

**МЕХАНІЧНА ОБРОБКА
ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ДЕТАЛЕЙ
ЗІ ЗНОСОСТІЙКИМИ НАПЛАВОЧНИМИ
МАТЕРІАЛАМИ**

Монографія

Харків. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015

УДК 621.923
ББК 34.637.3
М 55

Рецензенти: докт. техн. наук, професор кафедри "Теоретична механіка та деталі машин" Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка, академік Транспортної академії України *Коломієць В. В.*; докт. техн. наук, професор кафедри технології машинобудування та металорізальних верстатів Національного технічного університету "ХПІ" *Сизий Ю. А.*; канд. техн. наук, заступник головного інженера ПАТ Харківський машинобудівний завод "Світло шахтаря" *Нежебовський В. В.*

Рекомендовано до видання рішенням вченої ради Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця.

Протокол № 10 від 02.06.2014 р.

Авторський колектив: докт. техн. наук, професор Новіков Ф. В. – вступ, п. 1.1 – 1.3, п. 2.9 – 2.13, п. 3.4, п. 3.5, п. 4.6, п. 4.7, висновки; канд. техн. наук Анділахай В. О. – п. 1.5, п. 3.1 – 3.3, п. 4.1 – 4.5, п. 5.1 – 5.5; канд. техн. наук Іванов І. Є. – п. 2.1 – 2.8; магістр Новіков Д. Ф. – п. 1.4.

М 55 Механічна обробка великогабаритних деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Анділахай, І. Є. Іванов та ін. – Х. : ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 312 с. (Укр. мов.)

ISBN 978-966-676-589-8

Наведено теоретичні основи створення прогресивних технологій механічної обробки великогабаритних деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами. Обґрунтовано умови підвищення якості й продуктивності обробки в процесі круглого шліфування робочих контактних наплавлених поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей. Подано практичні рекомендації щодо ефективного використання розроблених технологій у виробництві.

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

УДК 621.923
ББК 34.637.3

© Новіков Ф. В., Анділахай В. О.,
Іванов І. Є., Новіков Д. Ф., 2015
© Харківський національний економічний
університет імені Семена Кузнеця, 2015

ISBN 978-966-676-589-8

Вступ

Підвищення якості виготовлення деталей машин є найважливішим завданням машинобудування. Особливо це стосується механічної обробки – завершальної стадії виготовлення деталей. Тому вдосконалення методів фінішної механічної обробки й зокрема абразивної обробки є головною запорукою створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції й вимагає проведення подальших досліджень.

Дана робота присвячена питанням абразивної обробки великогабаритних деталей, яким у науково-технічній літературі приділено значно менше уваги, ніж обробці деталей середніх розмірів. Технологія абразивної обробки великогабаритних деталей розглянута на прикладі круглого шліфування робочих контактних наплавлених поверхонь деталей металургійного призначення: великих і малих конусів і чаш (діаметром відповідно 2 000 мм і 5 000 мм) засипних апаратів доменних печей, які працюють в умовах інтенсивного зношування й швидко виходять із ладу.

Як відомо, нанесення на робочі поверхні деталей зносостійких наплавочних матеріалів є важливим чинником підвищення їх експлуатаційних властивостей. Однак при цьому виникає проблема високопродуктивної й високоякісної механічної обробки. Так, обробка деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами твердістю HRC 62 – 63 лезовими інструментами малоефективна або навіть нездійсненна. Основним методом їхньої обробки є шліфування. Разом з тим, у зв'язку з підвищеною твердістю й пластичністю наплавочних матеріалів і відповідно високою силовою й тепловою напруженістю процесу шліфування, забезпечення необхідних показників точності та якості оброблюваних поверхонь в умовах знімання великих нерівномірних припусків (3 – 7 мм на сторону) пов'язано зі значною трудомісткістю обробки. Застосування прогресивного методу алмазного електроерозійного шліфування також позитивних результатів не показало. Алмазний круг при цьому інтенсивно засалюється й втрачає різальну здатність, що фактично приводить до припинення процесу знімання припуску. Все це вимагає визначення нових технологічних можливостей шліфування, науково обґрунтованого вибору оптимальної схеми й параметрів режимів різання, які забезпечують підвищення точності, якості й продуктивності обробки. Тому в даній монографії наведені результати теоретичних

і експериментальних досліджень круглого шліфування контактних наплавлених поверхонь великих і малих конусів та чаш засипних апаратів доменних печей.

Для цього розроблена математична модель визначення умов підвищення продуктивності обробки при багатопрохідному і глибинному шліфуванні. Доведено, що основним шляхом підвищення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні є збільшення максимальної товщини зрізу, зумовленої міцністю робочої поверхні круга, тоді як при глибинному шліфуванні збільшення продуктивності обробки досягається за рахунок збільшення глибини шліфування й зменшення швидкості деталі. Установлено, що продуктивність обробки при багатопрохідному шліфуванні пов'язана з максимальною товщиною зрізу квадратичною залежністю, тоді як при глибинному шліфуванні глибина шліфування входить у залежність для визначення продуктивності обробки лише в ступені 0,5. Це вказує на існування значних резервів підвищення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні, пов'язаних зі збільшенням максимальної товщини зрізу. Основним обмеженням у цьому випадку може бути недостатнє виступання зерен над рівнем зв'язки круга, що вимагає збільшення зернистості й твердості круга.

У роботі отримана аналітична залежність для визначення дотичного напруження, що виникає в ріжучому клині лезового інструмента під дією сили різання, і встановлені умови його зменшення, які полягають головним чином у зменшенні переднього кута інструмента (як позитивного, так і негативного) аж до нуля. Теоретично обґрунтовано технологічні можливості різальних (лезових і абразивних) інструментів з погляду їхньої міцності. Визначено оптимальні відношення меж міцності на зсув інструментального й оброблюваного матеріалів, які реалізуються для нульового переднього кута інструмента й виключають руйнування різальної частини інструмента при різанні. Доведено ефективність застосування при обробці високотвердих наплавочних матеріалів абразивних кругів, які порівняно з лезовими інструментами дозволяють здійснити більш продуктивну і якісну обробку. Проведені експериментальні дослідження зношування й стійкості різальних інструментів при шліфуванні й точінні підтвердили правочинність теоретичного рішення, оскільки за критерієм стійкості інструмента при шліфуванні й точінні реалізуються приблизно однакові значення продуктивності. У цьому випадку ефективність застосування даних методів обробки обумовлена витратами на різальний

інструмент, тобто собівартістю обробки. Як показує практика, при шліфуванні собівартість менша, ніж при точінні. Отже, доцільніше використовувати метод круглого шліфування при обробці контактних (робочих) поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей з високотвердого наплавочного матеріалу.

Установлено, що основною особливістю даного процесу шліфування є низька жорсткість технологічної системи. У зв'язку із цим обґрунтовано умови підвищення якості й продуктивності обробки з низькою жорсткістю технологічної системи, які полягають в застосуванні шліфування із заданим натягом у технологічній системі й виборі оптимальних параметрів режимів шліфування залежно від величини уточнення, реалізованого в технологічній системі. Доведено, що в цьому випадку продуктивність обробки визначається величиною натягу й не залежить від швидкості поздовжньої подачі й швидкості деталі, а відношення величини натягу до фактичної глибини шліфування й погрішність обробки тим менші, чим менша швидкість поздовжньої подачі. Теоретично встановлено, що найбільша продуктивність обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні досягається як при використанні пружної схеми шліфування з початковим натягом у технологічній системі (аналогічній схемі виходжування), так і жорсткої схеми шліфування з підвищеною швидкістю деталі. Тому схеми врізного багатопрохідного шліфування й глибинного шліфування (з відносно невеликою поздовжньою подачею) фактично рівносильні.

Доведено, що основною умовою зменшення енергоємності обробки при шліфуванні з низькою жорсткістю технологічної системи є підтримка в процесі шліфування заданого натягу, обумовленого міцністю робочої поверхні круга.

Враховуючи нерівномірність припуску, що знімається, розроблено математичну модель визначення параметрів коливальних процесів, які виникають при шліфуванні переривчастих поверхонь. Показано, що в силу інерційності елементів технологічної системи вони не встигають відреагувати на імпульс сили й отримати переміщення, яке відповідає статичному значенню цієї сили, тобто шліфування в початковий період контакту відбувається практично без переміщення. Технологічна система в цьому випадку отримує як би властивості, еквівалентні більшій її жорсткості, що призводить до більш глибокого проникнення передньої частини оброблюваного елемента деталі в робочу поверхню круга. Цим, властиво,

і пояснюється надзвичайно високе зношування круга при шліфуванні деталей з переривчастими поверхнями, а також те, що круг фактично працює в режимі інтенсивного самозагострювання, має високу різальну здатність аж до його повного зношування й не вимагає застосування в процесі шліфування додаткового виправлення.

Проведено експериментальні дослідження в лабораторних і виробничих умовах. Установлено, що при шліфуванні деталі з наплавленою поверхнею на круглошліфувальному верстаті підвищеної жорсткості відношення номінальної й фактичної глибин шліфування не перевищує 1,5, тоді як при шліфуванні з тими ж режимами різання у виробничих умовах на токарно-карусельному верстаті (жорсткість якого в 4 рази менше) це значення становить 9,13. Підвищити ефективність обробки в цьому випадку можна зменшенням енергоємності обробки за рахунок реалізації режиму самозагострювання абразивного круга: у результаті фактична глибина шліфування й продуктивність обробки збільшуються в 3 рази. Доведено, що застосування круга ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВФ на бакелітовій зв'язці, посиленій скловолокном, дозволяє зменшити енергоємність обробки до рівня енергоємності процесу мікрорізання одиничним зерном. Це виключає утворення на оброблюваних поверхнях припикань і тріщин та забезпечує високоякісну обробку.

З'ясовано, що при алмазному електроерозійному шліфуванні наплавочних матеріалів при зніманні значних припусків, незважаючи на інтенсивну електроерозійну дію на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці, відбувається його засалювання. При цьому енергоємність обробки майже на порядок вища, ніж при абразивному шліфуванні, а потужність процесу електроерозійного виправлення круга в кілька разів перевищує потужність процесу різання. Тому здійснення процесу алмазного шліфування в таких умовах малоефективно, кращим варіантом є абразивне шліфування. На основі отриманих результатів розроблений технологічний процес круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей. Результати досліджень використовуються в навчальному процесі на кафедрі техніки та технології Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця під час вивчення навчальних дисциплін: "Системи технологій у промисловості", "Основи технологічних систем" та ін.

Розділ 1. Проблеми обробки контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей та наукові передумови їх вирішення

1.1. Аналіз діючого технологічного процесу круглого шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей

1.1.1. Призначення й загальна характеристика конусів і чаш засипних апаратів доменних печей

Для завантаження шихти в доменну піч і рівномірного її розподілу по окружності колошника, а також для запобігання виходу колошникового газу в атмосферу при завантаженні шихти в піч використовується засипний пристрій. Основним його конструктивним елементом є засипний апарат

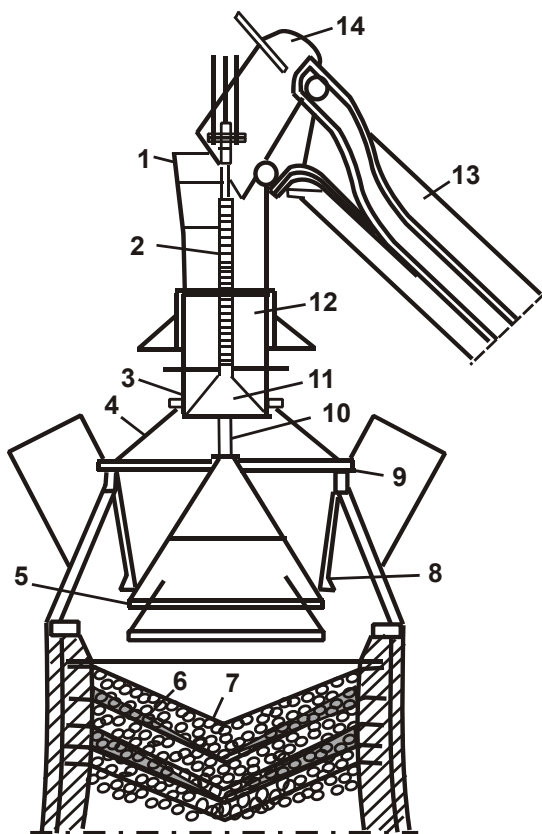


Рис. 1.1. Засипний апарат доменної печі

(рис. 1.1) [101], що включає: 1 – напрямну вирву; 2 – пустотілу штангу малого конуса; 3 – розподільник шихти; 4 – газований затвор; 5 – великий конус; 6 – руду; 7 – кокс; 8 – чашу великого конуса; 9 – основне кільце (фланець); 10 – штангу великого конуса; 11 – малий конус; 12 – прийомну вирву; 13 – похилий міст; 14 – шків. Шихта в засипний апарат подається скіпами або транспортерами. Із прийомної вирви шихта надходить спочатку на малий конус, а потім на великий конус. Великий конус опускається при закритому малому конусі, що запобігає прориву газів з печі в атмосферу. Для рівномірного завантаження шихти по окружності колошника застосовують обертові розподільники шихти.

Конус і чаша (рис. 1.2, табл. 1.1) призначені для виконання функції розподілу й шлюзування шихтових матеріалів, а також газоуцільнення колошника доменної печі. Вони пра-

цюють у дуже тяжких умовах і тому повинні мати високий ресурс роботи, який досягається забезпеченням підвищеної зносостійкості й точної геометрії контактних поверхонь (поясів). Для цього на контактну поверхню наплавляється зносостійкий матеріал, який потім піддається лезовій обробці або шліфуванню. Для стабілізації розмірів конус і чаша піддаються спеціальній термообробці.

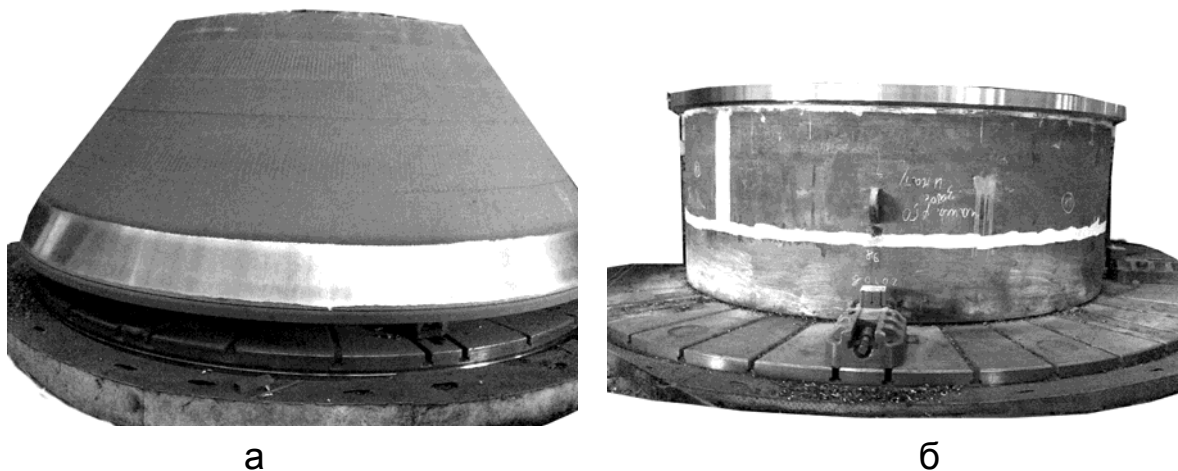


Рис. 1.2. Загальний вигляд конуса (а) і чаші (б) засипного апарата

Таблиця 1.1

Технічні характеристики конуса й чаші

Номінальний діаметр конуса і чаші, мм	5 400	5 000	4 800	4 200	3 600
Об'єм доменної печі, м ³	2 000	1 719	1 386	1 033	700
Вага конуса, т	27,1	23,2	20,0	16,3	8,1
Вага чаші, т	16,2	15,6	22,1	10,2	13,7

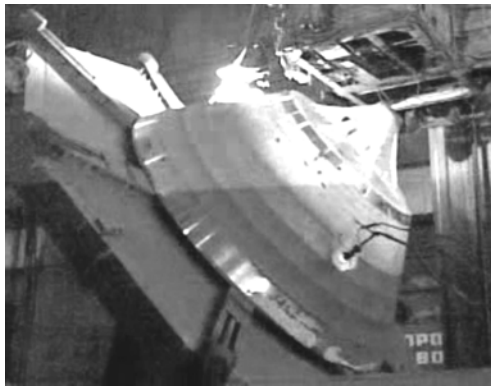
Необхідно відзначити, що серед устаткування доменних цехів, які зазнають інтенсивного зношування, слід, у першу чергу, назвати елементи засипних апаратів завантажувальних пристроїв доменних печей. Їхнє зношування обумовлене тертям з рудою й агломератом, а також дією насиченого абразивним пилом колошникового газу, що виривається з робочого простору доменної печі. Підвищені температури, нестационарний тепловий режим, газова ерозія – всі ці фактори також

стимулюють зношування елементів устаткування доменних цехів. Установлено, що в місцях падіння шихти спостерігається значне зношування поверхні великого конуса. Ще більше зношується контактна поверхня. На багатьох ділянках вздовж її окружності утворюються наскрізні продуви. Виробіток малих конусів поширюється в основному на поверхні контакту малого конуса з обертовою вирвою й розташовується концентрично.

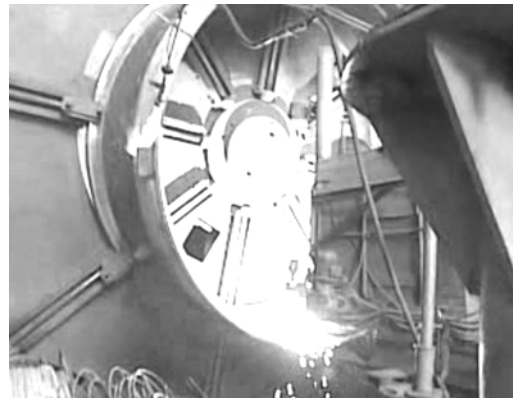
Для забезпечення високої працездатності елементів засипних апаратів необхідно строго контролювати умови їхньої експлуатації. Так, при нерівномірному ході печі внаслідок порушення оптимального розподілу газового потоку в елементах засипного апарата можуть виникнути місцеві перегріву, які призводять до виникнення залишкових деформацій. Це викликає порушення щільності контакту конуса і чаші. При великій різниці тиску газів і навколишньої атмосфери запылений газ із великою швидкістю спрямовується через утворювані нещільності й руйнує контактну поверхню засипного апарата. Деформація засипного апарата може привести до ударів конуса по чаші й до викришування наплавлення контактних поверхонь. Тому для забезпечення нормального режиму експлуатації засипного апарата не можна допускати нерівномірного ходу й "неповноту" печі, а також надмірного підвищення температури колошникових газів. Для запобігання перегріву колошника робота доменної печі з "неповнотою" неприпустима. Паузи між опусканням суміжних подач повинні бути рівномірними. Не можна допускати й перевантаження печі, тому що це може привести до нещільного закривання великого конуса або ушкодження штанг і тяг конусів [101].

1.1.2. Технічні вимоги до обробки й умови здійснення процесу шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей

Для того щоб запобігти прориву газів з печі в атмосферу, необхідно забезпечити щільне прилягання двох контактних поверхонь конуса і чаші (рис. 1.3 – 1.5). Це вимагає високоякісної механічної обробки контактних (робочих) поверхонь конуса і чаші, виготовлених, наприклад, для великого конуса діаметром 5 000 мм із застосуванням наплавочного матеріалу Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85) масою 375 кг.



а



б

Рис. 1.3. Автоматичне кругове наплавлення конуса (а) і чаші (б) засипного апарата доменної печі (найбільший діаметр 5 000 мм)



а

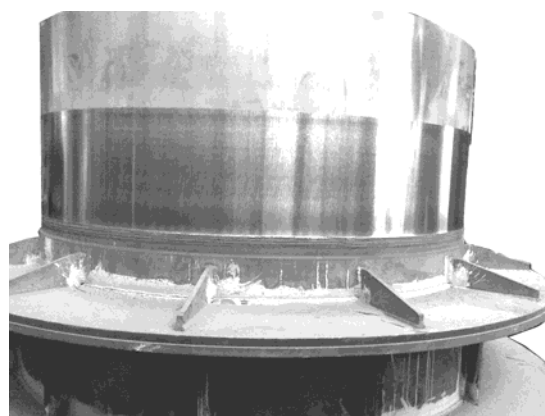


б

Рис. 1.4. Загальний вигляд малої чаші (а) і внутрішньої напавленої поверхні великої чаші (б) діаметром 5 400 мм



а



б

Рис. 1.5. Загальний вигляд обробленої шліфуванням напавленої поверхні великого конуса діаметром 5 000 мм (а) і циліндричної поверхні прийомної вирви (б)

Захисна поверхня для даного конуса виготовляється з наплавочного матеріалу Пл-Нп 300Х25С3Н2Г-А-В масою 1 600 кг. Дана технологія нанесення наплавочних матеріалів на контактні поверхні застосовується у ПАТ "Азовмаш" для широкої номенклатури великогабаритних виробів металургійного призначення, що включає конуси й чаші діаметрами 1 500 мм, 2 000 мм, 4 200 мм, 4 800 мм, 5 000 мм, 5 400 мм, 5 800 мм, деталі з наплавленою циліндричною поверхнею (див. рис. 1.3 – 1.5).

Необхідно відзначити, що на поверхнях наплавочних матеріалів найчастіше утворюються різного роду дефекти (рис. 1.6), які не завжди вдається усунути в процесі механічної обробки.

