно під час знімання припуску за 2 – 3 проходи інструмента в умовах високошвидкісного різання. Тому з метою зниження енергоємності та підвищення точності й продуктивності обробки доцільно знімання припуску здійснювати за декілька проходів інструмента, зменшуючи із кожним наступним проходом глибину різання за законом спадної геометричної прогресії.

2. У роботі розроблено уточнену математичну модель визначення пружних переміщень, які виникають у технологічній системі під час механічної обробки, в якій на відміну від існуючих моделей узагальнено аналітичне описання пружного переміщення під час шліфування та лезової обробки. Це дозволило встановити, що найменші пружні переміщення можна забезпечити під час шліфування шляхом суттєвого перевищення швидкістю круга швидкості різання під час лезової обробки. Однак при цьому енергоємність обробки значно більше (до 10 разів), ніж під час лезової обробки, що обмежує технологічні можливості шліфування. Виходячи із цього, на фінішних операціях ефективно використовувати технології лезової обробки, особливо, технології високошвидкісного різання, які з кінематичної точки зору не поступаються шліфуванню та одночасно забезпечують зменшення пружних переміщень, енергоємності та підвищення точності й продуктивності обробки.

3. На основі розробленої математичної моделі управління пружними переміщеннями під час механічної обробки показано, що з точки зору підвищення продуктивності та точності розміру обробки в умовах точіння із відносно низькою жорсткістю технологічної системи доцільно зняття припуску здійснювати за один прохід інструмента або використовувати пружну схему шліфування із фіксованим радіальним зусиллям. Для досягнення високої точності форми оброблюваної поверхні та підвищення продуктивності обробки необхідно зняття припуску здійснювати за схемами багатопрхідної обробки абразивними та лезовими інструментами.

4. Теоретично визначено умови підвищення точності обробки отворів мірними та немірними лезовими інструментами, а також під час шліфування. Показано, що в умовах обробки отворів із нерівномірним припуском осьовими багатолезовими інструментами утворюються пружні переміщення, що знижують точність обробки. Тому обробку отворів за декілька проходів доцільно,

наприклад, здійснювати свердлами із різними діаметрами, збільшуючи їх діаметри від проходу до проходу. Показано, що основним параметром, що визначає похибку обробки, є неспіввісність осьового інструмента та оброблюваного отвору. Теоретично встановлено, що під час обробки отворів немірними інструментами, наприклад, під час розточування, набагато простіше забезпечити необхідну точність, ніж під час обробки осьовими інструментами. Для цього необхідно збільшувати швидкість різання й зменшувати подачу та глибину різання, а також застосовувати високоефективні ріжучі інструменти із синтетичних надтвердих матеріалів. Під час розфрезування отворів можна досягти ще більшого підвищення точності їх обробки. Показано, що основною умовою високоточної обробки під час внутрішнього шліфуванні є зменшення енергоємності процесу різання шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні різання.

5. У роботі сформульовано основні умови підвищення ефективності механічної обробки високоточних деталей машин на основі застосування прогресивних методів високошвидкісного різання на сучасних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" та високопродуктивних збірних конструкцій різальних інструментів зі зносостійкими покриттями. Наведено нове теоретичне рішення щодо визначення технологічних можливостей зменшення похибок обробки під час розточування отворів, обумовлених пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі. Теоретично встановлено, що зі збільшенням кількості проходів інструмента похибки обробки зменшуються достатньо інтенсивно – за законом геометричної прогресії. Тому із точки зору підвищення точності розміру оброблюваного отвору доцільно знімання припуску здійснювати за один або декілька проходів інструмента, а із точки зору підвищення співвісності отвору, навпаки, необхідно збільшувати кількість проходів інструмента.

6. Теоретично обґрунтовано ефективність здійснення операції круглого зовнішнього шліфування за один перехід, що включає лише перехід виходжування із створенням у технологічній системі початкового натягу, рівного величині припуску, що знімається, і застосуванням високочастотних осцилюючих поздовжніх рухів стола верстата (або шліфувального круга). При цьому швидкість обертання деталі повинна бути максимально можливою, виходячи із технічних можливостей круглошліфувального верстата. Цей режим обробки забезпечить отримання необхідної точності розміру оброблюваної поверхні за найменшим основним часом обробки операції зовнішнього круглого поздовжнього шліфування.