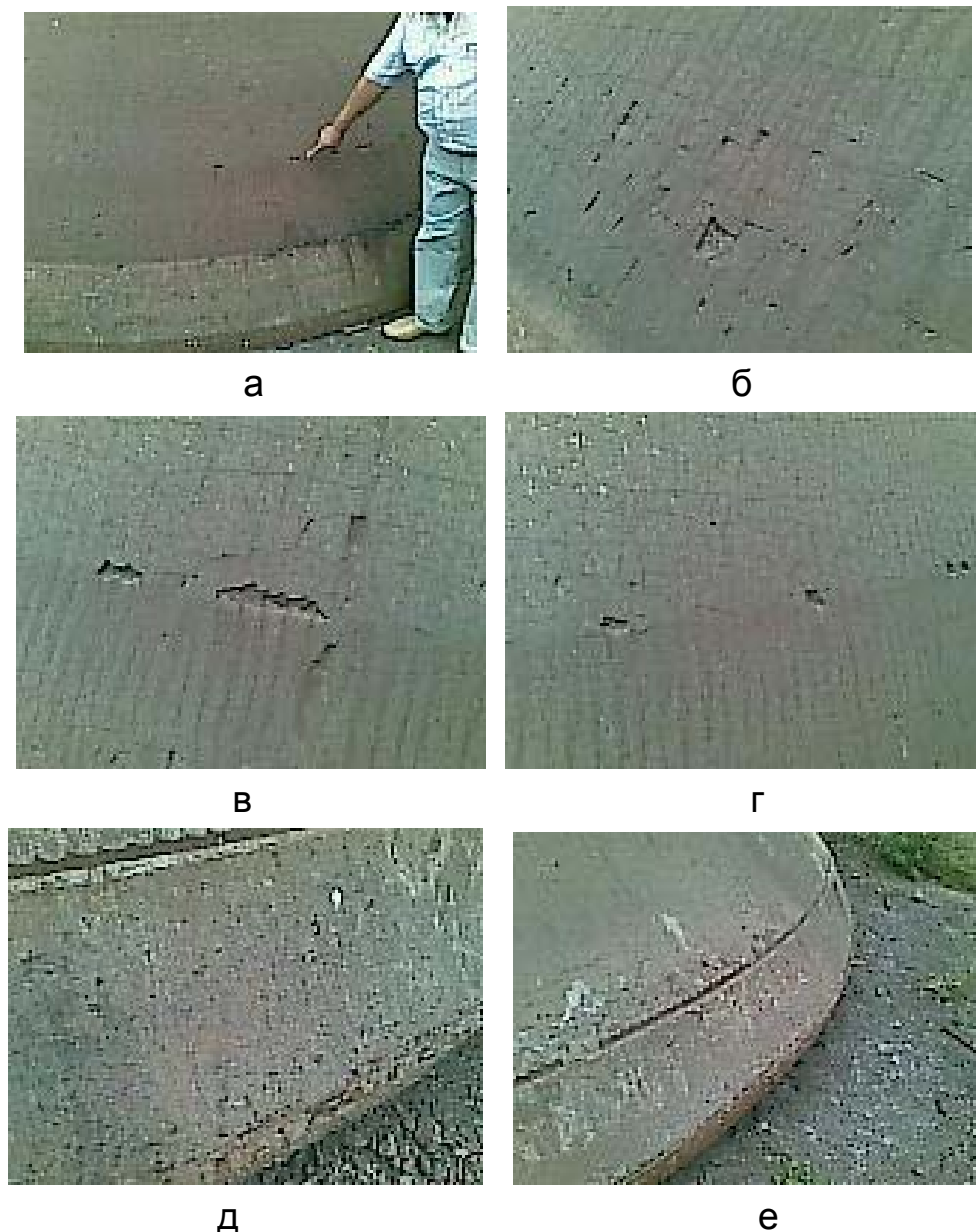


Рис. 1.6. Ушкодження на захисній (а, б) і контактній (в, г, д, е) поверхнях конуса

На рис. 1.7 наведені можливі схеми круглого зовнішнього шліфування контактної поверхні конуса засипного апарата.

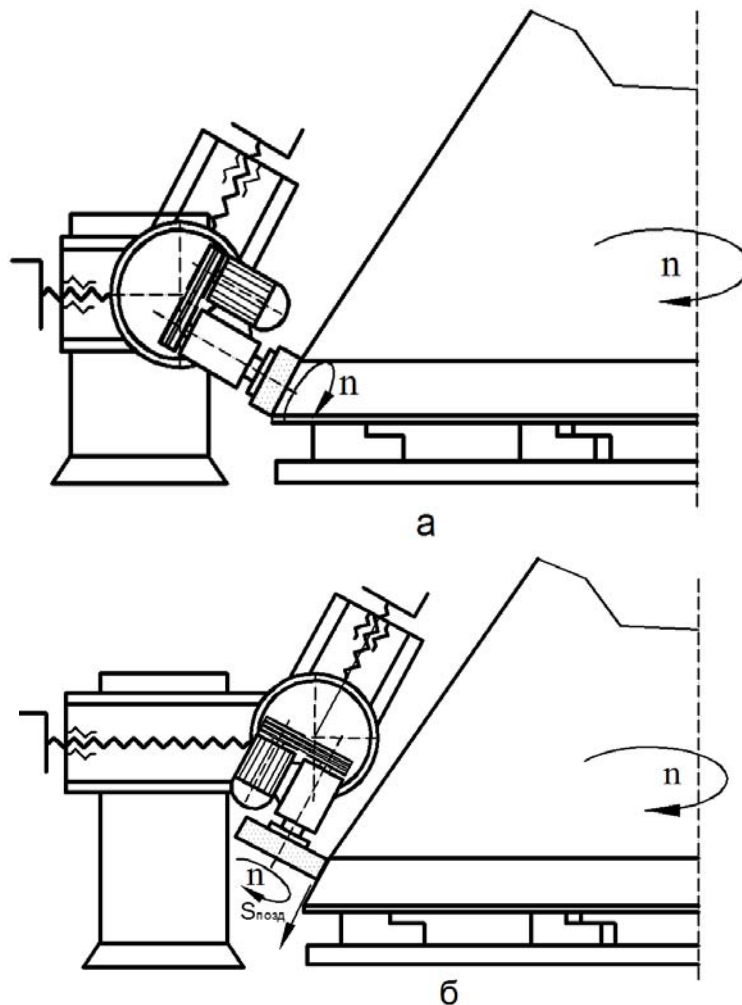


Рис. 1.7. **Можливі схеми шліфування контактної поверхні конуса засипного апарата:**

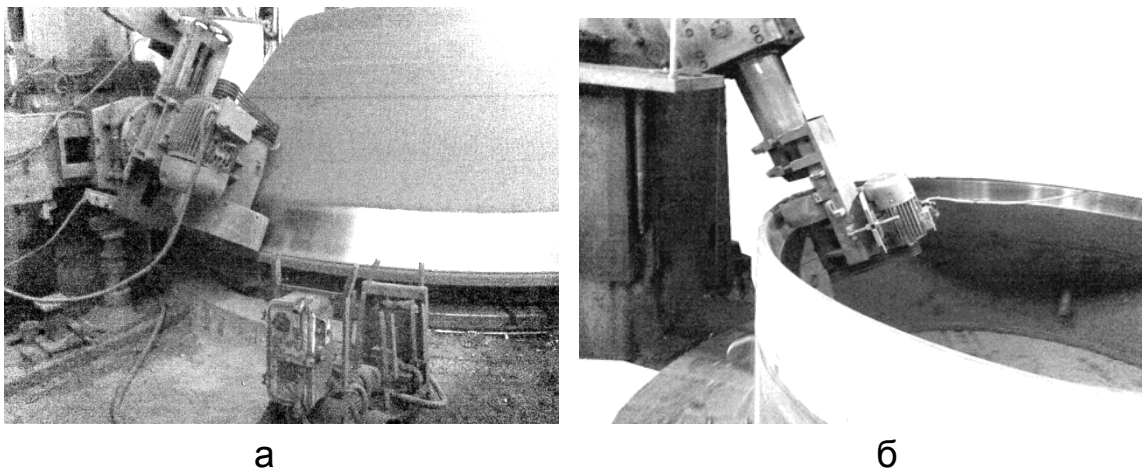
а – торцем абразивного круга;

б – периферією абразивного круга

На практиці набула застосування друга схема – шліфування периферією абразивного круга, хоча на погляд авторів монографії, використання схеми шліфування торцем абразивного круга могло б стати важливим фактором підвищення ефективності обробки, що вимагає проведення аналізу її технологічних можливостей. Відповідно до діючої технології, кругле зовнішнє й внутрішнє шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш здійснюється абразивними кругами на токарно-карусельних верстатах, оснащених шліфувальними головками, установленими на супорті верстата (рис. 1.8, 1.9).



Рис. 1.8. Загальний вигляд токарно-карусельного верстата



**Рис. 1.9. Шліфування зовнішньої поверхні конуса (а)
і внутрішньої поверхні великої чаші діаметром 5 000 мм (б)
на токарно-карусельному верстаті**

Потужність двигуна головного руху становить 18 кВт. Обробка виконується за традиційними схемами круглого зовнішнього й внутрішнього поздовжнього багатопрохідного шліфування й включає дві операції – попереднє й остаточне шліфування, які виконуються одним абразивним кругом (діаметром 500 мм і висотою 63 мм на бакелітовій зв'язці) на одному верстаті. Обробка здійснюється без застосування охолоджувальної рідини, хоча відповідно до практичних рекомендацій при шліфуванні наплавлених матеріалів потрібне її застосування, наприклад, 2 – 3-відсоткового розчину кальцинованої соди. Рекомендується також шліфування наплавочних матеріалів твердістю до HRC 60 виконувати кругами з карбіду кремнію або з білого електрокорунду, а шліфування наплавочних матеріалів твердістю понад HRC 60 – алмазними кругами.

Діючою технологією шліфування передбачене адаптивне керування поперечною подачею в міру зношування круга. Воно реалізується на основі зміни величини електричного струму у двигуні головного руху – зі зменшенням електричного струму включається поперечна подача. Одним із недоліків даного технічного рішення є те, що при виході круга за межі оброблюваної поверхні електричний струм зменшується до нуля й відбувається "завалювання" кромки деталі.

З метою досягнення необхідної точності й шорсткості ($R_a < 1$ мкм) обробки на операції остаточного шліфування глибину шліфування зменшують до значень 0,01 мм і нижче. Для оцінки точності оброблених поверхонь установлюють конус у чашу й наливають воду – протікання не повинне бути.

Зважаючи на те, що наплавочний матеріал має високу твердість HRC 58 – 59, а припуск під обробку становить 3 ... 7 мм, вирішити завдання його високоякісної обробки достатньо важко. Основна вимога до обробки полягає в забезпеченні заданого кута утворюючого конуса, тому що в протилежному випадку має місце нещільне прилягання поверхонь конуса і чаші, які сполучаються. Проблема ускладнюється, по-перше, нерівномірністю припуску: еліпсністю поверхні та наявністю на ній значних нерівностей, які змінюються в межах 1 ... 3 мм і обумовлені особливостями нанесення на контактну поверхню наплавленого шару матеріалу. По-друге, великою площею оброблюваної поверхні та, як установлено, низькою жорсткістю технологічної системи. У зв'язку із цим мають місце значні втрати часу на виправлення погрішності форми оброблюваних поверхонь. В остаточному підсумку це приводить до суттєвого збільшення трудомісткості обробки – тривалість процесу шліфування становить кілька робочих змін. Більшою мірою це відноситься до операцій остаточного (чистового) шліфування, тому що на операціях попереднього (чорнового) шліфування не вдається усунути значну погрішність форми оброблюваної поверхні, обумовлену зніманням нерівномірного припуску. Це досягається лише на операціях остаточного шліфування із застосуванням тривалого за часом виходжування.

Основним недоліком даної технології круглого шліфування є те, що в процесі обробки через інтенсивне зношування абразивного круга утворююча оброблюваного конуса не відповідає вимогам креслення. У зв'язку із цим для зниження зношування використовують абразивні круги з підвищеною твердістю зв'язки. Однак це негативно відображається на якості оброблюваної поверхні: утворюються припикання й тріщини, знижуються твердість поверхневого шару матеріалу й шорсткість поверхні. Крім того,

абразивний круг засалюється, втрачає різальну здатність і вимагає частих виправлень, а це збільшує тривалість обробки. Тому необхідні параметри точності та якості обробки досягаються винятково за рахунок зниження режимів шліфування й продуктивності обробки.

З метою підвищення ефективності шліфування було запропоновано замість абразивних кругів використовувати алмазні круги на високоміцних металевих зв'язках, які характеризуються високою зносостійкістю при шліфуванні найрізноманітніших важкооброблюваних матеріалів, у тому числі й високотвердих наплавочних матеріалів [97]. Однак, незважаючи на значні технологічні можливості алмазних кругів, їхнє застосування виявилось малоефективним, хоча й забезпечувало підвищення продуктивності та якості обробки. Як показала практика, при шліфуванні дані круги швидко засалювалися й втрачали різальну здатність, що вимагало тривалого часу на її відновлення. Застосування прогресивного методу електроерозійного виправлення також не дозволило вирішити дану проблему. У процесі електроерозійного шліфування алмазний круг працював нестабільно й вимагав періодичної зупинки процесу з метою відновлення його ріжучої здатності.

Практикою також встановлено, що істотним фактором, який визначає надмірно низьку ефективність алмазного шліфування є нерівномірне розташування нанесеного наплавочного матеріалу на контактну поверхню (наявність виступів і впадин). Це приводить, з одного боку, до збільшення тиску в місцях контакту круга з оброблюваним матеріалом і до інтенсивного зношування круга, а з іншого боку – до зниження контактної жорсткості взаємодії круга з деталлю, що з урахуванням відносно низької жорсткості технологічної системи приводить до зниження показників точності й продуктивності обробки.

У цей час операції круглого зовнішнього й внутрішнього шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш здійснюються з використанням звичайних абразивних кругів та з низькою продуктивністю обробки, тому що забезпечення високих показників точності та якості обробки вимагає суттєвого збільшення трудомісткості й зниження продуктивності обробки. У зв'язку із цим актуальним є пошук нових технологічних можливостей підвищення ефективності шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш за рахунок застосування нових більш ефективних кінематичних схем і умов шліфування, а також нових характеристик шліфувальних кругів, які характеризуються високою стійкістю й різальною здатністю. При цьому необхідно домогтися

зменшення силової й теплової напруженості процесу шліфування й тим самим підвищити точність, якість і продуктивність обробки.

1.2. Оцінювання ефективності алмазного шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

Нанесення високоміцних зносостійких наплавочних матеріалів на робочі поверхні знайшло широке застосування при відновленні відповідних деталей машин і стало важливим фактором підвищення їхньої довговічності й працездатності, багаторазового використання в процесі експлуатації [14; 28; 73]. У цей час номенклатура деталей, які відновлюються й зміцнюються наплавленнями й покриттями, включає сотні найменувань. Разом з тим, широке застосування наплавлень і покриттів стримується високою труднощістю їхньої обробки при шліфуванні у зв'язку з високими показниками твердості, міцності й пластичності. Тому застосування традиційних методів шліфування для їхньої обробки малоефективне. Особливо це відноситься до шліфування порошкових покриттів високої твердості $HRC > 60$, коли абразивний круг інтенсивно зношується, втрачає різальну здатність і вимагає постійного виправлення, що суттєво знижує продуктивність обробки [69].

У цей час при обробці зносостійких наплавлень і покриттів усе ширше використовуються алмазні круги на металевих зв'язках, які забезпечують високу зносостійкість і продуктивність обробки [96; 97; 107]. Разом з тим, вони швидко тупляться, засалюються й втрачають різальну здатність, що вимагає їхніх частих виправлень, а це знижує ефективність їхнього застосування. Тому на практиці застосовуються різні методи виправлення даних кругів. Найбільш простим, який знайшов широке застосування, є метод виправлення за допомогою абразивних брусків. Цей метод дозволяє якісно оголити алмазний шар кругів на відносно неміцних органічних і керамічних зв'язках. Застосування зазначеного методу для виправлення алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках виявилось мало-ефективним, хоча й зараз він використовується у виробництві при виправленні алмазних кругів на металевій зв'язці M1-01, яка схильна до самозагострювання в процесі шліфування. Як правлячий інструмент використовуються абразивні бруски з карбиду кремнію.

Достатньо ефективним методом виправлення алмазних кругів слід розглядати електрохімічний метод, заснований на технологічному використанні основних законів електрохімії, які встановлюють можливість переходу металів в іонний стан, тобто руйнування металу шляхом дії на

нього електричним струмом у середовищі електроліту [31; 49; 95]. При виправленні алмазний круг з'єднується з позитивним полюсом джерела струму, а правлячий електрод – з негативним полюсом. При подачі електроліту в зону виправлення в результаті електролізу металева зв'язка круга піддається розчиненню, що призводить до оголення нових різальних зерен. Залежно від щільності струму інтенсивність знімання алмазного шару круга досягає 1 000 мм³/хв і вище.

Електрохімічне виправлення алмазного круга можна виконувати як у процесі шліфування, так і окремо. Поряд з перевагами застосування електрохімічного виправлення існують і недоліки. Вони пов'язані, в першу чергу, зі шкідливими умовами праці, оскільки в зоні шліфування утворюється туман з електроліту, шкідливий для організму робітника, який необхідно видаляти витяжними пристроями. Крім того, електроліт негативно впливає на встаткування, призводить до його корозії й передчасного виходу з ладу.

Більш ефективним є метод електроерозійного виправлення, заснований на введенні в зону різання або автономно до круга електричної енергії у формі електричних розрядів (рис. 1.10). Наявність зазору між взаємодіючими поверхнями дозволяє здійснювати безконтактне формування різальної поверхні алмазного круга з мінімальним зусиллям і зношуванням правлячого електрода; вибірковість і дискретність процесу забезпечують необхідну точність обробки і якість різальної поверхні алмазного круга; термічний характер ерозії не ставить даний метод у залежність від фізико-механічних властивостей алмазного шару круга [91].

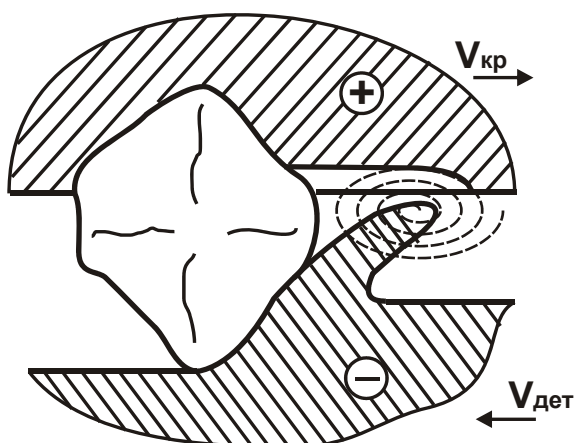


Рис. 1.10. **Схема електроерозійної дії на металеву зв'язку круга**

Для нормального протікання процесу електроерозійного виправлення необхідно позитивний заряд від джерела технологічного струму подати через струмопровідний пристрій на алмазний круг, який виступає як анод, а негативний заряд – на правлячий електрод, що є катодом. У цей час промисловість випускає ряд джерел струму, які можуть успішно використовуватися для електроерозійного виправлення алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках.

До них слід віднести високочастотні генератори імпульсів струму типу ШГІ й джерела постійного струму.

Відмінність електроерозійного виправлення від імпульсного високо-частотного генератора представляється таким чином: при зближенні правлячого електрода з алмазним шаром круга й подачею в міжелектродний проміжок технологічної рідини між струмопровідними ділянками зв'язки круга й електрода відбуваються електричні розряди. Термічна дія імпульсного розряду призводить до ерозії ділянок металевої зв'язки й утворення лунок. Продукти ерозії зв'язки у вигляді застиглих часток вимиваються із зони обробки. У результаті сумарної ерозійної дії електричних розрядів віддаляється певна кількість зв'язки, що призводить до оголення алмазних зерен на робочій поверхні круга. Як технологічну рідину використовують, як правило, технічну воду з антикорозійною добавкою (1,5 – 3-відсотковий содовий розчин). Електроерозійним виправленням достатньо ефективно усувається засалювання робочої поверхні алмазного круга стружками, що утворюються при шліфуванні. У результаті метал стружок частково випаровується, частково оплавляється і з технологічною рідиною віддаляється з поверхні круга. Безперервна електроерозійна дія на алмазний круг при шліфуванні дозволяє підтримувати його високу різальну здатність протягом усього процесу обробки деталей.

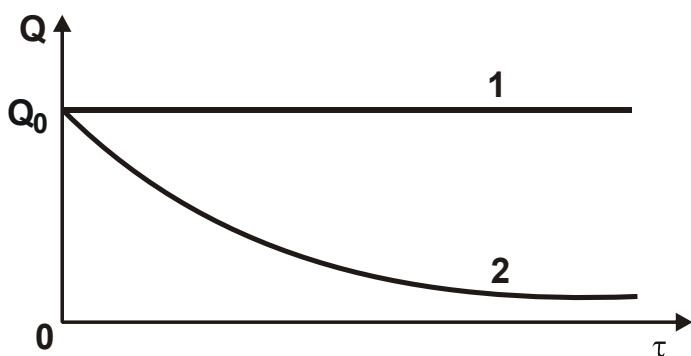


Рис. 1.11. Залежність продуктивності обробки Q від часу обробки τ

Умовні позначення: 1 – алмазне електроерозійне шліфування; 2 – алмазне шліфування.

Важливим резервом підвищення різальної здатності алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках також є застосування розробленого професором Беззубенко М. К. [17; 18] методу алмазно-іскрового шліфування (електроерозійного шліфування), заснованого на введенні в зону різання безпосередньо в процесі обробки електричної енергії у формі електричних розрядів (рис. 1.11).

Використовуючи алмазні круги на металевих зв'язках і прогресивний метод електроерозійного виправлення, в Інституті надтвердих матеріалів імені В. М. Бакуля НАН України під керівництвом кандидата технічних наук Рибіцького В. А. розроблено процеси алмазного шліфування наплавочних

матеріалів, що застосовуються у металургійному виробництві [97]. Алмазне шліфування наплавлених контактних поверхонь великих і малих конусів, чаш і виврв засипних апаратів доменних печей дозволило підвищити продуктивність обробки й поліпшити стан поверхневого шару. По-перше, це стало можливим завдяки використанню спеціально створеного алмазного круга 1А1 400×40 АС15 250/200М М1-10 4 на металевій зв'язці М1-10, який вдало поєднує властивості самозагострювання різальної поверхні й високий ступінь утримання зерен у крузі. Це дозволяє здійснювати ефективну обробку зносостійких наплавочних матеріалів типу 300 25НЗСЗГ2 твердістю HRC 50 – 55. По-друге, ефект обробки досягнуто завдяки застосуванню схеми глибинного круглого зовнішнього шліфування периферією алмазного круга (глибина шліфування $t=0,1 \dots 0,3$ мм, швидкість деталі $V_{дет} = 1,5 \dots 5,0$ м/хв; відносна поздовжня подача $S_{відн} = 0,5 \dots 0,8$), табл. 1.2 [97].

Разом з тим, як встановлено експериментально, даний процес у часі нестабільний. Незважаючи на використання електроерозійного виправлення, алмазний круг достатньо швидко втрачає ріжучу здатність (внаслідок засалювання) і вимагає тривалої підготовки його до роботи, що в цілому знижує ефективність обробки. Саме через це алмазне шліфування великогабаритних деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами металургійного призначення у ПАТ "Азовмаш" практичного застосування не отримало.