7. У роботі аналітично описано характер зміни у часі сили різання, інтенсивності знімання матеріалу та величини пружного переміщення, що виникає у

технологічній системі, 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 перевищує пружну схему шліфування. Це указує на ефективність її застосування на остаточному етапі операції шліфування за умови низької жорсткості технологічної системи задля 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 та ЮНДК-18 (62 – 63) перехід від жорсткої схеми шліфування до схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі дозволив скоротити час обробки більш ніж у 1,5 рази.

8. Отримано нове теоретичне рішення щодо визначення найменшого основного часу обробки під час шліфування, яке забезпечує задану точність обробки, що визначається величиною пружного переміщення, виникаючого у технологічній системі. Встановлено, що оптимальний (із погляду найменшого основного часу обробки) автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування здійснюється в один етап, що включає лише етап виходжування зі створенням у технологічній системі початкового натягу, рівного або кратного величині припуску, що знімається. При цьому необхідне застосування високочастотних осцилюючих поздовжніх рухів столу верстата (або шліфувального круга) та встановлення максимально можливої швидкості обертання деталі, виходячи із технічних характеристик круглошліфувального верстата. Отримане теоретичне рішення дозволило уточнити відоме рішення, згідно із яким автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування, що застосовується на практиці, виконується в декілька етапів, включаючи чорнове (чистове) шліфування і виходжування. Як встановлено теоретично, цей цикл менш продуктивний порівняно із циклом, що рекомендується у роботі.

9. Розкрито закономірності утворення похибок обробки отвору під час внутрішнього шліфування та хонінгування. Встановлено значні технологічні можливості хонінгування отвору з точки зору підвищення точності обробки, що досягаються завдяки створенню пружної системи конструкції абразивного інструмента – хона. Показано також ефективність застосування гнучкого шліфувального круга під час внутрішнього шліфування.

Загальні висновки

У роботі розкрито фізичну сутність методів фінішної механічної обробки та всебічно обґрунтовано їх технологічні можливості з точки зору зниження силової та теплової напруженостей процесу різання та, відповідно, підвищення якості, точності й продуктивності обробки. Наведено аналітичні залежності для визначення основних фізичних та технологічних параметрів лезової та абразивної обробок, оптимальних режимів різання, що реалізують їх, характеристик інструментів та інших умов обробки. На їх основі встановлено ефективність застосування силового та високошвидкісного різання.

Показано, що в умовах ударного характеру взаємодії ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, зменшуються, а сила, що діє на ріжучий інструмент, збільшується і призводить до його підвищеного зношування і навіть до руйнування. Розрахунками встановлено, що запізнення пружних переміщень від дії короткочасних динамічних навантажень негативно впливає на працездатність шліфувального круга під час шліфування деталей із переривчастими поверхнями і вимагає переходу від схеми багатопрохідного шліфування (зі збільшеною швидкістю переміщення деталі) до схеми глибинного шліфування (із незначною швидкістю переміщення деталі).

Показано відмінності в закономірностях формування фізичних та технологічних параметрів лезової та абразивної обробки на фінішних операціях. Особливу увагу приділено процесу шліфування, який у більшості випадків є остаточним процесом фінішної механічної обробки, що забезпечує високі показники якості, точності та продуктивності обробки.

Встановлено, що основною умовою підвищення ефективності фінішної механічної обробки є зниження енергоємності обробки шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні різання. Значною мірою це стосується процесів шліфування, де енергоємність обробки визначається, головним чином, інтенсивністю тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. У результаті відбувається збільшення сили та температури різання, що призводить до утворення припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. У зв'язку із цим у монографії з нових теоретичних позицій аналітично описано параметри теплових процесів під час шліфування та лезової обробки. Встановлено, що під час шліфування температура різання набуває більших значень, ніж під час лезової обробки. Тому для її зменшення

потрібне застосування ефективних методів правлення шліфувального круга та технологічних середовищ.