Таблиця 1.2

Оптимальні режими шліфування наплавлених контактних поверхонь великих і малих конусів, чаш і виврв засипних апаратів доменних печей

Тип наплавочного матеріалу	Операція	Режим шліфування				Шорсткість обробленої поверхні R_a , мкм
		$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/хв	$S_{відн}$	t , мм	
1	2	3	4	5	6	7
300·25МЗННЗГ2	1.Обробка контактних поверхонь конусів (чорнова)	25 – 30	4 – 5	0,7 – 0,8	0,1 – 0,15	0,70 – 0,63
550·44НЗ4ГСП		28 – 30	2 – 3	0,6 – 0,8	0,2 – 0,3	0,80 – 0,63
450·20Б7М7В2Ф		28 – 30	2 – 3	0,6 – 0,7	0,2 – 0,25	0,80 – 0,60
Реліт-Мельхіор		25 – 30	3 – 3,5	0,5 – 0,6	0,25 – 0,3	0,90 – 1,20

1	2	3	4	5	6	7
550·44Н34ГСП	1.Обробка контактних	25 – 30	2 – 3	0,6 – 0,7	0,1 – 0,15	0,70 – 0,80
450·20Б7М7В2Ф	поверхонь	28 – 30	1,5 – 2	0,6 – 0,7	0,2 – 0,25	0,70 – 0,85
450·20Б7М7В2Ф	чаш	28 – 30	1,5 – 2	0,6 – 0,7	0,15 – 0,2	0,50 – 0,80
Реліт-мельхіор	(чорнова)	25 – 30	2 – 3	0,5 – 0,7	0,2 – 0,25	0,80 – 1,0

Зазначена вище схема глибинного круглого зовнішнього шліфування периферією алмазного круга на металевій зв'язці вперше була застосована для обробки твердосплавних інструментів і показала позитивні результати [87]. Вона забезпечує найбільшу продуктивність і найменшу собівартість обробки при заданій (граничній) товщині зрізу окремим зерном круга, що обумовлена міцністю зв'язки й різального зерна [87]:

$$N_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3}{\operatorname{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{V_{\text{дет}} \cdot \frac{Q}{B} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}}, \quad (1.1)$$

- де \bar{X} – зернистість круга, м;
 m – об'ємна концентрація зерен круга;
 γ – половина кута при вершині різального зерна;
 $V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – швидкості деталі та круга, м/с;
 t – глибина шліфування, м;
 $Q = N \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – продуктивність обробки, м³/с;
 B – ширина шліфування, м;
 $R_{\text{дет}}$, $R_{\text{кр}}$ – радіуси деталі й круга, м.

Як впливає із залежності (1.1), зменшуючи швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, з'являється можливість збільшення продуктивності обробки Q при збереженні постійної максимальної товщини зрізу N_{\max} . Знімання припуску може виконуватися із продуктивністю обробки на рівні 20 ... 30 тис. мм³/хв при економічно обґрунтованій витраті алмаза (табл. 1.3, рис. 1.12, 1.13, [119], $S_{\text{позд}}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/хв).

Оптимальні умови обробки при круглому зовнішньому алмазному шліфуванні твердосплавних інструментів

Тип зв'язки круга	t , хв	$S_{\text{позд}}$, м/хв	$V_{\text{дет}}$, м/хв	$V_{\text{кр}}$, м/с	Продуктивність, мм ³ /хв
М1-01	0,1 – 0,6	0,045 – 0,27	1 – 6	30 – 40	14 000 – 18 000
М1-10		0,09 – 0,36	2 – 8		22 000 – 28 000
М2-09		0,09 – 0,36	2 – 10		24 000 – 30 000

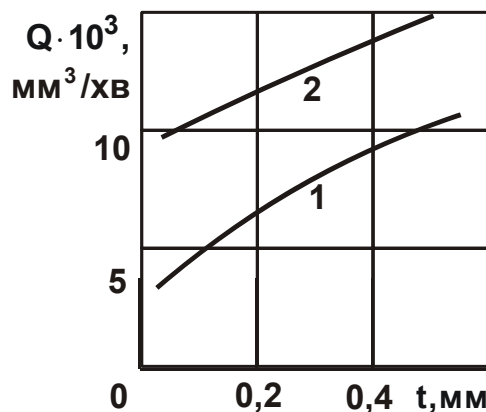


Рис. 1.12. Залежність продуктивності обробки Q від глибини шліфування t при фіксованій швидкості лінійного зношування алмазного круга h

Умови обробки: 1 – $h = 0,05$ мм/хв; 2 – $h = 0,01$ мм/хв; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; алмазний круг – 1А1 300×25 АС6 250/200 М1-01 4; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $S_{\text{відн}} = 0,9$.

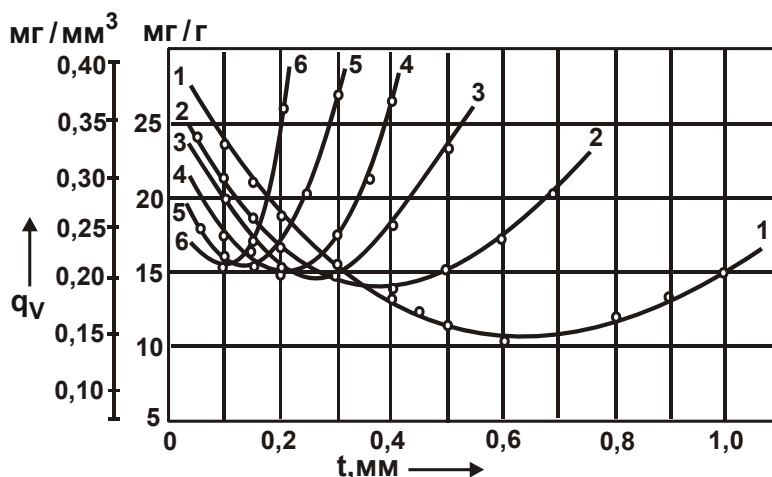


Рис. 1.13. Залежність питомої витрати алмаза q_v від глибини шліфування t

Умови обробки: 1, ..., 6 – $V_{\text{дет}} = 1, \dots, 6$ м/хв; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК15; круг – 1А1 300×25 АС6 250/200 М1-01 4; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $S_{\text{відн}} = 0,9$.

Про ефективність глибокого електроерозійного шліфування твердосплавних пластин із ВК8 і Т15К10 алмазними кругами на металевих зв'язках можна судити за експериментальними даними, отриманими при плоскому врізному шліфуванні всією шириною круга 1А1 200×20×5 АС6 160/125 М2-01 4 зі швидкостями деталі й круга $V_{дет}=3,3$ м/хв, $V_{кр}=15,7$ м/с і глибиною шліфування t – до 0,1 мм (рис. 1.14, 1.15 [23; 120]).

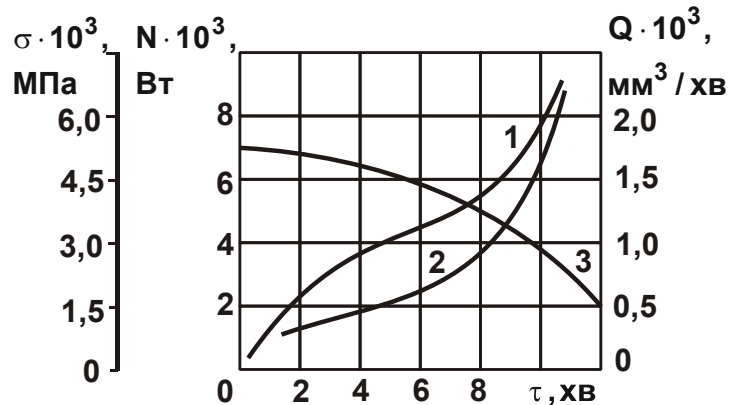


Рис. 1.14. Залежності потужності N (1), енергоємності σ (2) і продуктивності Q (3) обробки від часу τ при звичайному алмазному шліфуванні

Умови обробки: оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; $t = 0,03$ мм.

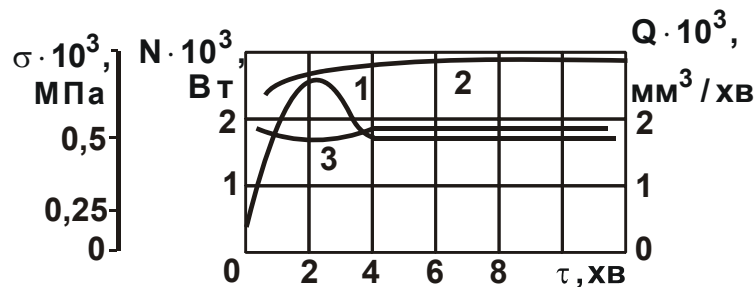


Рис. 1.15. Залежності потужності N (1), енергоємності σ (2) і продуктивності Q (3) обробки від часу τ при алмазному електроерозійному шліфуванні

Умови обробки: оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; $t = 0,03$ мм.

При шліфуванні без підведення електричного струму в зону різання із часом обробки τ мало місце збільшення ефективної потужності шліфування N й енергоємності обробки (умовного напруження різання) σ , а також зменшення продуктивності обробки Q , що обумовлено втратою різальної здатності алмазного круга (див. рис. 1.14).

При підведенні електричного струму в зону різання спостерігалася стабілізація в часі параметрів N , σ і Q (див. рис. 1.15), що дозволило реалізувати глибинне алмазне шліфування твердого сплаву ВК8 (рис. 1.16). При цьому використовувався генератор імпульсного струму (частота 22 кГц, скважність – 9/10).

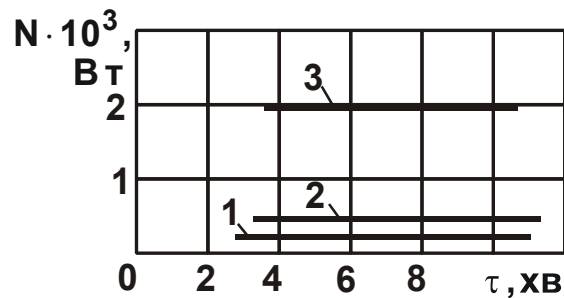


Рис. 1.16. Залежності потужності шліфування N від часу обробки τ при алмазному електроерозійному шліфуванні
Умови обробки: 1 – $t = 0,03$ мм; 2 – $t = 0,05$ мм; 3 – $t = 0,08$ мм.

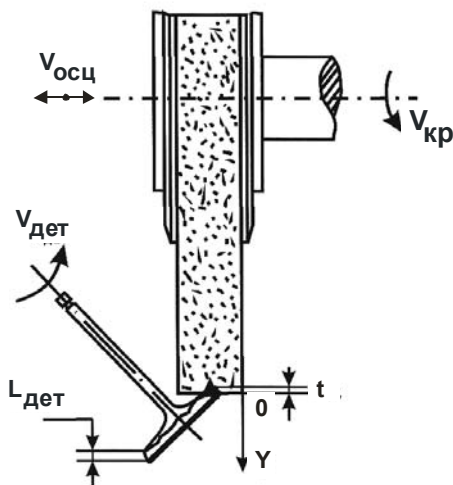


Рис. 1.17. Розрахункова схема шліфування

У роботі [69] наведено результати досліджень, які свідчать про те, що розглянута схема глибинного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці може бути успішно застосована при обробці наплавочного матеріалу, наприклад, відновленої фаски шириною $l_{дет} = 8$ мм клапана двигуна внутрішнього згоряння наплавочним матеріалом ПГ-10Н-01 твердістю HRC 60 – 62 (рис. 1.17). Для цього використовувався алмазний круг 500×32 АС6 250/200 М2-01 4 на металевій зв'язці М2-01, який працює в режимі електроерозійного шліфування.

У цьому випадку ефект досягнуто завдяки тому, що обробка виконувалася з невеликою шириною шліфування ($l_{дет} = 8$ мм) і тому енергії електроерозійного виправлення було достатньо для постійної підтримки високої різальної здатності алмазного круга в процесі обробки. При цьому алмазний круг не засалювався (рис. 1.18 [69]).

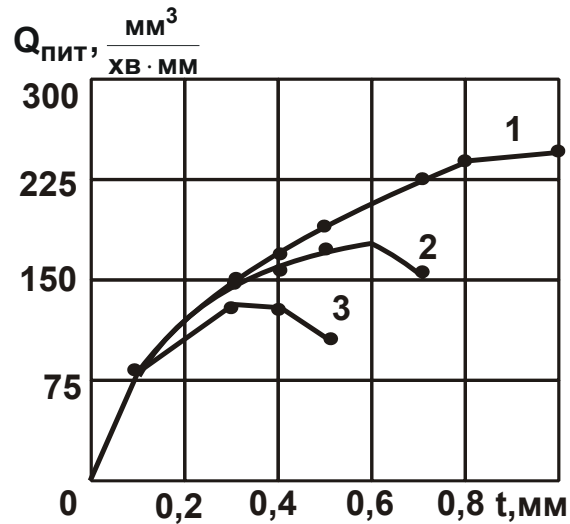


Рис. 1.18. Залежність питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ від глибини шліфування t

Умови обробки: 1 - $I_{\text{ср}} = 75$ А; 2 - $I_{\text{ср}} = 48$ А; 3 - $I_{\text{ср}} = 34$ А; максимальна товщина зрізу окремим зерном $a_{z_{\text{max}}} = 15$ мкм; швидкість круга $V_{\text{кр}} = 28$ м/с.

Експериментально встановлено (рис. 1.19), що з переходом в область глибокого шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі між питомою продуктивністю обробки $Q_{\text{пит}}$ і параметром шорсткості поверхні R_a існує не звичайний зв'язок: чим більше $Q_{\text{пит}}$, тим менше R_a . Це вказує на ефективність застосування глибокого (однопрохідного) алмазного шліфування (табл. 1.4 [67; 70]).

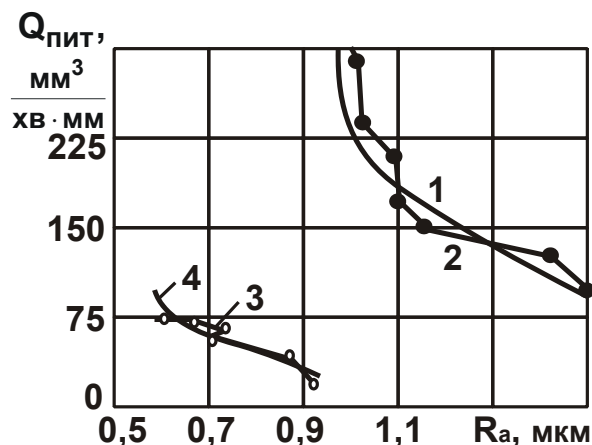


Рис. 1.19. Залежність питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ від параметра шорсткості поверхні R_a

Умови обробки: 1; 2 - $a_{z_{\text{max}}} = 15$ мкм; 3; 4 - $a_{z_{\text{max}}} = 10$ мкм; $l_{\text{дет}} = 8$ мм; $V_{\text{кр}} = 28$ м/с (1; 4 - розрахункові залежності; 2; 3 - експериментальні залежності).

Оптимальні умови шліфування фаски клапана

Характеристика круга		1A1 500×25×305×6 AC15 200/160 M2-01 4
Оброблюваний матеріал: покриття ПГ-10Н-01	$V_{дет}$, м/хв	0,5
	$V_{кр}$, м/с	28
	$V_{вр}$, мм/хв	0,5
	t , мм	0,8
Параметри імпульсного струму	сила струму $I_{ср}$, А	67 ... 70
	частота f , кГц	3
	кількість силових блоків B_c , шт.	5
	скважність, $q_{ш}$	1,1 ... 4,3
Продуктивність процесу обробки за цикл	Q , мм ³ /(хв·мм)	170
Кількість оброблених клапанів кругом до його повного зношування	$n_{кл}$, тис. шт.	75
Шорсткість обробленої поверхні	R_a , мкм	0,8 ... 1,0
Ефективна потужність шліфування	$N_{еф}$, Вт	70 ... 90

Необхідно відзначити, що шліфування відновленої фаски клапана двигуна внутрішнього згорання високоміцним наплавочним матеріалом ПГ-10Н-01 твердістю HRC \geq 60 кругом із карбіду кремнію зеленого показали незадовільні результати.

Важливі результати отримано Гуцаленко О. Г. [99] при дослідженні алмазного шліфування теплостійких наплавочних матеріалів типу 3Х2Н3 і 25Х5ФМС твердістю HRC 46 – 48, які отримали широке застосування в металургії для підвищення зносостійкості різних деталей прокатного встаткування й, насамперед, валків прокатних станів, що працюють в умовах великих змінних навантажень, високих температур і тому до якості оброблюваних поверхонь висувують особливі вимоги. На рис. 1.20 показано характер зміни питомої витрати алмаза q_v у міру знімання нерівномірного шару наплавочного матеріалу. У початковий момент обробки, тобто при обробці окремих виступів, питома витрата алмаза q_v приймає більш високі значення. Із часом шліфування, тобто при переході від обробки окремих виступів до суцільного матеріалу, q_v зменшується.

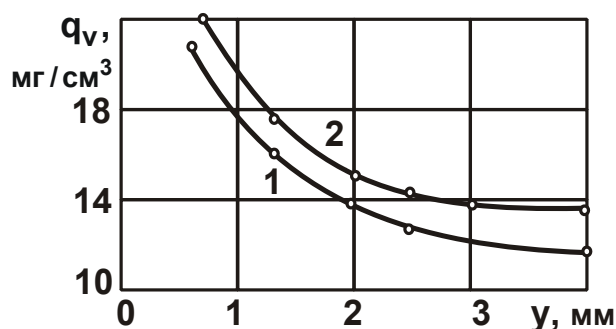


Рис. 1.20. Залежність q_v від рівня у нерівностей наплавочного матеріалу

Умовні позначення: наплавочний матеріал: 1 – 3X2B8; 2 – 25X5ФМС.

Отже, шліфування несучільного матеріалу у вигляді окремих виступів і западин характеризується підвищеною питомою витратою алмаза q_v , що й визначає складності обробки наплавочних матеріалів. Таким чином, на основі аналізу літературних джерел показано, що метод алмазного електроерозійного шліфування може бути достатньо ефективно застосований при обробці наплавочних матеріалів відносно невеликої твердості HRC 46 – 48. При обробці наплавочних матеріалів із твердістю HRC 58 – 59 і більше ефективне застосування алмазного електроерозійного шліфування обмежене внаслідок швидкої втрати алмазним кругом на металевій зв'язці різальної здатності.

1.3. Аналіз шляхів підвищення ефективності шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

Підтримка в процесі шліфування високої різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці є необхідною, але недостатньою умовою здійснення високоефективного шліфування деталей з наплавочними матеріалами. Достатньою умовою необхідно розглядати науково обґрунтовані параметри режиму шліфування, що забезпечують максимально можливу продуктивність обробки з урахуванням вимог за якістю і точністю оброблюваних поверхонь. У зв'язку із цим важливо провести аналіз технологічних можливостей високопродуктивного шліфування.

У роботі [122] наведено теоретичне рішення завдання підвищення продуктивності обробки при шліфуванні з урахуванням обмеження за точністю розміру обробленої поверхні, обумовленого пружними переми-

щеннями, які виникають у технологічній системі. Установлено, що між величиною пружного переміщення й продуктивністю обробки $Q_{\text{пот}}(\tau)$ існує лінійна залежність:

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{пот}}(\tau)}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}, \quad (1.2)$$

де τ – час обробки, с;

σ – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м²;

$K_{\text{ш}} = P_z / P_y$;

P_z, P_y – тангенціальна й радіальна складові сили різання, Н;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м.

На основі залежності (1.2) отримано диференціальне рівняння балансу переміщення в технологічній системі з урахуванням початкового натягу y_0 :

$$\frac{d\vartheta}{d\tau} + M \cdot \vartheta = N \cdot \tau, \quad (1.3)$$

де $M = \frac{c \cdot \vartheta}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}$;

$$N = \frac{c \cdot \lambda \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}}};$$

$$Q_{\text{пот}}(\tau) = \frac{d\vartheta}{d\tau};$$

$$\lambda = \frac{Q_{\text{пот}}(\tau)}{P_y} \text{ – питома інтенсивність знімання матеріалу, м}^3\text{/(с}\cdot\text{Н)};$$

ϑ – об'єм знятого матеріалу, м³;

$D_{\text{дет}}$ – діаметр оброблюваної деталі, м;

B – ширина шліфування, м.

Розв'язок рівняння (1.3) для початкової умови $y(\tau = 0) = y_0$:

$$Q_{\text{пот}}(\tau) = Q_0 - (Q_0 - c \cdot y_0 \cdot \lambda) \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}\right), \quad (1.4)$$

де $Q_0 = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с.

Залежно від величини y_0 із залежності (1.4) впливають три принципових рішення: $Q_{\text{пот}} > Q_0$, $Q_{\text{пот}} = Q_0$ і $Q_{\text{пот}} < Q_0$ (рис. 1.21). Тут

$$y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - \text{пружне переміщення в сталому процесі обробки, м.}$$

Збільшити $Q_{\text{пот}} > Q_0$ при $y_0 > Q_0 / (c \cdot \lambda)$ можна, реалізуючи умову $y_0 = \Pi$, де Π – припуск, що знімається, м. За умови $Q_{\text{пот}} = Q_0$ буде протікати стійкий у часі процес шліфування. Для цього необхідно створити в технологічній системі натяг величиною $y_0 = \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ або обробку здійснювати за пружною схемою з фіксованим радіальним зусиллям $P_y = Q_0 / \lambda$. Основною умовою підвищення продуктивності обробки $Q_{\text{пот}} > Q_0$ за умови $y_0 < \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ є збільшення λ . Не враховуючи тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при шліфуванні, параметр λ визначається:

$$\lambda = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{\text{зсув}}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot \text{HV} \cdot R} \right)^2}, \quad (1.5)$$

де $\tau_{\text{зсув}}$, HV – відповідно межа міцності на зсув й твердість (за Віккерсом) оброблюваного матеріалу, Н/м²;

a_z – товщина зрізу окремим зерном круга, м;

R – радіус округлення різальної частини зерна, м.

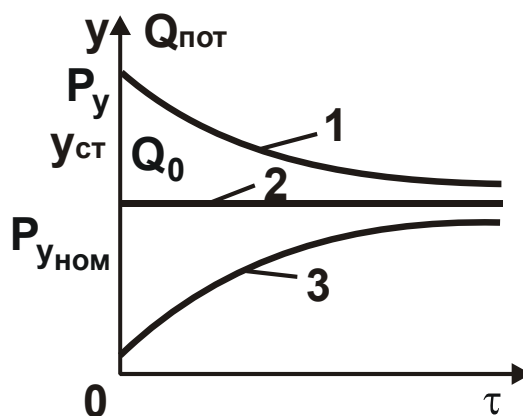


Рис. 1.21. Залежності поточної продуктивності обробки $Q_{\text{пот}}$, величини пружного переміщення y й радіальної складової сили різання P_y від часу обробки τ

Умовні позначення: 1 – $Q_{\text{пот}} > Q_0$; 2 – $Q_{\text{пот}} = Q_0$; 3 – $Q_{\text{пот}} < Q_0$.

Як впливає із залежності (1.5), збільшити параметр λ можна збільшенням $V_{кр}$ і a_z/R . Твердість матеріалу HV більшою мірою впливає на параметр λ , ніж міцність матеріалу $\tau_{зсув}$, що погодиться із практикою шліфування. Після перетворення a_z/R залежність (1.5) приймає вигляд [35]:

$$\lambda = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}, \quad (1.6)$$

де $\eta = \sqrt{\frac{0,5\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y_1}}}$ – безрозмірний параметр, який визначає

ступінь затуплення зерна, 0 ... 1 (для гострого зерна $\eta \rightarrow 0$);

P_{y_1} – радіальна складова сили різання, яка діє на зерно, Н;

x – величина лінійного зношування зерна, м.

Збільшити параметр λ можна зменшенням η за рахунок зменшення x й збільшення P_{y_1} . Продуктивність обробки при $Q_{пот} = Q_0$

визначається $Q_{пот} = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}$. Тому підвищити $Q_{пот}$ можна збіль-

шенням $V_{кр}$, P_y і $(1 - \eta)$. Забезпечити найбільшу продуктивність обробки з урахуванням обмеження за точністю обробки можна реалізацією пружної схеми шліфування з початковим натягом y_0 у технологічній системі, рівним припуску (для $Q_{пот} > Q_0$). Величина y описується [80; 100]:

$$y = \frac{t}{\varepsilon^n}, \quad (1.7)$$

де $\varepsilon = 1 + 1/B_1$ – уточнення на проході круга (рівне відношенню погрішностей обробки на попередньому й наступному проходах круга);

$B_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – безрозмірний параметр;

n – кількість проходів круга.

З урахуванням (1.7) визначається основний час обробки:

$$\tau = \frac{n \cdot L}{V_{дет}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L \cdot n}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} - 1 \right), \quad (1.8)$$

де L – довжина ходу круга, м;

$\varepsilon_{\text{сум}} = t/y = \varepsilon^n$ – сумарне уточнення.

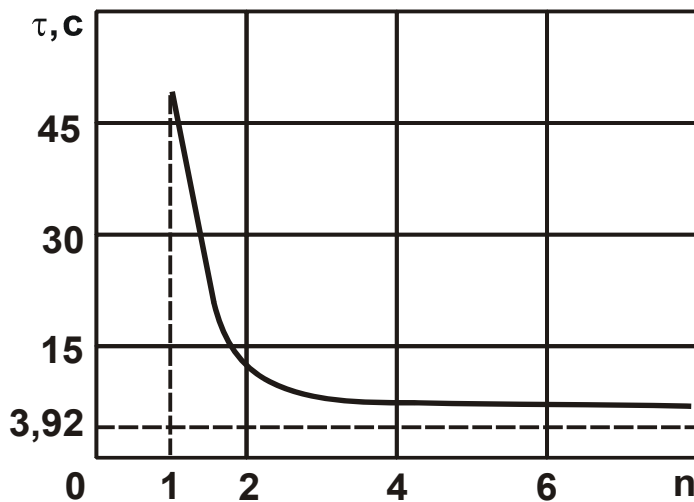


Рис. 1.22. Залежність основного часу обробки τ від кількості проходів круга n для $\varepsilon_{\text{сум}} = 50$

Із залежності (1.8) випливає, що зі збільшенням n основний час обробки τ зменшується (рис. 1.22), асимптотично наближаючись до мінімального значення:

$$\tau_{\min} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}} \quad (1.9)$$

Ефект обробки досягається за рахунок збільшення $V_{\text{дет}}$ й n .

При плоскому шліфуванні за жорсткою схемою величина y визначається [80; 100]:

$$y = y_{\text{ст}} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}) \quad (1.10)$$

Аналізуючи залежності (1.7) і (1.10), видно, що величини y при шліфуванні за схемою виходжування й за жорсткою схемою взаємно протилежні. У роботі [77] наведені залежності для визначення величини

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ф}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} = B_1 \cdot t_{\text{ф}} \quad \text{при плоскому й круглому шліфуванні (рис. 1.23):}$$

$$y = y_{\text{ст}} - (y_{\text{ст}} - y_0) \cdot e^{-\frac{n}{B_1}} \quad (1.11)$$

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

$t_{\text{ф}}$ – фактична глибина шліфування, м;

$y_{\text{ст}} = B_1 \cdot t$ – пружне переміщення при сталому шліфуванні, м.

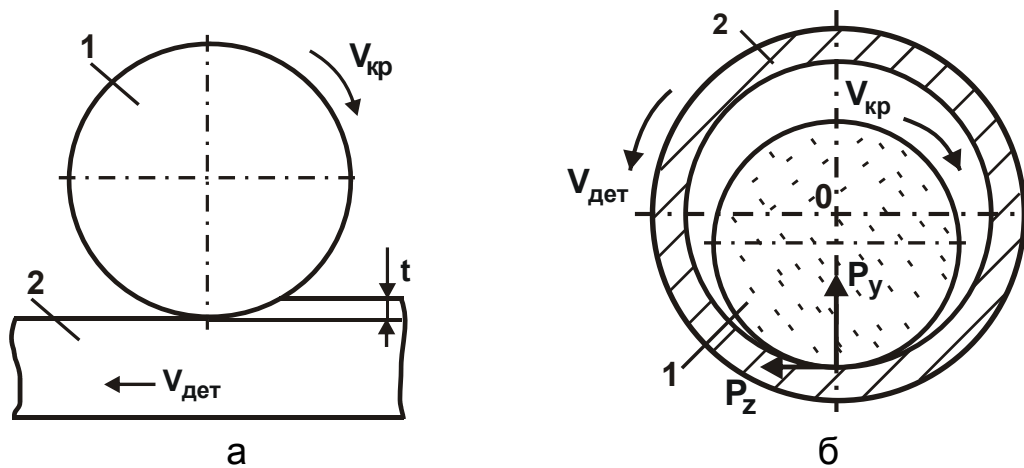


Рис. 1.23. Розрахункові схеми параметрів плоского (а) і круглого внутрішнього (б) шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь.

Залежність (1.11) аналогічна залежності (1.6) для визначення продуктивності обробки $Q_{\text{пот}}(\tau)$ при шліфуванні. У залежності (1.11) час обробки τ виражений через n . Залежно від початкового натягу y_0 величина y може змінюватися за найрізноманітнішими законами: збільшуватися, зменшуватися або залишатися постійною зі збільшенням n . Такий же висновок впливає із залежності (1.6). Цим показано, що, змінюючи початковий натяг y_0 , можна в широких межах змінювати величину y й погрішність обробки. Необхідно відзначити, що питанням підвищення точності, якості й продуктивності обробки при шліфуванні приділено велику увагу [42; 43; 46; 47; 55; 56; 60; 63; 88]. Розроблено математичні моделі визначення погрішностей при обробці. Доведено, що в більшості випадків шліфування визначальним фактором у формуванні погрішностей обробки є пружні переміщення. Великий внесок у створення теорії точності обробки при шліфуванні внесли Лур'є Г. Б., Корсаков В. С., Кудинов В. А., Новосьолов Ю. К., Михелькевич В. Н., Тверський М. М. та ін.

Як відомо, основним недоліком процесу шліфування є високий рівень виникаючої температури різання, що приводить до появи на оброблюваній поверхні різного роду температурних дефектів і зниження якості обробки. Тому, як показано в п. 1.1, поряд із забезпеченням необхідної точності обробки розглянутих контактних поверхонь елементів засипного апарата (конусів і чаш), важливо вирішити питання високоякісної обробки, яка виключає утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Основним шляхом його вирі-

шення є зниження теплової напруженості процесу шліфування, що досягається підвищенням різальної здатності круга й вибором оптимальних режимів шліфування [24; 27; 29; 52; 90; 92; 94; 103; 104; 108; 112], застосуванням ефективних методів виправлення круга [25; 30; 58; 62], переривчастого шліфування [125 – 127], використанням ефективних технологічних середовищ [50; 109] та ін. Дані питання в науково-технічній літературі достатньо повно вивчені й набули широкого застосування на практиці. Наприклад, розроблена формалізована математична теорія теплових процесів при шліфуванні [1; 29; 51; 94; 104; 105; 108; 113; 116; 120; 124]. На основі рівняння теплопровідності Лапласа аналітично описані стаціонарні й нестаціонарні теплові поля, що виникають в оброблюваній деталі при шліфуванні. Заслуговує на увагу спрощений підхід до визначення температури шліфування, запропонований у роботах [61; 78; 81; 119; 129]. Він заснований на вирішенні рівняння балансу тепла, яке переходить в стружку і оброблюваний матеріал, стосовно до спрощеної схеми шліфування прямолінійного зразка, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга з постійною швидкістю $V_{різ}$ (рис. 1.24):

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{різ} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau + \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}{2 \cdot N} \cdot [\theta(\tau)]^2 = N \cdot \tau, \quad (1.12)$$

де $\theta(\tau)$ – температура шліфування, К;

$N = q \cdot S$ – потужність теплового джерела, Вт;

S – площа поперечного перерізу зразка, м²;

$q = \sigma \cdot V_{різ}$ – щільність теплового потоку, Вт/м²;

σ – умовна напруга різання, Н/м² (енергоємність обробки, Дж/м³);

$V_{різ}$ – швидкість переміщення зразка, м/с;

c – питома теплоємність матеріалу, Дж/(кг·К);

λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу, Вт/м·К;

ρ – щільність матеріалу, кг/м³.

Розв'язок рівняння (1.12):

$$\theta(\tau) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (1.13)$$

де z – відносна величина температури ($0 \dots 1$), яка визначається з рівняння $\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{\text{різ}} = -\ln(1-z) - z$;

l_1 – товщина шару знятого матеріалу, м.

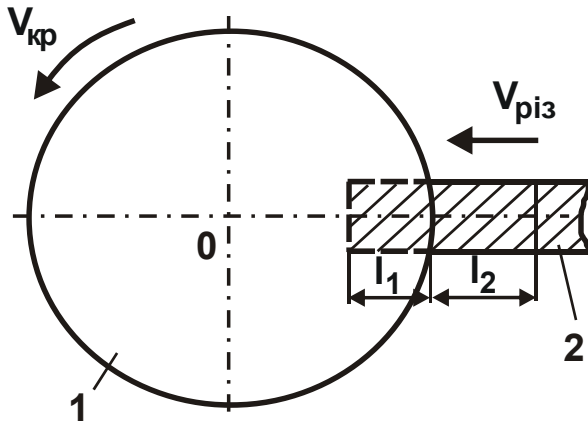


Рис. 1.24. Розрахункова схема шліфування

Умовні позначення:

1 – круг; 2 – зразок.

На рис. 1.25 показано характер зміни температури шліфування θ від часу обробки τ , отриманої на основі залежності (1.13). Зі збільшенням часу обробки τ температура шліфування θ збільшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma / c \cdot \rho$. Розрахунками встановлено, що при шліфуванні реалізується умова $z < 0,5$, а при різанні лезовими інструментами – $z \rightarrow 1$.

Установлено також, що умовне

напруження різання σ при шліфуванні значно більше, ніж при лезовій обробці, а це визначає більш високу температуру при шліфуванні. Зменшити температуру, виходячи з залежності (1.13), можна зменшенням величини z за рахунок зниження продуктивності обробки, що не завжди ефективно. Тому важливо вишукати умови шліфування, які забезпечують зменшення температури без зменшення продуктивності обробки.

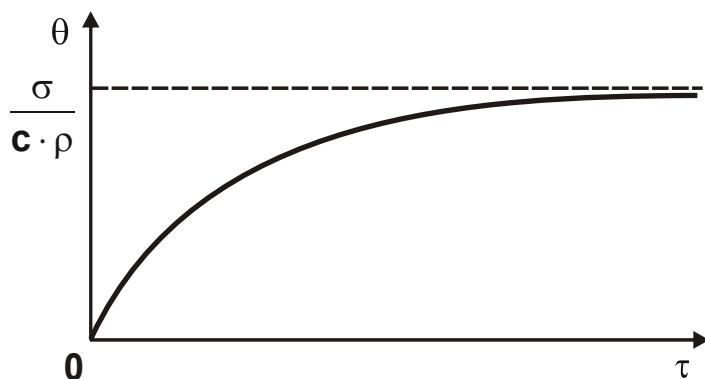


Рис. 1.25. Залежність температури шліфування θ від часу обробки τ

У роботі [45] отримано розв'язок рівняння (1.12) для схеми глибокого шліфування (рис. 1.26 а). Установлено, що у зв'язку із криволінійністю контакту круга з деталлю швидкість $V_{\text{різ}}$ перерізання адіабатичних стержнів, якими умовно представлений припуск, зменшується в часі τ .

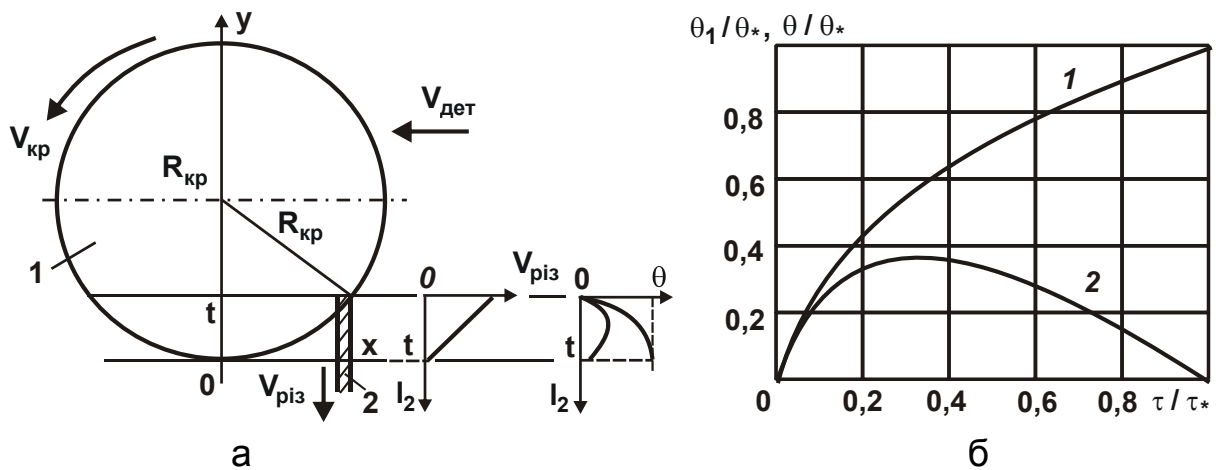


Рис. 1.26. Розрахункова схема температури глибокого шліфування (а) і залежності θ_1/θ_* , θ/θ_* від τ/τ_* (б)

Умовні позначення: а) 1 – круг; 2 – адіабатичний стержень; б) 1 – θ_1/θ_* ; 2 – θ/θ_* .

Розглядаючи припуск у вигляді пакета елементарних (нескінченно тонких) адіабатичних стержнів, які перерізуються кругом при шліфуванні зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{різ}(\tau)$, визначено температуру θ :

$$\frac{\theta}{\theta_*} = \left(1 - \frac{\tau}{\tau_*}\right) \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}, \quad (1.14)$$

$$\text{де } \theta_* = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{дет}^2 \cdot \tau_*}{R_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_*};$$

$$\tau_* = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}} \text{ – час контакту круга з адіабатичним стержнем.}$$

Підкоряючи залежність (1.14) необхідній і достатній умовам екстремуму, встановлено, що при $\tau = \tau_*/3$ має місце максимум функції θ/θ_* (див. рис. 1.26 б). При постійній швидкості $V_{різ}$ перерізання адіабатичного стержня температура θ_1 збільшується в часі τ (див. рис. 1.26б) і визначається залежністю:

$$\theta_1 = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{дет}^2 \cdot \tau_*}{R_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_* \cdot \frac{\tau}{\tau_*}} \quad (1.15)$$

або

$$\frac{\theta_1}{\theta_*} = \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}. \quad (1.16)$$

Найбільша температура θ_1 досягається в момент повного перерізання адіабатичного стержня. Таким чином показано, що завдяки реалізації змінної (зменшуваної в часі) швидкості $V_{\text{різ}}$ максимальна температура шліфування θ/θ_* менша температури θ_1/θ_* приблизно в 3 рази й досягається фактично в початковий момент перерізання адіабатичного стержня. У роботі [45] визначена температура θ поверхневого шару деталі на рівні $y=0$ (див. рис. 1.26 а), яка відрізняється від температури шліфування й дорівнює:

$$\theta = \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot U} - U \right), \quad (1.17)$$

де $U = Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{t}$;

$Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\text{дет}}$ – питома продуктивність обробки, $\text{м}^3/(\text{с} \cdot \text{м})$.

При однаковій питомій продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ температура θ поверхневого шару деталі зі збільшенням глибини шліфування t змінюється за екстремальною залежністю – проходить точку максимуму (рис. 1.27). Отже, ефективно виконувати обробку або в зоні відносно невеликих глибин шліфування t , або в зоні великих глибин шліфування t .

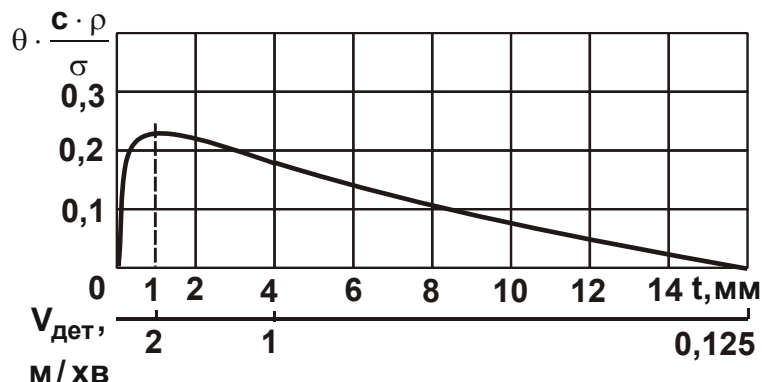


Рис. 1.27. Зміна функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від t при одночасній зміні $V_{\text{дет}}$

Наведений вище теоретичний розв'язок погодиться з експериментальними даними професора Г. Вернера (США), (рис. 1.28 [130]).

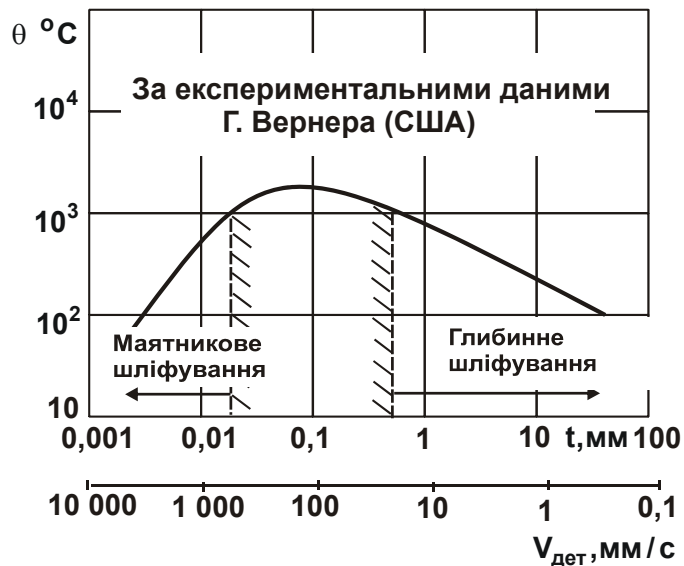


Рис. 1.28. Залежність температури шліфування θ від глибини шліфування t та швидкості деталі $V_{дет}$ [130]

Необхідно відзначити, що цей розв'язок отримано на основі інтегрального рівняння (1.12), яке справедливо для випадку перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом з постійною швидкістю $V_{різ}$. Тому важливо отримати новий розв'язок рівняння (1.12) для випадку перерізання стержня зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{різ}$. Це дозволить установити уточнені результати відносно екстремальної залежності $\theta - t$ (див. рис. 1.27) для заданої питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ й відповісти на запитання: при яких глибинах шліфування t можна суттєво зменшити температуру шліфування і яким шляхом цього досягти? У зв'язку з цим одним із завдань роботи є теоретичне визначення температури при глибинному шліфуванні на основі розрахункової схеми (див. рис. 1.26а), що враховує перерізання адіабатичного стержня зі змінною в часі швидкістю $V_{різ}$.

1.4. Оцінювання ефективності лезової обробки зносостійких наплавочних матеріалів

1.4.1. Узагальнення досвіду лезової обробки зносостійких наплавочних матеріалів

Поряд із процесами шліфування, при обробці зносостійких наплавочних матеріалів широко застосовуються процеси різання лезовими інструментами (точіння, фрезерування та ін.) [33]. У цей час накопичений великий досвід з розробки прогресивних технологій обробки зносостійких наплавочних

матеріалів і покриттів з використанням лезових інструментів. Разом з тим, як показує практика, такі технології можуть бути використані при обробці матеріалів твердістю HRC < 35 – 40. При обробці матеріалів твердістю HRC > 40 відбувається інтенсивне затуплення різальної кромки різця, її викришування й неможливість подальшого ведення процесу різання [99]. Це обумовлено, по-перше, високими фізико-механічними властивостями наплавочних матеріалів і покриттів, порівнянними із властивостями інструментальних матеріалів, по-друге, утворенням суглобистої стружки або стружки сколювання, яка на відміну від зливальної стружки, що утворюється при обробці загартованих сталей, приводить до підвищеної силової й теплової напруженості процесу різання. По-третє, великою нерівномірністю за товщиною припуску, яка складає 1 – 3 мм і більше. Останній фактор відіграє винятково важливу роль у процесі різання, оскільки, як показано в роботі [99], зношування різців при обробці нерівномірного за товщиною шару припуску в 2 – 4 рази вище, ніж при обробці аналогічного шару без макронерівностей. Крім того, у процесі обробки такого нерівномірного за товщиною припуску виникають значні сили різання, які призводять до значних погрешностей обробки.