Показано доцільність застосування переривчастого шліфування із метою зменшення температури різання. На основі розв'язання оптимізаційної задачі встановлено, що зменшення температури різання досягається за умови підвищення глибини шліфування. Це пов'язано із переважним впливом на температуру шліфування зменшення часу контакту робочого виступу переривчастого круга порівняно зі збільшенням інтенсивності знімання оброблюваного матеріалу робочим виступом переривчастого круга (через наявність вирізів на робочій поверхні круга).

Теоретично визначено умови зменшення енергоємності обробки під час шліфування із урахуванням кута входу абразивного зерна у оброблюваний матеріал. Вони полягають у зміні форми мікрорізів ріжучими зернами: переходом від зустрічного шліфування периферією круга до кінематичних схем торцевого і попутного шліфування периферією круга.

У роботі наведено математичні моделі визначення шорсткості обробленої поверхні під час шліфування. Показана ефективність застосування способу внутрішнього шліфування із перпендикулярним розташуванням вісей оброблюваного отвору і шліфувального круга, що дозволяє зменшити висотні параметри шорсткості поверхні, зокрема, під час внутрішнього шліфування пневмо- і гідроциліндрів. Теоретично обґрунтовано переваги шліфування, та в цілому процесів абразивної обробки, із одновисотним розташуванням вершин абразивних зерен на робочій поверхні інструмента (наприклад, м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку) із точки зору зменшення висотних параметрів шорсткості поверхні.

Аналітично описано закономірності формування параметрів точності обробки із урахуванням зміни пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, для різних методів лезової обробки (точіння, розсвердлювання та розточування отворів, фрезерування) та шліфування. Встановлено, що на фінішних операціях ефективно використовувати технології лезової обробки, особливо, технології високошвидкісного різання, які з кінематичної точки зору не поступаються шліфуванню та одночасно забезпечують зменшення пружних переміщень, енергоємності та підвищення точності й продуктивності обробки. Показано переваги застосування прогресивного методу розфрезерування отворів, що забезпечує підвищення точності та продуктивності обробки порівняно із традиційними методами лезової та абразивної обробки.

Використана література

1. Алмазная обработка : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ: ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
3. Анділахай В. О. Підвищення ефективності шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування / В. О. Анділахай. – Маріуполь: ДВНЗ "Приазовський державний технічний університет", 2011. – 21 с.
4. Анділахай О. О. Наукові основи ефективної оздоблювальної абразивної обробки деталей затопленими струменями : автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування / О. О. Анділахай. – Оdesa: ОНПУ, 2013. – 47 с.
5. 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.
6. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207 с.
7. Баталин А. С. Тенденции развития высокоскоростной обработки / А. С. Баталин, В. М. Мануйленко // Физические и компьютерные технологии : труды 15-й Междунар. научн.-техн. конф., 2–3 декабря 2009, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2009. – С. 137–145.
8. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов : автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 – Процессы механической обработки, станки и инструменты / Н. К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с.
9. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
10. Брижан Т. М. Исследование точности и шероховатости при развертывании глубоких отверстий / Т. М. Брижан, А. С. Крепак // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. пр. – Маріуполь: ПДТУ, 2004. – Вип. 14. – С. 187–190.

11. Брижан Т. М. Математическая модель определения закономерностей формирования погрешностей механической обработки отверстий / Т. М. Брижан // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. праць. Серія: Технічні науки. – Маріуполь: ПДТУ, 2014. – Вип. 28. – С. 167–173.

12. Бугров Я. С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С. М. Никольский. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.

13. Високопродуктивне шліфування: навч. посіб. / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.

14. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с.

15. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.

16. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.

17. Гусарев В. С. Модели процессов. Алгоритмы. Структуры технологических машин : научное издание / В. С. Гусарев. – Одесса: Изд-во "Печатный дом", 2018. – 227 с.

18. Гусарев В. С. Энергетическая эффективность технологических процессов / В. С. Гусарев // Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н. Е. Жуковского "ХАИ". – Харьков: ХАИ, 2000. – Вып. 14. – С. 41–44.

19. Дитиненко С. А. Определение технологических возможностей процесса выхаживания при шлифовании / С. А. Дитиненко, А. А. Машко // Високі технології в машинобудуванні : Збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків, 2008. – Вип. 2 (17). – С. 119–124.

20. Дитиненко С. А. Повышение эффективности технологии финишной обработки цилиндрических поверхностей твердосплавных изделий : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технология машиностроения / С. А. Дитиненко. – Харьков, 2005. – 20 с.

21. Дрожин В. Ф. Исследование алмазной притирки внутренних резьбовых поверхностей из закаленных сталей : дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технология машиностроения / В. Ф. Дрожин. – Челябинск, 1980. – 210 с.

22. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
23. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
24. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / В. А. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2012. – 21 с.
25. Жовтобрюх В. А. Проектирование и автоматизированное программирование современных технологий для станков с ЧПУ : монография / В. А. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков. – Днепр: ЛІРА, 2019. – 480 с.
26. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпропетровськ: ЛІРА. – 2015. – С. 92–105.
27. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 5/5 (53). – С. 51–54.
28. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – Киев: Наук. думка, 1981. – 300 с.
29. Зубарь В. П. Лезвийная обработка закаленных сталей и чугунов взамен шлифования / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Сучасні технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ". – Вип. 5. – 2010. – С. 32–38.
30. Иванов И. Е. Влияние методов формообразования на точность механообработки / И. Е. Иванов, Ф. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии : труды 11-й Междунар. научн.-техн. конф., 2–3 июня 2005, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2005. – С. 108–113.
31. Иванов І. Є. Технологічне забезпечення точності і стабільності виготовлення різбових отворів у балонах в умовах масового виробництва : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування / І. Є. Иванов. – Маріуполь: Приазовський державний технічний університет, 2008. – 21 с.

32. Иванов Н. П. Интенсивность электроэрозии алмазных кругов при использовании источника постоянного тока / Н. П. Иванов, Л. Е. Кобзарь // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 31. – С. 26–31.

33. Иванов Н. П. Электроэрозионное формирование высоты рельефа рабочей поверхности алмазных кругов при использовании источника постоянного тока / Н. П. Иванов // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 32. – С. 21–27.

34. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.

35. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. – Киев: Наук. думка, 1979. – 244 с.

36. Кленов О. С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування / О. С. Кленов. – Одеса, 2011. – 21 с.

37. Ковальчук А. Н. Расчет и анализ шероховатости поверхности при алмазном шлифовании / А. Н. Ковальчук, Р. А. Бережной, В. В. Нежебовский // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2009. – № 2. – С. 60–67.

38. Ковальчук О. М. Оптимізація структури і параметрів операцій шліфування відповідальних валів приводів шахтних конвеєрів : автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Одеса, 2008. – 21 с.

39. Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с.

40. Коломиец В. В. Новые инструментальные материалы и область их применения : учеб. пособие / В. В. Коломиец. – Киев: УМК ВО, 1990. – 64 с.

41. Концепции развития механической обработки высокоточных изделий / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. С. Дерябин, А. А. Машко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. Серія: Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – 2010. – Вип. 101. – С. 234–240.

42. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212 с.

43. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1989. – 320 с.

44. Кривошапка Ю. Н. Экономический анализ уровня технологической подготовки производства / Ю. Н. Кривошапка // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса, 2001. – Вып. 5. – С. 265–267.

45. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки : монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.

46. 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.

47. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система зубошлифования / В. П. Ларшин, А. А. Якимов, М. Н. Акимова // Научно-технические проблемы станкостроения, производство технологической оснастки и инструмента : Материалы междунар. конф. – Киев: АТМ Украины, 2002. – С. 70–72.

48. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – Киев: Техника, 2001. – 300 с.

49. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.

50. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.

51. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с.

52. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технология машиностроения / В. И. Марчук. – Одесса, 2004. – 36 с.

53. Марчук В. І. Умови підвищення якості та ефективності безцентрового шліфування тіл кочення роликопідшипників в умовах переналагоджувального 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.

54. Маслов Е. Н. Основы теории шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1980. – 310 с.

55. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
56. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
57. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. – М. Л.: Машиностроение, 1970. – 319 с.
58. Михелькевич В. Н. Автоматическое управление шлифованием / В. Н. Михелькевич. – М.: Машиностроение, 1975. – 304 с.
59. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов, Д. В. Митришин. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
60. Нежебовский В. В. Выбор оптимальных условий шлифования по критерию шероховатости поверхности // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. Серія: "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – Харків: ХНТУСГ. – 2009. – Вип. 81. – С. 151–158.
61. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазного шлифования деталей с высокопрочными покрытиями / Г. В. Новиков // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – 2004. – Випуск 26. – С. 10–15.
62. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технология машиностроения / Г. В. Новиков. – Харьков: ХПИ, 1989. – 210 с.
63. Новиков Г. В. Элементы теории энергоемкости процессов механической обработки / Г. В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні : Зб. наук. пр. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.
64. Новиков Д. Ф. Методика инвестиционного планирования технического перевооружения промышленного предприятия / Д. Ф. Новиков // Физические и компьютерные технологии : труды 20-й междунар. научн.-практ. конф., 23–24 декабря 2014, Харьков. – Днепропетровск : ЛИРА, 2015. – С. 222–225.
65. Новиков Ф. В. Закономерности изменения температуры резания при обычном и прерывистом шлифовании / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2016. – № 5 (1177). – С. 90–96.

66. Новиков Ф. В. Исследования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке методами теории вероятности / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Вісник НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2004. – № 44. – С. 140–149.

67. Новиков Ф. В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь / Ф. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – 2007. – Вип. 61. – С. 23–33.

68. Новиков Ф. В. Механика круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и пути ее оптимального управления: автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 – Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии / Ф. В. Новиков. – Киев: ИСМ, 1984. – 21 с.

69. Новиков Ф. В. Обоснование оптимальной кинематической схемы круглого шлифования по критериям качества и производительности обработки / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Серія: Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 52–67.

70. Новиков Ф. В. Определение условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании отверстий в деталях гидравлической аппаратуры / Ф. В. Новиков, Т. М. Брижан // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2015. – Вип. № 37. – С. 47–55.

71. Новиков Ф. В. Основы математического моделирования технологических процессов механической обработки : монография / Ф. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 400 с.

72. Новиков Ф. В. Повышение эффективности глубинного алмазного шлифования деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения / Ф. В. Новиков, О. А. Генералов, А. А. Машко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Серія: Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні. – 2007. – Вип. 61. – С. 272–278.

73. Новиков Ф. В. Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из высокотвердых магнитных сплавов / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. И. Полянский // Инженерия поверхности и реновация изделий : мате-

риалы научн.-техн. конф., 03–07 мая 2013 г., Ялта. – Киев: АТМ Украины, 2013. – С. 205–207.

74. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии : Труды 13-й Междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

75. Новиков Ф. В. Расчет температуры шлифования с учетом неустановившегося во времени теплового процесса / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. И. Полянский // Известия Юго-Западного государственного университета. Серия: Техника и технологии. – Курск: ЮЗГУ, 2014. – №1. – С. 34–38.

76. Новиков Ф. В. Современные экологически безопасные технологии производства : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2017. – 372 с.

77. Новиков Ф. В. Теоретический анализ параметров силовой напряженности струйно-абразивной обработки / Ф. В. Новиков, А. А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Випуск 7 (166). – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – С. 46–53.

78. Новиков Ф. В. Условия формирования шероховатостей поверхности при алмазно-абразивной обработке / Новиков Ф. В., Ткаченко В. П. // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: ХГПУ, 2001. – Вып. 60. – С. 171–176.

79. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 – Процессы механической обработки, станки и инструменты. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 36 с.

80. Новіков Ф. В. Безпека життєдіяльності та інноваційні технології виробництва : навч. посіб. / Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 220 с.

81. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування: монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.

82. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с.

83. Новіков Ф. В. Теплові та механічні процеси металообробних технологій [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2022. – 412 с.

84. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с.
85. Новоселов Ю. К. Моделирование операций при оценке отклонений формы деталей при шлифовании / Ю. К. Новоселов, Д. А. Каинов // Сучасні технології в машинобудуванні : збірник наукових статей. – Том 2. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – С. 391–400.
86. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С. А. Клименко. – Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2006. – 316 с.
87. 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.
88. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – Київ: Техніка, 1978. – 192 с.
89. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
90. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – 4-е изд. – Л.: Политехника, 1990. – 272 с.
91. Пермяков А. А. О подходе к компоновке агрегатного станка для реализации групповой обработки / А. А. Пермяков, Ю. Р. Гаврилюк // Вестник Харьковского государственного политехнического университета. – Харьков: ХГПУ, 2000. – № 82. – С. 50–52.
92. Пермяков А. А. Синтез технологических параметров высокопроизводительной обработки зубчатых реек спаренными фрезами / А. А. Пермяков, А. А. Клочко, Ю. А. Сеница // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2017. – № 17 (1239). – С. 71–77.
93. Повышение эффективности механической обработки отверстий в деталях гидравлической аппаратуры / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский, И. А. Рябенков, В. С. Дерябин // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении : материалы научн.-техн. конф., 19–22 сентября 2011 г., Одесса. – Киев: АТМ України, 2011. – С. 156–159.
94. Полянский В. И. Математическая модель управления упругими перемещениями при механической обработке / В. И. Полянский // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – 2018. – № 27 (1303). – С. 105–110.
95. Полянський В. І. Технологічне забезпечення якості та продуктивності механічної обробки отворів в деталях гідроапаратури : автореф. дис. ...

канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування / В. І. Полянський. – Маріуполь: ДВНЗ "Приазовський державний технічний університет", 2012. – 21 с.

96. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

97. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – Киев: Техника, 1989. – 177 с.

98. Прогресивні технології механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков, А. Г. Крюк, В. Г. Шкурупій, М. Ф. Савченко, С. О. Дитиненко; за заг. ред. докт. техн. наук, професора Новікова Ф. В. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2012. – 372 с.

99. 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.

100. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.

101. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : навч. посібник / за ред. А. І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.

102. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты : учебник для вузов / П. Р. Родин – Киев: Вища школа. Головное изд-во, 1986. – 455 с.

103. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – Киев: Наукова думка, 1980. – 223 с.

104. Рыбицкий В. А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В. А. Рыбицкий. – Киев: Общество "Знание", 1987. – 23 с.

105. Рыбицкий В. А. Силовые зависимости и обрабатываемость износостойких материалов при микрорезании единичным алмазным зерном / В. А. Рыбицкий // Физические и компьютерные технологии : труды 5-й Междунар. научн.-техн. конф., 28–29 мая 2002, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2002. – С. 57–61.

106. Рыжов Э. В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э. В. Рыжов. – Киев: Наук. думка, 1984. – 272 с.

107. Рябенков И. А. Оценка влияния интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом на эффективность процесса шлифования

/ И. А. Рябенков, Ф. В. Новиков // Вісник НТУ "ХП". Збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХП", 2014. – № 43 (1086). – С. 143–147.

108. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування / І. О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с.

109. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – Київ: Техніка, 1974. – 179 с.

110. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП "УкрНТЦ "Енергосталь", 2016. – 448 с.

111. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.

112. Синтетические алмазы в машиностроении / В. Н. Бакуль и др. – Киев: Наук. думка, 1976. – 350 с.

113. Синтетические сверхтвердые материалы: В 3-х т. Т. 3. Применение синтетических сверхтвердых материалов / Редкол.: Н. В. Новиков (отв. ред.) и др. – Киев: Наук. думка, 1986. – 280 с.

114. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.

115. Современные технологии и техническое перевооружение предприятий : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, А. А. Анділахай, Д. Ф. Новиков, В. И. Полянский. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 400 с.

116. Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів: пат. № 125568 Україна. В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. Заявл. у 2017 12994, 27.12.2017. Опубл. 10.05.2018, Бюл. № 9. – 4 с.

117. Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів: пат. № 135893 Україна. В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. Заявл. у 2019 1239, 07.02.2019, опубл. 25.07.2019, Бюл. № 14. – 4 с.

118. 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.

119. 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 "ХП". – 2006. – Вип. 2 (13). – С. 108–112.