Експериментально встановлено, що твердосплавні інструменти не дозволяють продуктивно обробляти наплавочні матеріали твердістю HRC 40 – 60. Тому для ефективної обробки пропонується використовувати різці, оснащені пластинами з полікристалічних надтвердих матеріалів на основі кубічного нітриду бору: ельбор-Р і гексаніт-Р [89]. Це дозволяє підвищити стійкість різців у 4 – 6 разів порівняно із твердосплавними різцями. Необхідно зазначити, що різці, виготовлені із вказаних надтвердих матеріалів, дозволяють здійснювати знімання нерівномірних припусків в умовах значних динамічних навантажень, які діють на різальне лезо різця. При цьому припуск може бути вилучений за один прохід різця із глибиною різання до 2,5 мм. З огляду на значні коливання сили різання й великі контактні навантаження на поверхнях різця, різальне лезо різця повинно мати негативний передній кут з метою забезпечення його високої міцності, а також достатньо великі значення радіуса при вершині різця й кута в плані $\varphi \geq 30 - 35^\circ$, оскільки малі кути в плані різця приводять до виникнення значної радіальної складової сили різання.

У роботі [121] наведено результати експериментальних досліджень основних технологічних параметрів процесу точіння наплавочних матеріалів різцями із твердого сплаву Т15К6 і гексаніту-Р при $S = 0,1$ мм/об.; $t = 0,3$ мм; $h_3 = 0,1$ мм; $\delta = 90^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $r = 0,6$ мм; $\lambda = 0^\circ$, отриманих професором Коломійцем В. В. Установлено, що при точінні різцями з

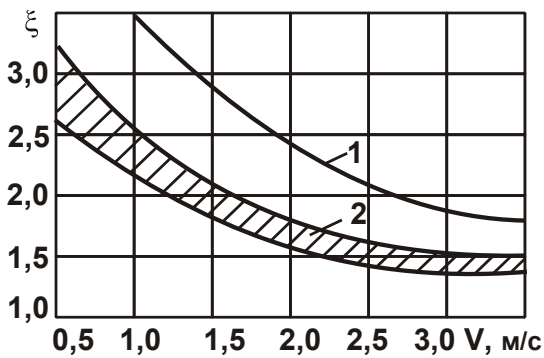


Рис. 1.29. Вплив швидкості різання V на усадку стружки ξ

Умовні позначення: 1 – сталь 30ХГСА; 2 – наплавочний матеріал Нп-30ХГСА.

гексаніту-Р усадка стружки наплавочного матеріалу Нп-30ХГСА менша, ніж сталі 30ХГСА (рис. 1.29). Це обумовлено тим, що обробка наплавочного матеріалу супроводжується утворенням стружки сколювання, тоді як при обробці сталі – утворенням зливальної стружки. Зі збільшенням швидкості різання V усадка стружки ξ зменшується.

Експериментально встановлено також (рис. 1.30, 1.31), що складові сили різання P_z , P_y , P_x та температура різання θ при точінні наплавочного матеріалу різцями з гексаніту-Р (суцільна лінія) менші, ніж при точінні різцями із твердого сплаву Т15К6 (пунктирна лінія).

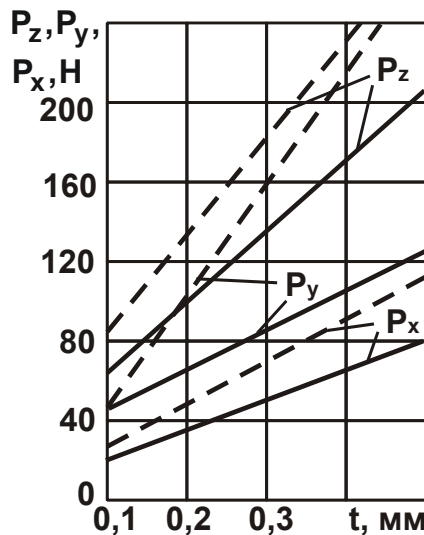


Рис. 1.30. Вплив глибини різання t на P_z , P_y , P_x

Умови обробки: наплавлений матеріал Нп-30ХГСА (HRC 33 – 38); $v = 1,5$ м/с.

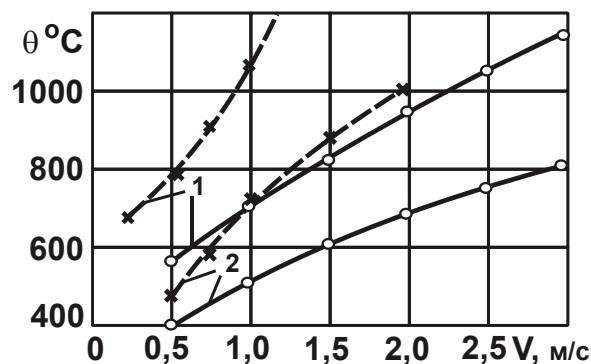


Рис. 1.31. Вплив швидкості різання V на температуру різання θ

Умови обробки: 1 – Пп-Нп-10Х14Т; 2 – Нп-30ХГСА; $S = 0,14$ мм/об.; $t = 0,3$ мм; $h_3 = 0,3$ мм.

Стійкість різців з гексаніту-Р більша, ніж різців із твердого сплаву Т15К6 (рис. 1.32а). Застосування різців з гексаніту-Р забезпечує зменшення параметра шорсткості поверхні R_a (рис. 1.32б). Із цього випливає, що при точінні наплавочних матеріалів різцями з гексаніту-Р забезпечується зниження силової й теплової напруженості процесу різання, підвищується стійкість інструмента і якість обробки. Разом з тим, як встановлено експериментально, наявність макронерівностей на оброблюваних поверхнях наплавочного матеріалу приводить до достатньо швидкого виходу з ладу різців шляхом викришування. При точінні більш однорідних поверхонь, на яких відсутні виступи й впадини, стійкість інструмента збільшується навіть при обробці високотвердих покриттів.

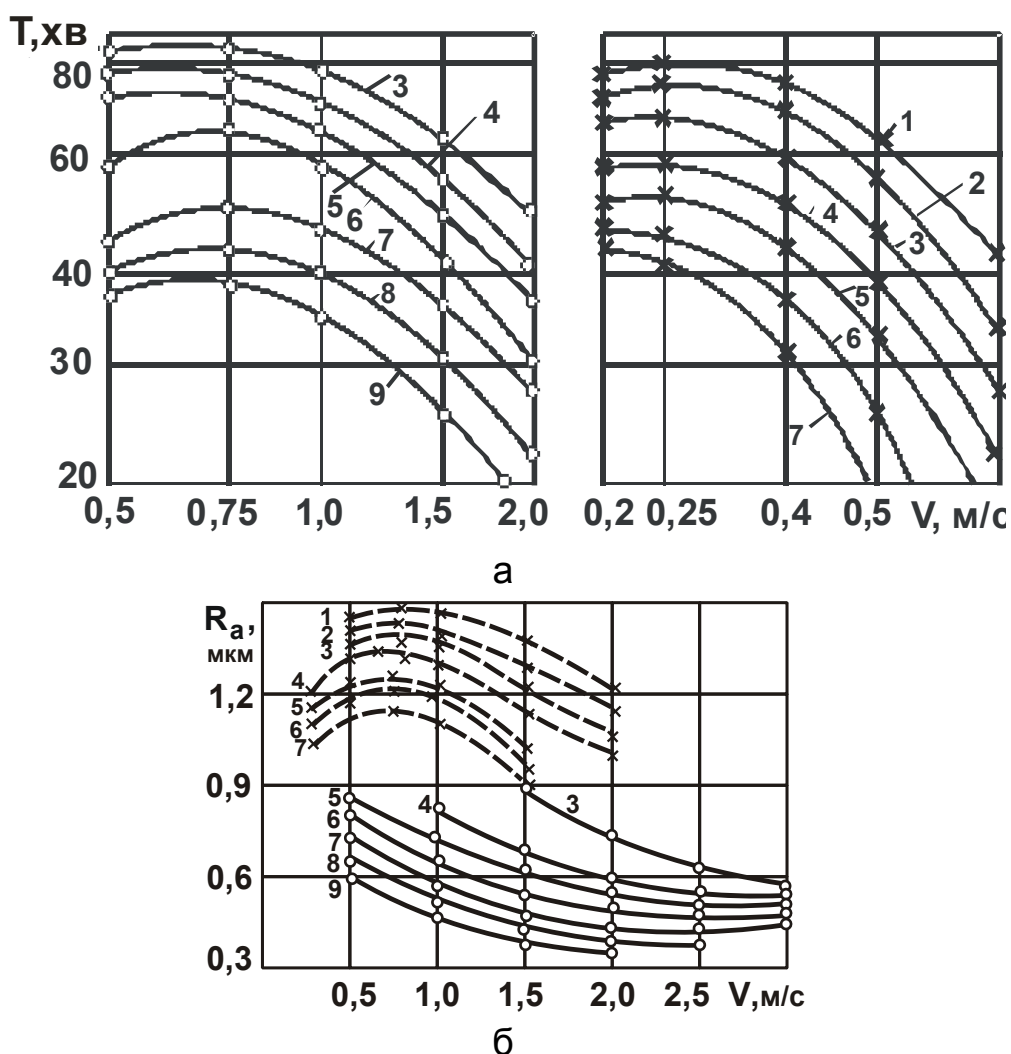


Рис. 1.32. Вплив швидкості різання v на стійкість різців T (а) та параметр шорсткості поверхні R_a (б) при чистовому точінні

Умови обробки: матеріали, наплавлені дротом: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-В8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – Нп-12Х18Н9Т; 5 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 6 – ПП-Нп-10Х14Т; 7 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ; 8 – ПП-Нп-250Х10Б8С2Т; 9 – наплавлені стрічкою Нл-65Г; різці з гексаніту-Р (о—о); різці з Т15К6 (х—х); $S = 0,1$ мм/об.; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,6$ мм.

У роботі [40] пропонується технологія обробки покриттів, заснована на сполученні процесів нанесення покриття з наступним фрезеруванням. Температура при механічній обробці перебуває в межах 700 – 1 300 К, що дозволяє підвищити стійкість зуба фрези. Однак конструктивна складність, трудомісткість настроювання й експлуатації є суттєвим недоліком установок, які реалізують дану технологію.

Технологія чорнової обробки торцевими фрезами з твердих сплавів Т15К6, ВК8 і ВК6, покриттів у нагрітому стані після їхнього нанесення на поверхню деталі розглядається в роботі [39]. Відзначається, що застосування цієї технології дозволяє збільшити продуктивність обробки в 5 – 8 разів порівняно з технологією точіння твердосплавними різцями.

Відомий також ряд робіт, присвячених питанням точіння покриттів з нагріванням безпосередньо шару матеріалу, що знімається. Так, у роботі [15] приводяться результати досліджень точіння різцями із твердого сплаву Т15К6 з індукційним нагріванням оброблюваної поверхні до температури 1 100 – 1 150 К. Пропонується для нагрівання оброблюваної поверхні використовувати плазмову дугу (плазмово-механічне точіння). Встановлено, що плазмове нагрівання поверхні покриття повинне бути строго дозоване, оскільки надмірно велике нагрівання може викликати зміну структури матеріалу й значні теплові напруги, які приводять до появи тріщин. Відзначається також, що пропонований метод обробки, як і інші, які використовують високе нагрівання для забезпечення процесу різання, в основному застосовні для чорнових операцій. До недоліків методу слід віднести негігієнічність (інтенсивне світлове випромінювання, підвищений звуковий тиск, електро- і пожежонебезпека).

У роботі [69] наведено результати застосування різців з гексаніту-Р при обробці відновленої фаски клапана двигуна внутрішнього згорання зносостійким наплавочним матеріалом твердістю HRC 60 – 62. Внаслідок високої твердості й нерівномірності припуску наплавочного матеріалу, а також низької жорсткості технологічної системи після обробки 7 – 8 клапанів спостерігалися відколи різальної кромки різця. Отже, обробка зносостійких наплавочних матеріалів твердістю HRC 60 – 62 лезовими інструментами є малопродуктивною й може бути використана в обмежених випадках. При цьому вибір оптимальних умов обробки, з огляду на підвищене зношування різальних інструментів, необхідно виконувати за критерієм найменшої собівартості обробки. Тому важливо встановити взаємозв'язки між параметрами режиму різання й собівартістю обробки.

1.4.2. Визначення ефективності механічної обробки за критерієм найменшої технологічної собівартості

Як відомо, узагальнюючим показником ефективності механічної обробки деталей машин є собівартість обробки, зниження якої є найважливішою умовою підвищення ефективності машинобудівного виробництва. Визначенню собівартості виготовлення машинобудівної продукції в науково-технічній літературі приділяють значну увагу [64]. Однак, при виборі оптимального варіанта технологічного процесу виготовлення виробу за критерієм мінімально можливої собівартості використовують, як правило, результати експериментальних досліджень, отриманих для цілком конкретних умов обробки. Це дозволяє отримати рішення, які охоплюють "вузькі" діапазони досліджуваних параметрів, тоді як для обґрунтованого вибору оптимального варіанта обробки необхідно мати у своєму розпорядженні загальні рішення, які справедливі в широких діапазонах зміни параметрів і можуть бути отримані лише аналітично. Більшою мірою це відноситься до механічної обробки високотвердих зносостійких наплавочних матеріалів, які розглядаються у даній роботі. У зв'язку із цим важливим і актуальним є аналітичний опис технологічної собівартості обробки деталей і теоретичний аналіз шляхів її зменшення. Необхідно відзначити, що оптимальні режими різання, які забезпечують найбільшу продуктивність обробки, як правило, не забезпечують мінімальну технологічну собівартість. Тому вибір оптимальних режимів різання необхідно виконати за умови забезпечення мінімально можливої технологічної собівартості обробки. З урахуванням лише двох основних змінних статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника-верстатника і витратою різальних інструментів, технологічна собівартість обробки C визначається залежністю [65]:

$$C = N \cdot \tau_0 \cdot S_1 \cdot k_D + M \cdot \text{Ц}, \quad (1.18)$$

де N , M – кількість оброблюваних деталей і використаних інструментів;

τ_0 – основний технологічний час обробки, с;

S_1 – тарифна ставка робітника, грн/с;

k_D – коефіцієнт нарахувань на тарифну ставку робітника;

Ц – ціна інструмента, грн.

Для найпоширенішого методу механічної обробки – поздовжнього точіння (рис. 1.33) – основний технологічний час обробки визначається:

$$\tau_o = i \cdot \frac{L}{S_{\text{позд}}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \Pi \cdot L}{V \cdot t \cdot S}, \quad (1.19)$$

де $i = \Pi / t$ – кількість поздовжніх ходів інструмента;

L – довжина ходу інструмента, м;

$S_{\text{позд}} = V \cdot S / \pi \cdot D_{\text{дет}}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

Π – величина припуску, що знімається, м;

t – глибина різання, м;

V – швидкість різання, м/с;

S – поздовжня подача, м/об.;

$D_{\text{дет}}$ – діаметр деталі, м.

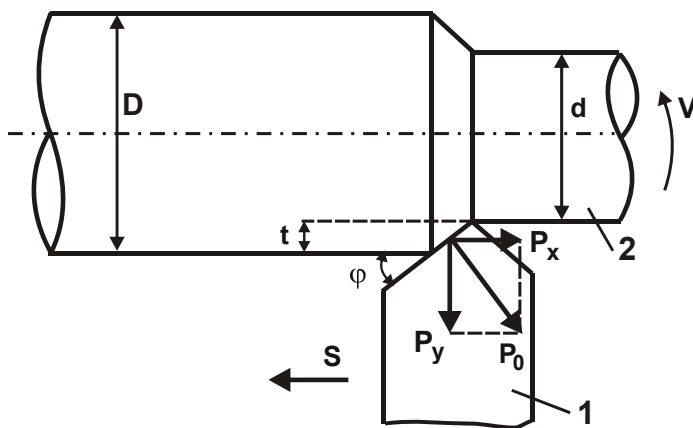


Рис. 1.33. Розрахункова схема поздовжнього точіння

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – деталь.

На рис. 1.33 показано силу різання P_0 та її радіальну P_y й осьову P_x складові.

Чисельник у залежності (1.19) дорівнює об'єму матеріалу, що знімається, а знаменник – продуктивності обробки $Q = V \cdot t \cdot S$. Стійкість інструмента T пов'язана з величиною τ_o залежністю $T = n \cdot \tau_o$, де n – кількість деталей, оброблених одним інструментом.

Стійкість інструмента T виражається [19]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (1.20)$$

де C_4 , m_1 , q , p – постійні для певних умов обробки.

Підставляючи (1.19) і (1.20) у залежність $T = n \cdot \tau_o$, отримаємо:

$$n = \frac{C_4}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \Pi \cdot L \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}; \quad (1.21)$$

$$M = \frac{N}{n} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \Pi \cdot L \cdot N \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}{C_4}. \quad (1.22)$$

Підставляючи залежності (1.19) і (1.22) в (1.18), маємо:

$$C = g_{\text{сум}} \cdot \left(\frac{S_1 \cdot k_D}{V \cdot t \cdot S} + \frac{\zeta}{C_4} \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \right), \quad (1.23)$$

де $g_{\text{сум}} = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \Pi \cdot L \cdot N$ – сумарний об'єм матеріалу, що знімається із всіх оброблюваних деталей, м³.

При $m_1 > 1$, $q > 1$, $p > 1$ має місце екстремальна залежність C від V , t і S . Експериментально встановлено: $m_1 > q > p$, $m_1 > 1$. При обробці сталей і чавунів різцями із твердих сплавів і швидкорізальних сталей $m_1 = 2 \dots 10$. Параметри p і q залежно від умов обробки можуть бути більшими й меншими одиниці. Слід розглянути випадок $m_1 > 1$; $0 < p < 1$; $0 < q < 1$. Тоді залежність (1.18) прийме вигляд:

$$C = g_{\text{сум}} \cdot \left(\frac{S_1 \cdot k_D}{V \cdot t \cdot S} + \frac{\zeta}{C_4} \cdot \frac{V^{m_1-1}}{t^{1-q} \cdot S^{1-p}} \right). \quad (1.24)$$

Зі збільшенням t і S собівартість C безупинно зменшується, а зі збільшенням V – змінюється за екстремальною залежністю. Екстремальні значення V і C визначаються з умови $C'_V = 0$:

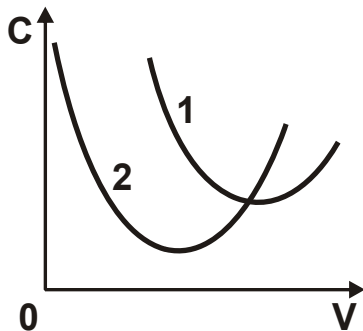


Рис. 1.34. Залежність C від V при $S = \text{const}$ ($S_1 < S_2$)

$$V_{\text{екстр}} = \left[\frac{S_1 \cdot k_D \cdot C_4}{(m_1 - 1) \cdot \zeta \cdot t^q \cdot S^p} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (1.25)$$

Значення $V_{\text{екстр}}$ тим менше, чим більше t і S . Друга похідна C''_V в точці екстремуму – позитивна величина, тому має місце мінімум функції $C = f(V)$ (рис. 1.34). Після підстановки залежності (1.25) в (1.24):

$$C = g_{\text{сум}} \cdot m_1 \cdot \left(\frac{S_1 \cdot k_D}{m_1 - 1} \right)^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot \left(\frac{\zeta}{C_4} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{1-q}{m_1}} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}}}. \quad (1.26)$$

Собівартість обробки C тим менша, чим менші параметри $\vartheta_{\text{сум}}$, S_1 , k_D , ζ і більші C_4 , t , S . Зменшити $\vartheta_{\text{сум}}$ можна зменшенням припуску Π (при заданих значеннях $D_{\text{дет}}$, L). Продуктивність обробки Q в точці мінімуму функції C визначається залежністю:

$$Q = \left(\frac{C_4 \cdot S_1 \cdot k_D}{(m_1 - 1) \cdot \zeta} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{\frac{1-q}{m_1}} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}}. \quad (1.27)$$

Зі збільшенням t і S продуктивність Q збільшується. Отже, зменшити C при одночасному збільшенні Q можна збільшенням t і S , а також зменшенням $V_{\text{екстр}}$ відповідно до залежності (1.25). Підставляючи залежність (1.25) в (1.20), маємо:

$$T = \frac{(m_1 - 1) \cdot \zeta}{S_1 \cdot k_D}. \quad (1.28)$$

Як видно, оптимальна стійкість інструмента T не залежить від параметрів режимів різання, а визначається економічними параметрами S_1 , k_D , ζ . Параметри S_1 і k_D впливають на собівартість обробки C і стійкість інструмента T . Отже, між C і T не існує цілком однозначної залежності. Параметр ζ може змінюватися в більших межах, ніж S_1 і k_D . Тому за рахунок зниження ціни інструмента ζ можна зменшувати параметри C і T , тобто економічно ефективно працювати з мінімально можливими значеннями стійкості інструмента T . Зменшення параметра ζ веде до збільшення Q й $V_{\text{екстр}}$. Оскільки $q < p$, то глибина різання t у залежність (1.27) входить більшою мірою, ніж подача S . У зв'язку із цим доцільно, у першу чергу, збільшувати t до величини припуску Π , що знімається, тобто обробку виконувати за один прохід інструмента.

Подачу S необхідно збільшувати з урахуванням технічних обмежень обробки, наприклад, потужності верстата, міцності інструмента й привода верстата, шорсткості обробки та ін. Очевидно, при заданій площі поперечного перерізу зрізу ефективно збільшити глибину різання й зменшити подачу, що погодиться із практичними даними.

Залежність (1.26) з урахуванням (1.27) приймає вигляд:

$$C = \vartheta_{\text{сум}} \cdot \frac{S_1 \cdot k_D}{Q} \cdot \frac{m_1}{(m_1 - 1)}. \quad (1.29)$$

За суттю, отримана залежність (1.24), у якій другий доданок виражений через перший доданок. Значення C , установлене за залежністю (1.29), завжди більше першого доданка в залежності (1.24) у $m_1/(m_1 - 1)$ разів, де $m_1/(m_1 - 1) = 2 \dots 1,1$ при збільшенні m_1 від 2 до 10 (рис. 1.35).

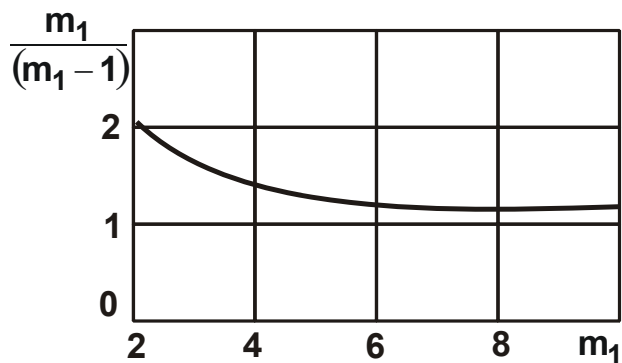


Рис. 1.35. Залежність $m_1/(m_1 - 1)$ від m_1

Зменшити собівартість обробки C можна, збільшуючи продуктивність обробки Q шляхом збільшення t й S і зменшення C , відповідно до залежності (1.27). При цьому швидкість різання повинна встановлюватися відповідно до залежності (1.25). Таким чином показано, що зменшення собівартості обробки C досягається за рахунок збільшення продуктивності Q .