120. 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.
121. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.
122. 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.
123. Технологические основы зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес : монография / А. А. Клочко [и др.]. – Краматорск: ДГМА, 2014. – 479 с.
124. Технологические процессы изготовления высокоточных деталей гидро- и пневмоаппаратуры : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Е. В. Грисенко, В. П. Ларшин, А. А. Якимов, Г. В. Новиков. Под общ. ред. проф. А. В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2006. – 328 с.
125. Технологические процессы формирования поверхностного слоя зубчатых колес тяжелых токарных станков с ЧПУ / А. А. Клочко, Е. В. Мироненко, О. А. Анциферова и др. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. пр. – Краматорськ, 2015. – Вип. 37. – С. 105–111.
126. Технология машиностроения : учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, П. А. Линчевский и др. – Одесса: ОНПУ, 2010. – 691 с.
127. Тимофеев Ю. В. О композиционном проектировании агрегатированных технологических систем / Ю. В. Тимофеев, А. А. Пермяков, О. Ю. Приходько // Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н. Е. Жуковского "ХАИ". – Харьков: ХАИ, 2000. – Вып. 14. – С. 51–53.
128. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків : НТУ "ХПИ", 2003. – 359 с.
129. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Свирщев, В. П. Ларшин. – Київ: Техніка, 1983. – 184 с.
130. Фадеев В. А. Математическое моделирование процесса формирования точности и шероховатости при финишной обработке / В. А. Фадеев // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 8-й Междунар. научн.-техн. конф., 9–10 декабря 2003 г. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2003. – С. 16–21.

131. 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.

132. 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.

133. 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.

134. 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.

135. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 5. Обработка металлов методами пластического деформирования. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 522 с.

136. 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.

137. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 7. Точность обработки деталей машин. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 546 с.

138. 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.

139. 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.

140. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. Концепции развития технологии машиностроения. – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
141. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
142. Хусу А. П. Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход) / А. П. Хусу, Ю. Р. Витенберг, В. А. Пальмов. – М.: Изд-во "Наука", 1975. – 343 с.
143. 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.
144. Шелковой А. Имитационное моделирование в задачах механосборочного производства / А. Шелковой, А. Ключко, Е. Набока // Saarbrücken, Germany: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2015. – 528 с.
145. Шепелев А. А. Интенсификация процессов шлифования инструментальных материалов кругами из синтетических алмазов и кубического нитрида бора : автореф. дис. ... докт. техн. наук / А. А. Шепелев. – Харьков, 2002. – 36 с.
146. Шкурупій В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 – Технологія машинобудування. – Одеса, 2006. – 21 с.
147. Шкурупій В. Г. Системи технологій. Навч. посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2008. – Ч. 1. – 480 с.
148. Шкурупій В. Г. Системи технологій. Навч. посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2008. – Ч. 2. – 288 с.
149. 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.
150. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.
151. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ: Техніка, 1993. – 152 с.
152. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с.

153. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Київ: Вища школа, 1986. – 175 с.

154. Якимов А. В. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпро: ЛПРА, 2015. – С. 38–43.

155. Яценко С. М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 – Технология машиностроения / С. М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с.

156. 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.

157. Novikov, F., Hutorov, A., Yermolenko, O., Dytynenko, S., Halahan, Y. (2022). Evaluation of a Decrease in Temperature Conditions upon Intermittent Grinding. In: Tonkonogyi, V., Ivanov, V., Trojanowska, J., Oborskyi, G., Pavlenko, I. (eds) Advanced Manufacturing Processes IV. InterPartner 2022. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. 190-199 pp. https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_18

158. Novikov, F., Polyansky, V., Shkurupiy, V., Novikov, D., Hutorov, A., Ponomarenko, Ye., Yermolenko, O. O., Yermolenko, O. A. Determining the conditions for decreasing cutting force and temperature during machining. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. Series: Engineering Technological Systems. Vol. 6. No. 1(102). Pp. 41–50. (2019). <http://journals.uran.ua/eejet/article/view/183882>

159. 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).

160. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / Werner G. – "Werkstattstechnik", 1979. – Nr. 10. – s. 613–620.

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Загальні закономірності функціонування процесів фінішної механічної обробки	5
1.1. Проблеми вирішення технологічних завдань із застосуванням комп'ютерної техніки	5
1.2. Вплив методів формоутворення поверхонь деталей машин на точність механічної обробки	9
1.3. Прогресивні напрями високопродуктивної та високоякісної обробки металів різанням	16
1.4. Теоретичні дослідження енергоємності механічної обробки та визначення умов її зменшення	32
1.5. Теоретичний аналіз енергоємності обробки під час шліфування	48
1.6. Визначення оптимальних параметрів електроерозійного шліфування важкооброблюваних матеріалів	53
1.7. Підвищення ефективності фінішної абразивної обробки	58
1.8. Оцінювання впливу коливань у технологічній системі на параметри механічної обробки	65
1.9. Аналіз динаміки процесу переривчастого різання та умов підвищення стійкості ріжучого інструмента	78
1.10. Визначення властивостей міцності абразивних і лезових ріжучих інструментів	83
Висновки	88
Глава 2. Спрощений підхід до розрахунку температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки	91
2.1. Аналітичне визначення параметрів теплового процесу під час механічної обробки	91
2.2. Розрахунок та аналіз температури поверхневого шару деталі під час різання лезовим інструментом	103
2.3. Розрахунок та аналіз температури поверхневого шару деталі на основі теплового балансу під час механічної обробки	109
2.4. Умови зменшення температури поверхневого шару деталі під час механічної обробки	113

2.5. Обґрунтування структури та параметрів технологічного процесу механічної обробки із урахуванням температурного чинника	117
2.6. Умови зменшення температури поверхневого шару деталі шляхом застосування змінної швидкості подачі	125
Висновки	126
Розділ 3. Уточнений підхід до розрахунку температури поверхневого шару деталі під час її механічної обробки	129
3.1. Математична модель визначення температури шліфування на основі урахування балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь	129
3.2. Теоретичний аналіз умов підвищення якості обробки із урахуванням обмеження за температурою шліфування	146
3.3. Умови підвищення якості та продуктивності механічної обробки із урахуванням обмеження за температурним чинником	155
3.4. Узагальнений підхід до розрахунку температури шліфування і глибини її проникнення у поверхневий шар оброблюваної деталі	162
3.5. Обґрунтування умов підвищення якості обробки на основі аналізу миттєвої та середньої температур шліфування	166
3.6. Основні концепції зменшення температури шліфування	170
3.7. Порівняння відомих підходів до розрахунку температури шліфування	175
3.8. Оцінювання впливу інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на ефективність процесу шліфування	185
3.9. Оцінювання технологічних можливостей переривчастого шліфування	201
3.10. Ефективність застосування алмазного розточування отворів у деталях гідроапаратури	204
3.11. Визначення умов підвищення якості обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях	211
Висновки	218
Розділ 4. Теоретичний аналіз закономірностей формування параметрів шорсткості поверхні під час фінішної механічної обробки	221

4.1. Аналітичне визначення умов зменшення шорсткості поверхні під час алмазного шліфування	221
4.2. Закономірності формування шорсткості поверхні деталей машин під час шліфування	227
4.3. Розроблення високопродуктивного способу фінішної обробки отворів циліндрів	234
4.4. Формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки внутрішньої поверхні циліндрів	236
4.5. Закономірності формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки та умови її зменшення	240
4.6. Визначення умов зменшення шорсткості поверхні під час шліфування отворів у деталях гідравлічної апаратури	247
4.7. Аналітичне визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки отворів	257
Висновки	265
Розділ 5. Теоретичний аналіз закономірностей формування параметрів точності під час фінішної механічної обробки	268
5.1. Визначення умов зменшення похибок та основного часу механічної обробки отворів	268
5.2. Технологічні закономірності підвищення точності та продуктивності механічної обробки	283
5.3. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення похибок обробки під час розточування отворів ..	293
5.4. Умови високоефективного шліфування із початковим натягом у технологічній системі	297
5.5. Оптимізація параметрів круглого зовнішнього шліфування за критеріями точності та продуктивності обробки	303
5.6. Технологічне забезпечення точності та шорсткості поверхні під час обробки отвору	309
Висновки	316
Загальні висновки	320
Використана література	322

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович

**ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ФІНІШНОЇ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Монографія

Самостійне електронне текстове мережеве видання

Відповідальний за випуск Жовтобрюх В. О.

В авторській редакції

Підп. до видання 20.02.2023 р.
Обсяг 340 с. Заказ № 20.

Видавництво і друкарня ПП "Ліра ЛТД"
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК № 6042 від 26.02.2018.

Ф. В. НОВІКОВ

**ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ
ФІНІШНОЇ МЕХАНІЧНОЇ
ОБРОБКИ**

ДНІПРО / ЛІРА / 2023