Причому, зменшити собівартість обробки C і відповідно збільшити продуктивність Q можна як за рахунок зміни параметрів режиму різання v , t і S , так і за рахунок зміни економічних параметрів S_1 , k_d і особливо ціни інструмента C , яка може змінюватися в широких межах у різних фірм-виробників інструментів.

Різні обмеження обробки, наприклад, точність і шорсткість обробки, призводять до обмеження параметрів режиму різання t й S , і відповідно до залежності (1.27), продуктивності обробки Q . Собівартість обробки C , яка визначається залежністю (1.29), приймає відносно великі значення. Тому зменшити C можна виконанням обробки у дві й більше операції.

Таким чином, аналітично описана технологічна собівартість обробки деталей і обґрунтовані шляхи її зменшення, які полягають у виборі як параметрів режимів різання, так і економічних параметрів обробки за умови досягнення мінімальної собівартості обробки. Показано можливість істотного зменшення технологічної собівартості обробки за рахунок зниження ціни різального інструменту.

1.4.3. Приклади розрахунку оптимальних параметрів режимів різання лезовими інструментами за критерієм найменшої технологічної собівартості обробки

Розроблена в п. 1.4.2 методика визначення оптимальних режимів різання набула практичного застосування в Технічному Центрі "ВаріУс"



Рис. 1.36. Плунжер

(м. Дніпропетровськ), який спеціалізується на впровадженні в машинобудівне виробництво сучасних високооборотних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" і прогресивних конструкцій збірних ріжучих твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями. Завдяки розробленій методиці,

на підприємстві ПАТ "Гідросила" (м. Кіровоград) було успішно впроваджено ефективну технологію механічної обробки відповідальних деталей гідравлічних систем, зокрема, деталі "плунжер" (рис. 1.36) з використанням новітнього високопродуктивного двохшпindelного токарного обробного центра PUMA 2100MS із приводним фрезерним інструментом (вісь С) і контршпindelом (DOOSAN). Обробка здійснюється різальним інструментом виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея) і Somta (Південно-Африканська Республіка). Технологічний процес виготовлення деталі "плунжер" складається з 11 операцій:

1. Токарна обробка (чистова) циліндричної поверхні заготовки діаметром 19,2 мм і довжиною 9,6 мм. Глибина різання 0,1 мм. Операція: підрізання торця. Застосовані: змінна пластина DNMG 150604 MP TT8125 і державка MDQNR/L 2525 M15A.

2. Токарна обробка (чистова) циліндричної поверхні заготовки діаметром 19,2 мм і довжиною 54,7 мм. Глибина різання 0,85 мм. Операція: прохідне точіння. Застосовані: пластина DNMG 150604 MP TT8125 і державка MDQNR/L 2525 M15A.

3. Свердління отвору глибиною 47,3 мм зі зсувом від центру – 10,57 мм. Діаметр свердла 4,0 мм. При цьому здійснюється обертання шпindelю з магазином. Застосовані: свердло SHO 10040 і патрон HSR A 50 ER16X100 M.

4. Свердління отвору діаметром 2,74 мм і глибиною 58,1 мм. Застосовано свердло зі швидкорізальної сталі з добавкою кобальту виробництва фірми SOMTA (номер за каталогом 1160270), патрон цанговий HSR A 50 ER16X100 M.

5. Операція зняття й встановлення заготовки іншою стороною.

6. Токарна обробка (чистова) циліндричної поверхні заготовки діаметром 19,2 мм і довжиною 9,6 мм. Глибина різання 0,1 мм. Операція: підрізання торця. Застосовані: змінна пластина DNMG 150604 MP TT8125 і державка MDQNR/L 2525 M15A.

7. Токарна обробка (напівчистова) циліндричної поверхні заготовки діаметром 19,2 мм і довжиною 13,6 мм. Глибина різання 2,6 мм. Застосовані: пластина CNMG 160612-MP TT8125 і державка STGCR 2525 M-16.

8. Токарна обробка (напівчистова) циліндричної поверхні заготовки діаметром 14 мм і довжиною 6,5 мм із канавкою радіусом 1,8 мм і сферою 13,5 мм. Глибина різання 2 мм. Застосовані: пластина TDT 2 E-1.0-RU TT9100 і адаптер C 4-TCHPN.

9. Токарна обробка (напівчистова) циліндричної поверхні заготовки діаметром 14 мм і довжиною 6,2 мм зі сферою 13,5 мм. Глибина різання 2 мм. Застосовані: пластина TDT 2 E-1.0-RU TT9100 і державка TTER/L 12-24-2SH.

10. Свердління отвору діаметром 0,8 мм і глибиною 5,2 мм. Застосовано свердло зі швидкорізальної сталі з добавкою кобальту виробництва фірми SOMTA (номер за каталогом 1010080), патрон цанговий HSR A 50 ER16X100 M.

11. Свердління отвору діаметром 3,2 мм і глибиною 1,3 мм. Застосовані: мономітне свердло SHD 3032 TT9030 і патрон цанговий HSR A 50 ER16X100 M.

Для обробки деталі "плунжер" визначені оптимальні режими різання. Методика вибору режимів різання складається із 6 етапів: визначення оптимальної стійкості інструмента, розрахунок оптимальної частоти обертання заготовки або інструмента, вибір оптимальної подачі, розрахунок сили різання, розрахунок потужності різання, розрахунок машинного часу обробки [110]. Визначення оптимальної стійкості інструмента здійснюється на основі уточненої залежності (1.28):

$$T = \frac{(m_1 - 1) \cdot (t_c \cdot S_1 \cdot k_D + \zeta)}{S_1 \cdot k_D}, \quad (1.30)$$

де t_c – час на заміну різальної пластини інструмента, хв.

Так, для вихідних даних: $t_c = 1$ хв = 0,0167 год.; $S_1 = 14,75$ грн/год.; $k_D = 1,966$; $\zeta = 193,76$ грн; $m_1 = 3$, отримано: $T = 13,4$ год. Даний розрахунок виконано для металорізальної пластини DNMG 150604 MP TT8125, яка має 4 різальні кромки. Стійкість однієї кромки становить 3,4 години.

Аналогічно виконано розрахунок оптимальної стійкості інструмента для інших пластин та інструментів (табл. 1.5), а потім – частоти обертання шпинделя верстата або інструмента для кожної операції (табл. 1.6).

Таблиця 1.5

Результати розрахунків оптимальної стійкості інструментів

№ п/п	Інструмент	Стійкість, година
1	Пластина DNMG 150604 MP TT8125	3,4
2	Свердло SHO 10040 TT9030	21,0
3	Свердло Somta 1160270	1,0
4	Пластина CNMG 160612-MP TT8125	3,9
5	Пластина TDT 2 E-1.0-RU TT9100	4,5
6	Свердло Somta 1010080	1,0
7	Свердло SHD 3032 TT9030	13,1

Таблиця 1.6

Частота обертання шпинделя або інструмента

№ п/п	Тип операції	Частота обертання, об./хв
1	Токарна обробка торця	920
2	Прохідне точіння	920
3	Глибоке свердління	400
4	Глибоке свердління	920
5	Зміна сторони обробки заготовки	
6	Токарна обробка торця	920
7	Прохідне точіння	850
8	Точіння канавки	1 020
9	Точіння сферичної поверхні	1 020
10	Свердління	3 200
11	Свердління	650

Для цього попередньо визначалася швидкість різання за заданою (оптимальною) стійкістю різального інструмента на основі експериментально встановленої залежності "стійкість інструмента – швидкість різання". Розрахунок частоти обертання шпинделя або інструмента виконано за формулою:

$$n = \frac{1000 \cdot V}{\pi \cdot D_{\text{дет}}}, \quad (1.31)$$

де V – швидкість різання, м/хв;

$D_{\text{дет}}$ – діаметр деталі або інструмента, мм.

Отримані значення частоти обертання шпинделя або інструмента звіряються з паспортними даними верстата з метою оцінювання можливостей реалізації на верстаті даної частоти обертання шпинделя або інструмента. У випадку якщо розрахована частота обертання вище максимально припустимої для використовуваного встаткування, то частоту обертання слід зменшити до рівня максимально можливого значення. Якщо частоту обертання необхідно перерахувати, то слід визначити й нову швидкість різання.

Після розрахунку частоти обертання шпинделя або інструмента й швидкості різання визначається подача. Для кожного закордонного інструмента у каталозі вказуються припустимі межі режимів різання. Для забезпечення максимальної продуктивності доцільне встановлення максимальної подачі. Однак, зі збільшенням подачі зменшується стійкість інструмента й погіршується якість обробленої поверхні. Тому необхідно знайти раціональне значення подачі, яке забезпечує необхідну якість обробленої поверхні й максимально можливу продуктивність обробки. У зв'язку із цим запропоновано використовувати для точіння мінімальну подачу, для свердління – середню подачу, а для обробки канавок – максимальну подачу (табл. 1.7). Для перевірки можливості виконання обробки з обраними режимами різання розраховувалася сила різання при точінні за формулою:

$$P_z = 10 \cdot C_p \cdot t^x \cdot S^y \cdot V^n \cdot k_p, \quad (1.32)$$

де C_p – постійна величина, встановлюється для певних умов обробки;

t – глибина обробки, мм;

S – подача, мм/об.;

V – швидкість різання, м/хв;

x, y, n – табличні значення.

Значення подач для різних операцій обробки

№ п/п	Тип операції	Подача, мм/об.
1	Токарна обробка торця	0,05
2	Прохідне точіння	0,06
3	Глибоке свердління	0,2
4	Глибоке свердління	0,05
5	Зміна сторони обробки заготовки	
6	Токарна обробка торця	0,04
7	Прохідне точіння	0,15
8	Точіння канавки	0,15
9	Точіння сферичної поверхні	0,15
10	Свердління	0,05
11	Свердління	0,2

Поправочний коефіцієнт k_p , який входить в формулу (1.32), розраховується наступним чином:

$$k_p = k_{MP} \cdot k_{\varphi P} \cdot k_{\gamma P} \cdot k_{\lambda P}. \quad (1.33)$$

Поправочний коефіцієнт k_{MP} розраховується за формулою:

$$k_{MP} = \left(\frac{\delta_B}{750} \right)^n, \quad (1.34)$$

де δ_B – тимчасовий опір металу, МПа;
 n – табличне значення.

Сила різання при свердлінні отвору визначається:

$$M_{kp} = 10 \cdot C_M \cdot D^q \cdot S^y \cdot k_p, \quad (1.35)$$

де C_M – постійна величина, встановлюється для певних умов обробки;

D – діаметр свердла, мм;

q, y – табличні значення;

$k_p = k_{MP}$.

Розраховане значення сили різання P_z є проміжним для подальшого розрахунку потужності різання за формулою:

$$N = \frac{P_z \cdot V}{1\,020 \cdot 60}. \quad (1.36)$$

Розраховані значення сили різання P_z і потужності різання N наведено в табл. 1.8.

Таблиця 1.8

Розрахункові значення сили різання P_z і потужності різання N

№ п/п	Тип операції	Сила різання, Н	Потужність різання, кВт
1	Токарна обробка торця	18,4	0,02
2	Прохідне точіння	187,9	0,17
3	Глибоке свердління	1,63	0,001
4	Глибоке свердління	0,24	0,001
5	Зміна сторони обробки заготовки		
6	Токарна обробка торця	16,6	0,02
7	Прохідне точіння	1155,7	0,97
8	Точіння канавки	775,9	1,66
9	Точіння сферичної поверхні	775,9	1,66
10	Свердління	0,02	0,001
11	Свердління	1,12	0,001

Як видно з розрахунків потужності різання, електродвигун здатний виконати обробку даної деталі, при цьому він не завантажений понад норму. Потужність електродвигуна використовується менше ніж на 10 % від максимальної потужності. Із цього випливає, що існує значний резерв підвищення потужності різання за рахунок інтенсифікації режимів різання і збільшення продуктивності обробки.

Знаючи режими різання для обробки деталі "плунжер", розраховується машинний і допоміжний час обробки. Машинний час обробки визначається за формулою:

$$T_o = \sum \frac{L_1 + L_2}{S \cdot n \cdot i}, \quad (1.37)$$

де L_1 – довжина обробки, мм;
 L_2 – довжина вильоту інструмента, мм;
 i – кількість проходів.

Як встановлено розрахунками (табл. 1.9), машинний час обробки деталі "плунжер" становить 11,66 хв, допоміжний час – 4,0 хв, а підготовчо-заключний час – 9,0 хв. Загальний час виготовлення деталі становить 24,66 хв.

Таблиця 1.9

Розраховані значення часу обробки деталі

№ п/п	Тип операції	Машинний час, хв	Допоміжний час, хв	Підготовчо-заключний час, хв	Усього, хв
1	Токарна обробка торця	0,28	0,25	2,0	2,53
2	Прохідне точіння	1,68	0,25	0	1,93
3	Глибоке свердління	7,28	0,5	0	7,53
4	Глибоке свердління	1,76	0,5	0	2,01
5	Зміна сторони обробки заготовки	0	0	3,0	3,0
6	Токарна обробка торця	0,36	0,5	0	0,86
7	Прохідне точіння	0,15	0,5	0	0,65
8	Точіння канавки	0,05	0,25	0	0,3
9	Точіння сферичної поверхні	0,05	0,25	0	0,3
10	Свердління	0,04	0,5	0	0,54
11	Свердління	0,01	0,5	4,0	4,51

Розраховані режими різання дозволяють забезпечити обробку деталі з найменшими витратами й необхідною точністю й шорсткістю оброблюваних поверхонь, а застосовуване встаткування у змозі забезпечити виконання даних режимів різання.

Для успішного виконання обробки необхідно забезпечити робітників-верстатників паперовим варіантом технологічного процесу виготовлення деталі "плунжер" із вказівкою режимів різання й інструментів. Тому розроблений технологічний процес наведено на рис. 1.37.

1.5. Наукові передумови рішення проблеми обробки контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей

Проведений аналіз діючого технологічного процесу круглого шліфування контактних поверхонь зі зносостійкими наплавленими матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей показав його низьку ефективність у зв'язку з високою трудомісткістю досягнення необхідних показників точності та якості оброблюваних поверхонь. Це зумовлено поганою оброблюваністю шліфуванням зносостійких наплавлених матеріалів твердістю HRC 58 – 59, необхідністю знімання значних нерівномірних припусків (3 – 7 мм на сторону), великою площею оброблюваних поверхонь і низькою жорсткістю технологічної системи, що припускає ведення процесу остаточного шліфування в умовах інтенсивного розмірного зношування круга й значних пружних переміщень, які виникають у технологічній системі. Більшою мірою це стосується операцій остаточного (чистового) шліфування, оскільки на операціях попереднього (чорнового) шліфування не вдається усунути значну погрішність форми оброблюваної поверхні, зумовлену зніманням нерівномірного припуску. Це досягається лише на операціях остаточного шліфування із застосуванням тривалого за часом виходжування.

Висока теплова напруженість процесу шліфування також приводить до утворення на оброблюваних поверхнях припикань. Вибір більш раціональних режимів різання й характеристик абразивних кругів позитивних результатів не дав. Не вдалося підвищити ефективність обробки й за рахунок застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках.

У процесі шліфування ці круги швидко засалювалися й втрачали ріжучу здатність. Застосування електроерозійного виправлення дозволяло відновити їхню ріжучу здатність, однак вимагало для цього тривалого часу, що істотно збільшувало загальну трудомісткість обробки й у підсумку нівелювало всі переваги від використання прогресивного методу алмазного електроерозійного шліфування.

На підставі сказаного вище можна зазначити, що підвищити ефективність розглянутого технологічного процесу шліфування можна, насамперед, шляхом зниження силової й теплової напруженості процесу шліфування за рахунок вибору й обґрунтування нових прогресивних

кінематичних схем шліфування й оптимальних режимів різання. При цьому важливо хоча б частково усунути нерівномірність припуску, що знімається на операції попереднього шліфування. Це дозволить скоротити тривалість операції остаточного шліфування, спрямованої, в першу чергу, на усунення погрішностей форми оброблюваної поверхні у зв'язку зі зніманням значних нерівномірних припусків. Оскільки операції остаточного шліфування більш тривалі порівняно з операціями попереднього шліфування, то це приведе до зниження загальної трудомісткості й підвищення продуктивності обробки контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів.

На основі аналізу літературних джерел встановлено, що на практиці широко застосовується лезова обробка зносостійких наплавочних матеріалів. Однак у цьому випадку ефект досягається при обробці матеріалів твердістю HRC < 35 – 40. При обробці матеріалів твердістю HRC > 40 відбувається інтенсивне затуплення ріжучої кромки різця, її викришування й неможливість подальшого ведення процесу різання. Тому застосування різців із твердих сплавів і з полікристалічних синтетичних надтвердих матеріалів при обробці контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей позитивних результатів не дало. Як і раніше обробка даних деталей виконується методом шліфування. Разом з тим, високі ріжучі властивості лезових інструментів, особливо оснащених гексанітом-Р та іншими надтвердими матеріалами, дозволяє розглядати точіння як перспективний метод обробки контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей. Однак, для їх ефективного застосування потрібно провести комплекс теоретичних і експериментальних досліджень по визначенню нових технологічних можливостей лезової обробки з погляду підвищення стійкості інструмента, продуктивності та якості обробки. При цьому необхідно з єдиних позицій на основі критерію міцності абразивних і лезових інструментів оцінити основні показники процесів шліфування й точіння та вибрати найбільш раціональні варіанти механічної обробки.

У зв'язку із цим, метою роботи є підвищення якості й продуктивності механічної обробки контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей на основі науково обґрунтованого вибору оптимальних схем шліфування й лезової

обробки та параметрів режимів різання. Для цього в роботі було розглянуто такі завдання:

теоретичне визначення максимально можливої продуктивності механічної обробки зносостійких наплавочних матеріалів при зніманні значних нерівномірних припусків, включаючи процеси круглого шліфування й точіння, з урахуванням обмежень за точністю та якістю оброблюваних поверхонь;

аналітичний опис в узагальненому вигляді енергоємності обробки при шліфуванні з урахуванням процесів різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і на цій основі обґрунтування умов її зменшення;

оцінювання технологічних можливостей алмазного електроерозійного шліфування зносостійких наплавочних матеріалів;

обґрунтування й вибір оптимальної схеми й параметрів режимів круглого шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами при низькій жорсткості технологічної системи;

проведення експериментальних досліджень технологічних параметрів круглого шліфування та точіння деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами й оцінювання вірогідності отриманих теоретичних рішень;

розробка й впровадження у виробництво ефективного технологічного процесу механічної обробки контактних поверхонь зі зносостійкими наплавленими матеріалами великих і малих конусів та чаш засипних апаратів доменних печей.

Теоретичні дослідження проводилися з використанням методів, які базуються на положеннях технології машинобудування, теорії різання матеріалів, опору матеріалів, фізики, математичного аналізу, теорії ймовірностей, а також математичного моделювання [20; 21; 26; 32; 53].

Експериментальні дослідження виконувалися в лабораторних умовах на круглошліфувальному верстаті й у виробничих умовах на токарно-карусельному верстаті на операціях круглого зовнішнього й внутрішнього шліфування, а також на операціях точіння. Умови обробки описані в розділах 2 і 5. Загальний вигляд токарно-карусельного верстата, оснащеного шліфувальною головкою, установленою на супорті верстата, показано на рис. 1.8, 1.9. Потужність двигуна головного руху верстата становить 18 кВт. Обробці піддавалися контактні наплавлені поверхні великих і малих конусів і чаш (рис. 1.38), які виготовлені із

застосуванням наплавочного матеріалу Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85), табл. 1.10. Шліфування здійснювалося без застосування охолоджувальної рідини. Швидкість обертання деталі на токарно-карусельному верстаті змінювалася в широких межах – 0,5 ... 300 об./хв із можливістю плавного регулювання. Режими шліфування й умови обробки описані в розділі 5.

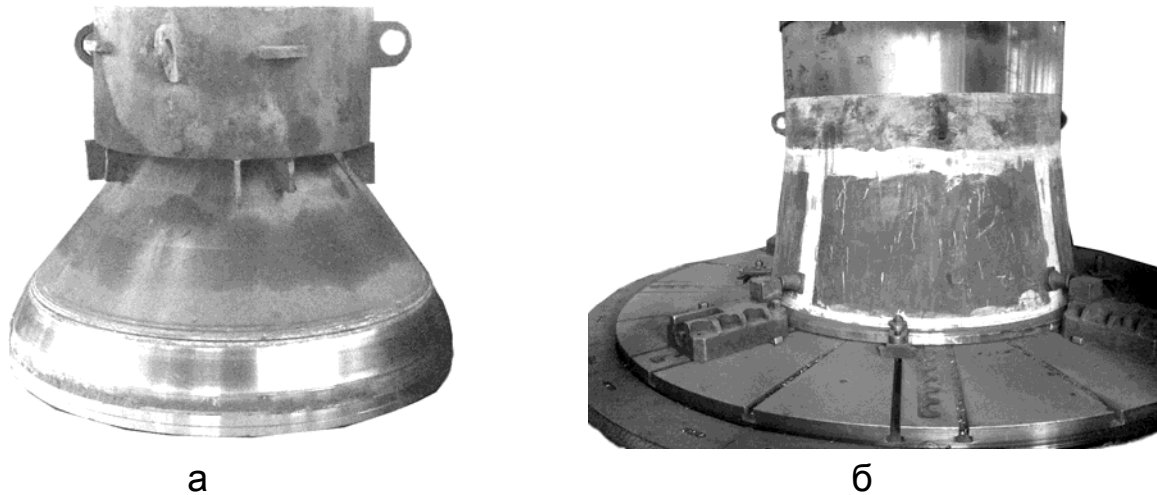


Рис. 1.38. Загальний вигляд обробленої поверхні малого конуса (а) і положення малої чаші (б) на токарно-карусельному верстаті

Таблиця 1.10

**Хімічний склад (у %) наплавочного матеріалу
Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85) за вхідним контролем**

C	Cr	Ni	Si	Mn	B	Zr
5,77	35,43	38,55	2,8	1,09	0,31	0,29

Твердість наплавочного матеріалу, що визначена електронним твердоміром ТЕМП-3 (погрішність вимірів 3 %), дорівнює HRC 58 – 59. Принцип роботи електронного твердоміра ТЕМП-3 полягає у визначенні твердості за відскоком кульки у відносних одиницях, які в подальшому за таблицями переводяться в одиниці HRC.

Експериментальні дослідження параметрів шліфування проводилися з використанням нової характеристики абразивного круга. Замість

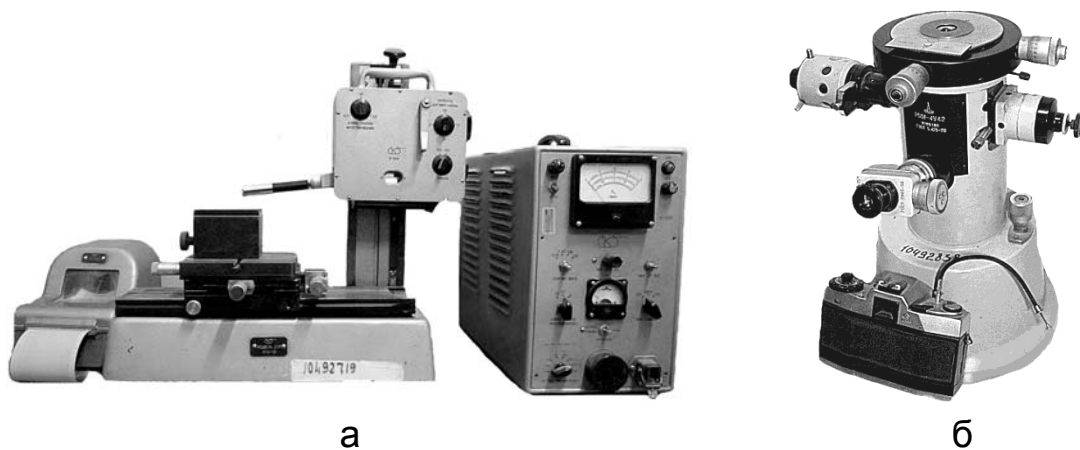
застосовуваного раніше на операціях круглого шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш абразивного круга на бакелітовій зв'язці В, був використаний абразивний круг на бакелітовій зв'язці ВF (посилений скловолоконом) підвищеної зернистості: 16 – 22 (за FERA розмір зерна 1,6 – 0,8 мм відповідно) ПП 500x63x203 14А СТ2 ВF. Дана зв'язка більш крихка й забезпечує високу ріжучу здатність круга. Повну характеристику абразивного круга зернистістю 22 наведено в табл. 1.11.

Таблиця 1.11

Характеристики абразивного круга

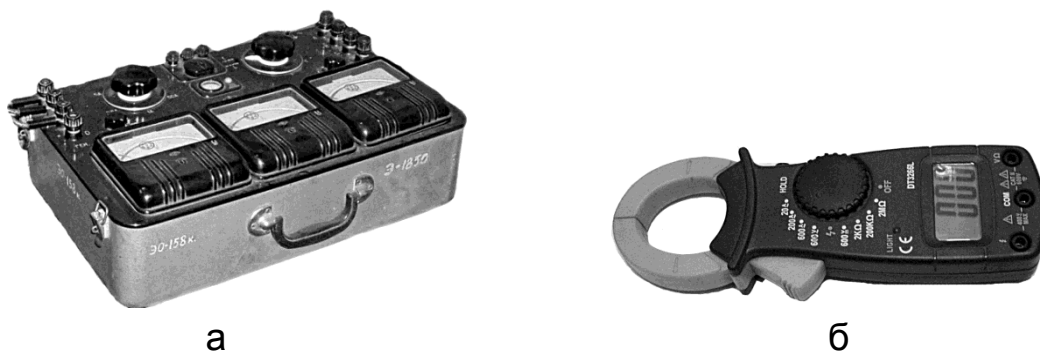
Тип	Розмір круга (діаметр × висота × × посадковий отвір)	Шліфувальний матеріал	Зернистість, за FERA	Твердість	Зв'язка	Робоча швидкість круга, м/с
ПП	500×63×203	14А електрокорунд нормальний	22 (розмір зерна – 0,8 мм)	СТ2 і СТ3	бакелітова ВF, посилена скловолоконом	50

У ході експериментальних досліджень вимірювалися наступні параметри: товщина знятого матеріалу після кожного проходу круга (на її основі визначалося пружне переміщення, що виникає в технологічній системі); потужність шліфування, жорсткість технологічної системи, твердість і шорсткість обробленої поверхні. Визначалося питоме зношування круга, яке дорівнює відношенню об'єму зношеної частини круга до об'єму знятого матеріалу; продуктивність обробки; ефективна потужність шліфування; енергоємність обробки; радіальна й тангенціальна складові сили різання; параметри якості й точності оброблених поверхонь. Наявність припикань на обробленій поверхні оцінювалася візуально, а також з використанням мікроскопа. Шорсткість поверхні після попереднього шліфування визначалася за допомогою профілографа-профілометра моделі 201 (рис. 1.39а), а після остаточного шліфування – за допомогою інтерферометра (рис. 1.39б) на контрольних зразках-свідках, приварених поруч із контактною поверхнею конусів і оброблених разом з ними.



**Рис. 1.39. Профілограф-профілометр моделі 201 (а)
та інтерферометр (б)**

Контроль споживаної потужності в процесі шліфування здійснювався з використанням приладу К-50 (рис. 1.40а), який становить комбінацію з амперметра, вольтметра й ваттметра. Прилад підключався (послідовно) до двигуна головного руху круглошліфувального верстата. При цьому вимірювали силу струму й напругу при холостій роботі електродвигуна й при шліфуванні. Різниця цих двох показників приладів визначала ефективну потужність шліфування. Для вимірювання сили струму використовувався амперметр електронний безконтактний (рис. 1.40б).



**Рис. 1.40. Прилад К-50 для виміру потужності шліфування (а)
та амперметр електронний безконтактний (б)**

Величина кута конуса поверхні визначалася наступним чином: призматичний корпус приладу "Квадрант" (рис. 1.41а) прикладали до обробленої поверхні уздовж утворюючого конуса й виставляли за рівнем внутрішній диск, проградуєований з точністю до 30 секунд (рис. 1.41б). Після цього зчитували величину з оптичної системи "Квадрант".

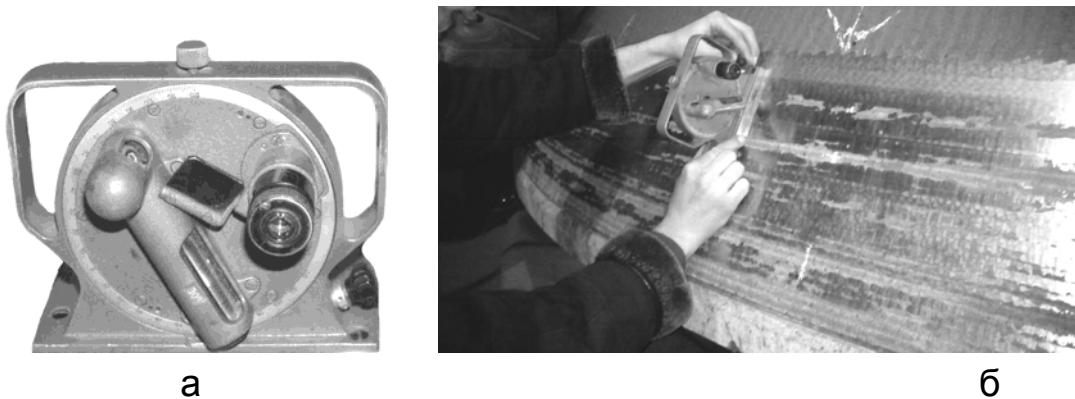


Рис. 1.41. Прилад "Квадрант" (а) та вимір кута конуса за його допомогою (б)

Контроль прямолінійності утворюючої конусної поверхні здійснювався з використанням пристрою, що становить лінійку із движком, на якому змонтований індикатор (рис. 1.42). Лінійка на трьох опорах установлюється на утворюючу конуса й за допомогою движка індикатором контролюється прямолінійність утворюючої конусної поверхні.

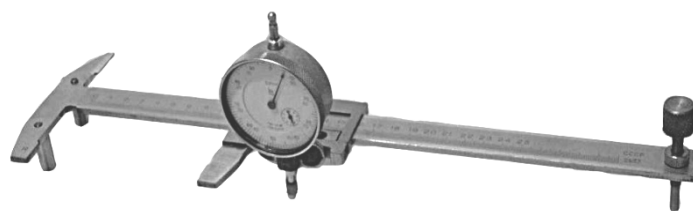
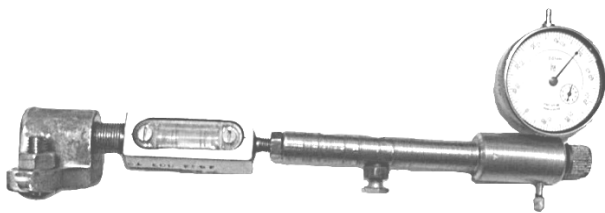
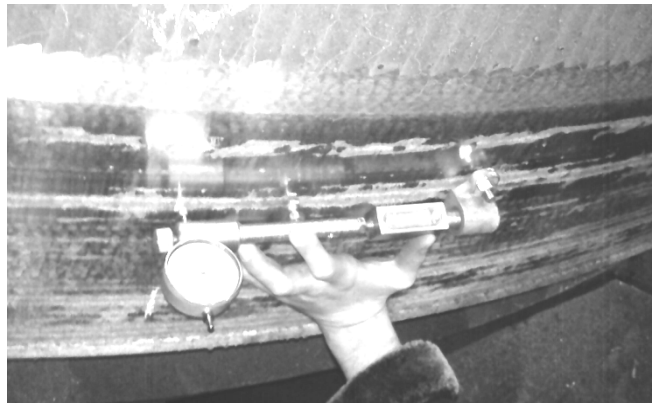


Рис. 1.42. Пристрій для контролю відхилення від прямолінійності утворюючої конусної поверхні

Для визначення фактичної глибини шліфування використовували спеціальний пристрій (рис. 1.43а). Він становить корпус із трьома опорами, рівнем у вигляді ампули й індикатора годинникового типу. Вимір здійснюється наступним чином (рис. 1.43б). Після попереднього шліфування поверхні конуса вимірювальний пристрій обпирається на шліфовану поверхню трьома опорами й при цьому, установивши циферблат на нуль, фіксується за допомогою індикатора годинникового типу глибина раковини на недошліфованій поверхні. Потім, установивши номінальну глибину шліфування за лімбом верстата, шліфується поверхня за один робочий хід. При повторному вимірі пристрій установлюється строго на те ж місце за рівнем, при цьому індикатор показує фактичну величину знятого шару з погрішністю 0,01 мм.



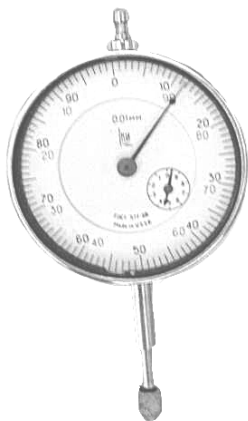
а



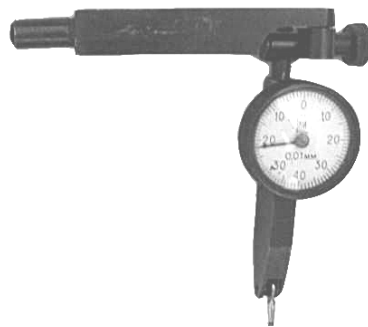
б

Рис. 1.43. Пристрій для визначення фактичної глибини шліфування, який включає індикатор ІЧ-10 годинникового типу й рівень (а), та приклад виміру фактичної глибини шліфування (б)

Для виміру лінійних розмірів поверхні використовувалися індикатори годинникового типу ІЧ-10 та ІЧ-08 із ціною розподілу шкали 0,01мм (рис. 1.44а, б), а для визначення жорсткості технологічної системи – динамометр розтягання із ціною розподілу шкали 10 Н (рис. 1.44в).



а



б



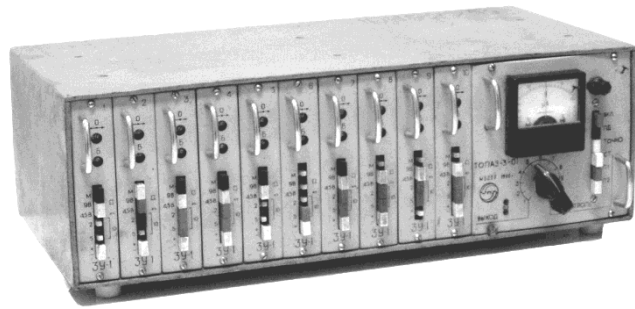
в

Рис. 1.44. Індикатори годинникового типу ІЧ-10 (а) і ІЧ-08 (б) та динамометр розтягання із ціною розподілу шкали 10 Н (в)

У лабораторних умовах експериментальні дослідження проводилися на круглошліфувальному верстаті моделі 3А151 і на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Г71 (рис. 1.45а). На магнітній плиті плоскошліфувального верстата був установлений тензометричний динамометр УДМ-600 для визначення тангенціальної P_z і радіальної P_y складових сили різання. При цьому використовувався десятиканальний тензопідсилювач моделі "Топаз-3.1" (рис. 1.45б) і блок живлення "Агат" (рис. 1.46).



а



б

Рис. 1.45. Плоскошліфувальний верстат моделі 3Г71 і динамометр УДМ-600 (а) та десятиканальний тензопідсилювач моделі "Топаз-3.1" (б)

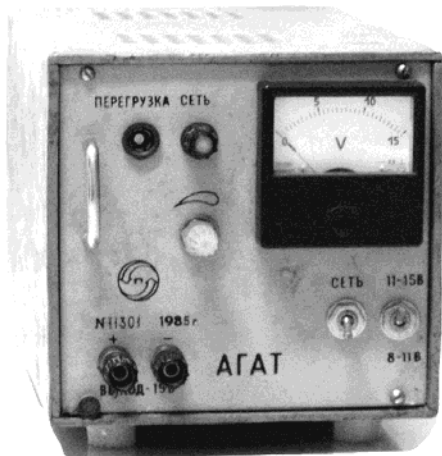


Рис. 1.46. Блок живлення "Агат" до тензопідсилювача моделі "Топаз-3.1"

Експериментальні дослідження процесу точіння контактних наплавлених поверхонь великих і малих конусів та чаш засипних апаратів доменних печей виконували безпосередньо у виробничих умовах на токарно-карусельному верстаті. Застосовувані при цьому режими різання, характеристики різців та інші умови обробки наведені в розділі 2. Здійснювалося порівняння стійкості різних конструкцій різців, виготовлених із твердих сплавів і синтетичних надтвердих матеріалів провідними фірмами-виготовлювачами інструментів, залежно від режимів різання.

Висновки до розділу 1

1. Проведено аналіз діючого технологічного процесу круглого шліфування контактних поверхонь зі зносостійкими наплавленими матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей і виявлені його основні недоліки, пов'язані з високою трудомісткістю забезпечення необхідних параметрів точності та якості обробки. Показано, що основними причинами низької ефективності обробки є: погана оброблюваність шліфуванням зносостійких наплавлених матеріалів твердістю HRC 58 – 59,

нерівномірність значного припуску (3 – 7 мм на сторону), велика площа оброблюваної поверхні й низька жорсткість технологічної системи.

2. Показано, що одним із основних шляхів підвищення ефективності шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами може бути застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках, які працюють у режимі електроерозійного шліфування. Як встановлено експериментально, завдяки електроерозійній дії на робочу поверхню алмазного круга забезпечується його безперервне виправлення й виключається засалювання. Однак це можливо при шліфуванні з невеликою продуктивністю обробки. В умовах високопродуктивного знімання припуску застосування алмазного електроерозійного шліфування виявилось малоефективним. Із цього зроблений висновок про необхідність проведення подальших досліджень алмазного електроерозійного шліфування.

3. На основі аналізу літературних джерел сформульовані основні умови підвищення якості й продуктивності обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами. Показано суттєву роль виникаючих у технологічній системі пружних переміщень у формуванні параметрів точності оброблюваних поверхонь при шліфуванні в умовах знімання значних нерівномірних припусків. Установлено, що підвищити продуктивність обробки при одночасному забезпеченні заданої точності оброблюваних поверхонь можна за рахунок шліфування за схемою виходжування, установлюючи в технологічній системі початковий натяг, рівний величині припуску, що знімається.

4. На основі аналізу робіт, опублікованих у науково-технічній літературі, обґрунтовано умови підвищення якості обробки на основі виключення утворення на оброблюваних поверхнях припикань та інших температурних дефектів. Вони полягають в застосуванні ефективних методів виправлення круга й технологічних середовищ, прогресивного методу переривчастого шліфування та ін. Доведено, що при глибинному шліфуванні із глибиною шліфування на рівні 10 мм і більше може бути істотно зменшена температура шліфування. Разом з тим, реалізація цих глибин шліфування при обробці зносостійких наплавочних матеріалів не можлива через відсутність таких великих припусків під обробку. Тому важливо уточнити отримані теоретичні рішення з метою виявлення нових можливостей ефективного ведення процесу глибинного (однопрохідного) шліфування з меншими глибинами шліфування (у межах 3 – 5 мм).

5. Показано, що підвищити ефективність розглянутого технологічного процесу шліфування можна за рахунок вибору прогресивних схем шліфування й оптимальних режимів різання. При цьому важливо хоча б частково усунути нерівномірність значного припуску, що знімається на операції попереднього шліфування. Це дозволить скоротити тривалість операції остаточного шліфування, яка за часом порівнянна з операцією попереднього шліфування, що призведе до зниження загальної трудомісткості обробки.

6. На основі аналізу літературних джерел встановлено, що на практиці широко застосовується лезова обробка зносостійких наплавочних матеріалів. Однак ефект досягається при обробці матеріалів твердістю HRC < 35 – 40. При обробці матеріалів твердістю HRC > 40 відбувається інтенсивне затуплення ріжучої кромки різця, її викришування й неможливість подальшого ведення процесу різання. Тому застосування різців із твердих сплавів і з полікристалічних синтетичних надтвердих матеріалів при обробці контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей позитивних результатів не дало. Разом з тим, високі ріжучі властивості лезових інструментів, особливо оснащених гексанітом-Р та іншими надтвердими матеріалами, дозволяє розглядати точіння як перспективний метод обробки контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами. Тому потрібно провести комплекс досліджень визначення нових технологічних можливостей лезової обробки. При цьому необхідно з єдиних позицій на основі критерію міцності абразивних і лезових інструментів оцінити основні показники процесів шліфування й точіння й вибрати найбільш раціональні варіанти механічної обробки.

Розділ 2. Теоретичне обґрунтування умов підвищення продуктивності обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

2.1. Загальний підхід до визначення продуктивності обробки при шліфуванні

З огляду на важливість рішення проблеми високопродуктивного круглого шліфування контактних зносостійких наплавлених поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення, проведені дослідження технологічних можливостей підвищення продуктивності обробки. Для цього розглянуті основні теоретичні підходи до визначення продуктивності обробки при шліфуванні.

В узагальненому вигляді продуктивність обробки Q при шліфуванні може бути визначена на основі підходу, запропонованого в роботі [87]:

$$Q = \frac{V_{\text{об'єм}}}{\tau} = k \cdot V \cdot V_{\text{кр}} \cdot g_{\text{зерно}} \cdot \frac{a_z}{b}, \quad (2.1)$$

де $V_{\text{об'єм}} = n \cdot g_{\text{зерно}}$ – об'єм знятого матеріалу, м³;

τ – час обробки, с;

$g_{\text{зерно}}$ – об'єм матеріалу, знятого одним різальним зерном, м³;

$n = k \cdot F \cdot a_z / b$ – кількість зерен, які беруть участь у зніманні оброблюваного матеріалу;

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

$F = V \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau$ – площа робочої поверхні круга, яка за час τ проконтактувала з оброблюваним матеріалом, м²;

a_z – максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, м;

b – висота виступання різального зерна над рівнем зв'язки круга, м;

V – ширина шліфування, м.

Із залежності (2.1) випливає, що збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів k , V , $V_{\text{кр}}$, $g_{\text{зерно}}$ і відношення $a_z / b \rightarrow 1$. Збільшення параметра k припускає застосування кругів з більшим вмістом зерен, збільшення відношення $a_z / b \rightarrow 1$ – підвищення міцності утримання

зерен у зв'язці й властиво міцності зерен, а збільшення $g_{\text{зерно}}$ – збільшення товщини й довжини зрізу окремим зерном круга. При шліфуванні торцем круга параметр $g_{\text{зерно}}$, очевидно, більше, ніж при шліфуванні периферією круга. Тому й продуктивність обробки Q потенційно вище.

Як відомо, кругле зовнішнє шліфування здійснюється за схемами багатопрхідного й глибинного шліфування. При багатопрхідному шліфуванні параметр $g_{\text{зерно}}$ може бути представлений $g_{\text{зерно}} = 2/3 \cdot a_z^2 \cdot l$, а при глибинному шліфуванні – $g_{\text{зерно}} = 1/3 \cdot a_z^2 \cdot l$, де $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$ – довжина дуги контакту круга з оброблюваним матеріалом (довжина зрізу окремим зерном круга), м; t – номінальна глибина шліфування, м; $\rho = 1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}}$; $R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – відповідно радіуси круга й деталі, м; $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с.

При багатопрхідному шліфуванні номінальна глибина шліфування t обмежена висотою виступання різального зерна над рівнем зв'язки круга b . У межі $t = b$, тоді

$$Q_b = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{a_z}{b} \cdot \frac{2}{3} \cdot a_z^2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot b}{\rho}}. \quad (2.2)$$

При глибинному шліфуванні продуктивність обробки $Q_{\text{гл}}$ визначиться:

$$Q_{\text{гл}} = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{a_z}{b} \cdot \frac{1}{3} \cdot a_z^2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (2.3)$$

Як видно, за рахунок того, що $t > b$, при глибинному шліфуванні можна домогтися більшої продуктивності обробки. За умови $a_z / b = 1$ залежності (2.2) і (2.3) приймають вигляд:

$$Q_b = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{2}{3} \cdot b^2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot b}{\rho}}; \quad (2.4)$$

$$Q_{\text{гл}} = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{1}{3} \cdot b^2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (2.5)$$

У цьому випадку при багатопрхідному шліфуванні параметр b більшою мірою впливає на збільшення продуктивності обробки, ніж при глибинному шліфуванні. Отже, при багатопрхідному шліфуванні основним шляхом збільшення номінальної глибини шліфування t й відповідно продуктивності обробки Q_b є збільшення параметра b . Наприклад, для алмазного круга [3]:

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}; \quad (2.6)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (2.7)$$

де m – об'ємна концентрація зерен у крузі (безрозмірна величина, рівна для алмазного круга 100-відсотковій концентрації $m = 100$);

\bar{X} – зернистість круга, м;

ε – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки ($\varepsilon < 1$).

Тоді залежності (2.4) і (2.5) опишуться:

$$Q_b = \frac{m \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot B \cdot V_{кр}}{100 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}}{\rho}}; \quad (2.8)$$

$$Q_{гл} = \frac{m \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot B \cdot V_{кр}}{200 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (2.9)$$

Як видно, при багатопрхідному шліфуванні зернистість круга \bar{X} входить у залежність (2.8) для визначення продуктивності обробки, а при глибинному шліфуванні – не входить у залежність (2.9). Тому збільшення \bar{X} є важливою умовою підвищення продуктивності багатопрхідного шліфування, оскільки збільшення \bar{X} дозволяє збільшити номінальну глибину шліфування t .

Із всіх вхідних у залежності (2.8) і (2.9) параметрів найбільше впливає на продуктивність обробки безрозмірний коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$, який враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки ($\varepsilon < 1$). Чим більше $(1 - \varepsilon)$, тим більше продуктивність обробки. При багатопрхідному шліфуванні

вплив даного коефіцієнта на продуктивність обробки значніше, ніж при глибинному шліфуванні. Тому, щоб домогтися більш високих значень продуктивності при багатопрхідному шліфуванні порівняно із глибинним шліфуванням, необхідно забезпечити більш міцне втримання зерен у зв'язці круга, застосовуючи, наприклад, алмазні круги на металевих зв'язках або великозернисті абразивні круги підвищеної твердості.

2.2. Теоретичний аналіз продуктивності обробки при багатопрхідному і глибинному шліфуванні

Незважаючи на велику кількість публікацій, присвячених вивченню багатопрхідного й глибинного шліфування, дотепер відсутнє чітке уявлення про максимально можливу продуктивність обробки, обумовлену міцністю робочої поверхні круга, яку можна досягти при багатопрхідному і глибинному шліфуванні. В одних роботах перевага віддається багатопрхідному шліфуванню, а в інших – глибинному шліфуванню. Тому необхідно знати можливості багатопрхідного й глибинного шліфування в плані досягнення найбільшої продуктивності обробки. Для цього важливо провести теоретичний аналіз продуктивності обробки при багатопрхідному і глибинному шліфуванні [83].

У роботах [22; 87; 117; 126] запропонований теоретичний підхід до визначення максимально можливої продуктивності обробки Q при шліфуванні з урахуванням імовірнісного характеру участі зерен у різанні й міцності робочої поверхні круга, узагальнено обумовленої граничною товщиною зрізу:

$$Q = \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot t \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}}} \cdot \left(\frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{\text{IT}}}} + \sum_{j=0}^{i-2} t_{\text{IT}}^{2,5} \right), \quad (2.10)$$

де b – максимальна висота виступання різальних зерен над рівнем зв'язки круга, рівна граничній товщині зрізу, м;

γ – половина кута при вершині конусоподібного різального зерна;

t – номінальна глибина шліфування, м;

t_{IT} – поточне значення фактичної глибини шліфування на i -му проході круга, м;

t_{IT} – поточне значення величини t_{IT} , м.

Швидкість деталі $V_{дет}$ для заданого параметра b визначається:

$$V_{дет} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}}} \cdot \left(\frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{iT}}} + \sum_{j=0}^{i-2} t_{jT}^{2,5} \right). \quad (2.11)$$

При глибинному шліфуванні продуктивність обробки Q визначається спрощеною залежністю (2.10):

$$Q = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot b^2 \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{t}}{12,7 \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}}}. \quad (2.12)$$

На рис. 2.1 [117] наведено розраховані за залежністю (2.10) значення граничної продуктивності обробки Q для заданих значень максимальної товщини зрізу, рівної параметру b . Як видно, за умови $t < b$ продуктивність обробки Q залишається фактично незмінною зі збільшенням глибини шліфування t , а за умови $t > b$ – безупинно збільшується. Це свідчить про ефективність застосування глибинного шліфування. Розрахунками встановлено, що ефект обробки в цьому випадку обумовлений збільшенням відсотка працюючих зерен (до 45 %), тоді як при багатопрохідному шліфуванні він значно менше й становить 5 – 10 %. З кінематичної точки зору зерна проходять в основному "слід у слід", не виконуючи корисну роботу. Це вказує на те, що при багатопрохідному шліфуванні мало використовуються потенційні можливості робочої поверхні круга й, отже, існують резерви підвищення ефективності шліфування. Щоб їх виявити й обґрунтувати умови підвищення продуктивності багатопрохідного шліфування, необхідно визначити кількість зерен n , які беруть участь у зніманні матеріалу й формуванні мікропрофілю на оброблюваній поверхні. Для цього слід розглянути розрахункову схему параметрів плоского багатопрохідного шліфування, що наведено на рис. 2.2а. Оскільки швидкість круга $V_{кр}$ значно перевищує швидкість деталі $V_{дет}$, то довжина одиничного зрізу на рис. 2.2а показана приблизно рівній довжині дуги контакту круга з оброблюваною деталлю I.

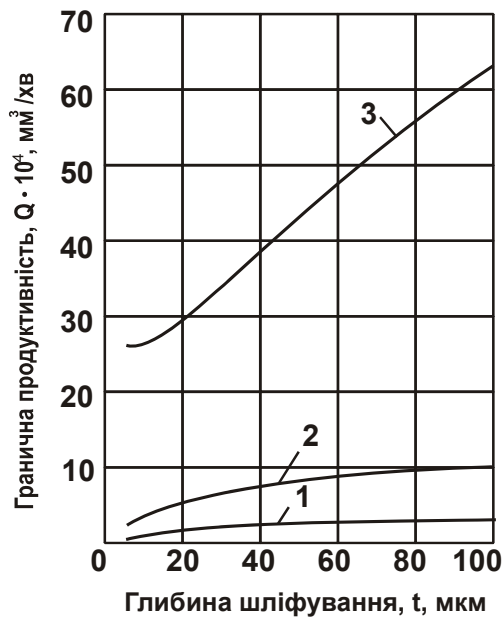


Рис. 2.1. Залежність граничної продуктивності обробки Q від глибини шліфування t

Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²; $B = 20$ мкм; $R_{\text{дет}} = 50$ мм; $R_{\text{кр}} = 100$ мм; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с.
 Умовні позначення: 1 – $b = 10$ мкм; 2 – $b = 20$ мкм; 3 – $b = 50$ мкм.

Як впливає з залежності (2.10), при багатопрохідному шліфуванні формування повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні відбувається за певну кількість проходів круга i , яка відповідає фактичній глибині шліфування $t_{\text{ф}} = i \cdot t$. Тоді сумарний час формування повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні визначиться: $\tau_{\text{б}} = i \cdot \tau_0$, де $i = b/t$; $\tau_0 = l/V_{\text{дет}}$ – тривалість контакту фіксованого перетину оброблюваної деталі (яка рухається зі швидкістю $V_{\text{дет}}$) із робочою поверхнею круга, с.

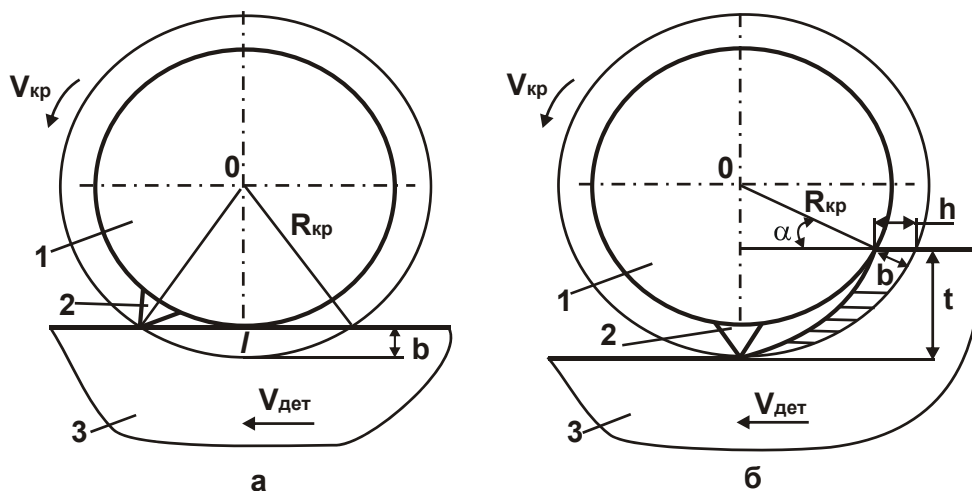


Рис. 2.2. Розрахункова схема параметрів плоского багатопрохідного (а) і глибинного (б) шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – різальне зерно; 3 – оброблюваний матеріал.

При плоскому багатопрохідному шліфуванні (див. рис. 2.2а) параметр l визначиться:

$$l = 2 \cdot \sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - b)^2} \approx 2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot b}. \quad (2.13)$$

Тоді остаточно отримано:

$$\tau_{б} = \frac{b}{t} \cdot \frac{l}{V_{дет}} = \frac{2 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot b}}{Q_{пит}}, \quad (2.14)$$

де $Q_{пит} = t \cdot V_{дет}$ – питома продуктивність обробки, $м^3/(м \cdot с)$.

Кількість зерен n , які беруть участь у формуванні повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні, визначається:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau_{б} = \frac{2 \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot b}}{Q_{пит}}. \quad (2.15)$$

Як видно, параметр n не залежить від глибини шліфування t , а визначається питоною продуктивністю обробки $Q_{пит}$. Із усіх вхідних у залежність (2.15) параметрів найбільше впливає на n параметр b , тобто важливо забезпечити більш міцне втримання зерен у зв'язці круга й відповідно підвищити міцність зерен.

При глибинному шліфуванні час формування повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні дорівнює: $\tau_{гл} = h / V_{дет}$ (див. рис. 2.2б), де $h = b / \cos \alpha$ – глибина впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, м; α – кут входу оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга:

$$\cos \alpha = \frac{\sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - t)^2}}{R_{кр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}. \quad (2.16)$$

Після перетворень, отримано:

$$\tau_{гл} = \frac{b}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}. \quad (2.17)$$

Кількість зерен n , які беруть участь у формуванні повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні, визначається:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau_{гл} = \frac{k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b}{Q_{пит}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр} \cdot t}{2}}. \quad (2.18)$$

Після підстановки в (2.18) залежності (2.12), розглядаючи $Q_{пит} = Q / B$ й приймаючи для плоского шліфування $R_{дет} \rightarrow \infty$, отримано:

$$n = \frac{9 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot b}. \quad (2.19)$$

У цьому випадку збільшити кількість зерен n можна, головним чином, за рахунок зменшення параметра b . Виходячи із залежності (2.12), це веде до зменшення продуктивності обробки Q , що не ефективно.

Слід порівняти значення n при багатопрхідному і глибинному шліфуванні, позначаючи вхідні в залежність (2.15) параметри таким чином: $n_б, b_б, Q_б$ і відповідно вхідні в залежність (2.18) параметри: $n_{гл}, b_{гл}, Q_{гл}, t_{гл}$. Тоді

$$\frac{n_{гл}}{n_б} = 0,25 \cdot \frac{b_{гл}}{b_б} \cdot \frac{Q_б}{Q_{гл}} \cdot \sqrt{\frac{t_{гл}}{b_б}}. \quad (2.20)$$

Із залежності (2.10) і рис. 2.1 випливає, що при $b_{гл} = b_б$ і $t_{гл} = b_б$ значення $Q_{гл}$ і $Q_б$ приблизно рівні, а зі збільшенням глибини шліфування $t_{гл} > b_б$ продуктивність глибинного шліфування $Q_{гл}$ збільшується за

законом $\sqrt{t_{гл}}$. Тоді, очевидно, відносна величина $\frac{Q_б}{Q_{гл}} \cdot \sqrt{\frac{t_{гл}}{b_б}}$, що входить у

залежність (2.20), буде залишатися постійною зі збільшенням глибини шліфування $t_{гл}$, приблизно рівній одиниці. Отже, відношення $n_{гл} / n_б \approx 0,25$.

Це означає, що у формуванні повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні при багатопрхідному шліфуванні бере участь в 4 рази більше зерен, ніж при глибинному шліфуванні. Цим, властиво, і пояснюється той факт, що при багатопрхідному шліфуванні зерна проходять фактично "слід у слід", як би не виконуючи корисну роботу. Однак, з іншого боку, це вказує на меншу силову напруженість ріжучих зерен при багатопрхідному

шліфуванні й менше їхнє зношування. У зв'язку із цим, виходячи з умов міцності втримання зерен у зв'язці круга й властиво міцності зерен, може бути збільшена гранична товщина зрізу, у цьому випадку рівна параметру b_6 , що дозволить збільшити продуктивність обробки Q_6 .

Із залежності (2.10) випливає, що $Q_6 \approx b_6^2$. Якщо підставити дану залежність в (2.20), то видно, що відношення $n_{\text{гл}}/n_6$ буде збільшуватися за законом $\sqrt{b_6}$. При збільшенні параметра b_6 в 16 разів відношення $n_{\text{гл}}/n_6 \rightarrow 1$. У цьому випадку кількість зерен n , які беруть участь у формуванні повного мікропрофілю на оброблюваній поверхні при багатопрохідному і глибинному шліфуванні, стануть приблизно рівними. Однак при цьому суттєво збільшиться параметр b_6 , що приведе до відповідного збільшення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні. Оскільки параметри Q_6 й b_6 зв'язані приблизно квадратичною залежністю $Q_6 \approx b_6^2$, то можливо достатньо значне збільшення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні – до значень продуктивності глибинного шліфування $Q_{\text{гл}}$ й вище. Таким чином, теоретично обґрунтовано умови підвищення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні. Встановлено, що ефект обробки досягається за рахунок збільшення граничної (виходячи з міцності зерен та зв'язки круга) товщини зрізу, у цьому випадку рівної параметру b_6 .

При глибинному шліфуванні збільшити продуктивність обробки можна головним чином за рахунок збільшення глибини шліфування при відповідному зменшенні швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ за залежністю (2.11). Однак у цьому випадку продуктивність обробки збільшується за законом $Q_{\text{гл}} \approx \sqrt{t_{\text{гл}}}$, тоді як при багатопрохідному шліфуванні – за законом $Q_6 \approx b_6^2$, тобто зі значно більшою інтенсивністю. Цим доведено, що багатопрохідне шліфування має у своєму розпорядженні більші технологічні можливості порівняно із глибинним шліфуванням. Однак для їхньої реалізації необхідно забезпечити збільшене виступання різальних зерен над рівнем зв'язки круга, тобто збільшити параметр b_6 . Цього можна досягти, в першу чергу, збільшенням зернистості й твердості круга. Збільшення товщин зрізів у цьому випадку також буде сприяти зменшенню енергоємності обробки й відповідно зниженню ймовірності

появи на оброблюваних поверхнях припикань та інших температурних дефектів.

2.3. Умови підвищення продуктивності обробки при шліфуванні деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами високої твердості

Продуктивність обробки при круглому шліфуванні за жорсткою схемою може бути визначена за залежністю [117]:

$$Q = S_{\text{мит}} \cdot V_{\text{кр}}, \quad (2.21)$$

де $S_{\text{мит}} = n \cdot \text{tg} \gamma \cdot a_z^2$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2 ;

$n = k \cdot B \cdot l$ – кількість одночасно працюючих зерен круга;

$k = k_0 \cdot a_z / b$ – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м^2 ;

k_0 – кількість зерен, розташованих на одиниці площі робочої поверхні круга, які беруть участь у різанні, шт./м^2 ;

$l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$ – довжина дуги контакту периферії круга з оброблюваним матеріалом, м ;

$$\rho = 1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}}.$$

Після нескладних перетворень залежність (2.21) приймає вигляд:

$$Q = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{\text{кр}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (2.22)$$

Залежність (2.22) отримана з умови шліфування однаковими за розмірами і висотою виступання над рівнем зв'язки зернами круга, що дозволяє спростити розрахунок і одержати принципове рішення. Параметр a_z визначає міцність робочої поверхні круга, обумовлену міцністю зерен і зв'язки круга. Як впливає із залежності (2.22), збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів γ , k_0 , B , a_z , $V_{\text{кр}}$, t , $R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ і зменшенням b (виконуючи умову $a_z = b$). Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ при цьому встановлюється за залежністю:

$$V_{\text{дет}} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot a_z^3 \cdot V_{\text{кр}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{t \cdot \rho}} \quad (2.23)$$

Зі збільшенням глибини шліфування t швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ повинна зменшуватися, тобто з погляду збільшення продуктивності обробки за рахунок максимального використання міцності робочої поверхні круга ефективно застосовувати глибинне шліфування з невеликою швидкістю деталі й шириною шліфування, рівною висоті круга. З урахуванням залежностей (2.6), (2.7) і $\alpha = a_z / \bar{X}$ залежність (2.22) прийме вигляд:

$$Q = \frac{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot B \cdot \alpha^3 \cdot V_{\text{кр}}}{200 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}} \quad (2.24)$$

Найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірна величина α , яка входить у залежність (2.24) у третьому ступені. Як показує практика шліфування, зі збільшенням зернистості круга \bar{X} продуктивність обробки Q збільшується. Із цього випливає, що α збільшується зі збільшенням \bar{X} .

При круглому шліфуванні за пружною схемою з фіксованим радіальним зусиллям P_y продуктивність обробки Q визначиться [79]:

$$n = \frac{P_y}{P_0}, \quad (2.25)$$

де $P_0 = \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot a_z^2 \cdot HV$ – радіальне зусилля, що діє на зерно круга, Н;
 HV – твердість оброблюваного матеріалу (за Віккерсом), Н/м².

Тоді

$$Q = S_{\text{мит}} \cdot V_{\text{кр}} = n \cdot \text{tg} \gamma \cdot a_z^2 \cdot V_{\text{кр}} = \frac{P_y \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \quad (2.26)$$

На відміну від залежності (2.22), у залежність (2.26) входить менша кількість параметрів, за рахунок яких можна збільшити Q . Основним

шляхом збільшення Q слід розглядати збільшення радіального зусилля P_y , що може змінюватися в широких межах. Зі збільшенням кута γ (у зв'язку із затупленням зерен круга) продуктивність обробки Q зменшується. Отже, при шліфуванні за пружною схемою важливо в процесі постійно підтримувати високу різальну здатність круга, що дозволить забезпечити високопродуктивне знімання припуску. Виходячи із залежності (2.26), відомі ефекти шліфування, пов'язані із застосуванням великозернистих абразивних кругів, реалізацією режиму самозагострювання круга та ін., обумовлені зменшенням кута γ , який є узагальнюючим параметром процесу шліфування. При шліфуванні за жорсткою схемою, виходячи із залежності (2.22), збільшення кута γ не приводить до зменшення Q , а приводить до збільшення радіальної складової сили різання P_y , яка може бути визначена з умови рівності значень Q , що визначаються залежностями (2.22) і (2.26):

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot HV}{b} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (2.27)$$

Як видно, зменшити P_y можна зменшенням параметрів γ , k_0 , B , a_z , t , $R_{кр}$, $R_{дет}$, HV і збільшенням b . Швидкість круга $V_{кр}$ на P_y не впливає. Отже, домогтися збільшення продуктивності обробки Q (без збільшення радіальної складової сили різання P_y) можна збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Всі інші параметри, що входять у залежність (2.27), фактично однаковою мірою (обернено пропорційно) впливають на Q й P_y . Тому збільшення Q завжди супроводжується збільшенням P_y , а це приводить до підвищення силової й теплової напруженості процесу шліфування й зниженню якості обробки.

Залежність (2.27), по суті, виражає зв'язок між жорсткою й пружною схемами шліфування, розглядаючи параметр P_y як радіальне зусилля при шліфуванні за пружною схемою. Кожному значенню глибини шліфування t (при шліфуванні за жорсткою схемою) відповідає конкретне значення P_y при шліфуванні за пружною схемою. Чим більше t , тим більше P_y . Отже, ту саму продуктивність обробки Q можна забезпечити як при шліфуванні

за жорсткою, так і за пружною схемою, установлюючи відповідно до залежності (2.27) значення t й P_y .

Для підтримки в процесі заданого значення a_z , швидкість деталі $V_{дет}$ при шліфуванні за жорсткою схемою необхідно встановлювати за залежністю (2.23). При шліфуванні за пружною схемою швидкість деталі $V_{дет}$ також установлюється за залежністю (2.23), виражаючи в ній глибину шліфування t через радіальне зусилля P_y відповідно до залежності (2.27):

$$V_{дет} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot B \cdot V_{кр}}{P_y \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot a_z^3}{b} \right)^2. \quad (2.28)$$

Як видно, зі збільшенням радіального зусилля P_y швидкість деталі $V_{дет}$ зменшується, також як і зі збільшенням глибини шліфування t при шліфуванні за жорсткою схемою. Параметри γ , k_0 , B , a_z і b впливають на $V_{дет}$ більшою мірою, ніж при шліфуванні за жорсткою схемою. Продуктивність обробки Q при шліфуванні може бути визначена на основі наближеної залежності:

$$Q = n_0 \cdot g_0 / \tau_0, \quad (2.29)$$

де $n_0 = k \cdot B \cdot \pi \cdot D_{кр}$ – кількість працюючих зерен круга;

$D_{кр}$ – діаметр круга, м;

$g_0 = \frac{1}{3} \cdot l \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot a_z^2$ – об'єм риски-подряпини, утвореної від роботи

окремого зерна, м^3 ;

$\tau_0 = \pi \cdot D_{кр} / V_{кр}$ – час одного обертання круга, с.

Після перетворень залежності (2.29) отримано:

$$Q = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{кр} \cdot l}{3 \cdot b}. \quad (2.30)$$

Залежність (2.30) аналогічна залежності (2.22) для шліфування за схемою, показаною на рис. 2.3а (глибинне шліфування), розглядаючи

довжину дуги контакту периферії круга з оброблюваним матеріалом (довжину зрізу окремим зерном) у вигляді $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$. При шліфуванні за схемою, показаною на рис. 2.3б (багатопрхідне шліфування), глибина шліфування дорівнює товщині зрізу a_z , тоді $l = \sqrt{2 \cdot a_z / \rho}$. У цьому випадку, очевидно, продуктивність обробки Q буде менше, тому що $a_z < t$.

У роботі [87] показано, що при шліфуванні за даною схемою зерна проходять практично "слід у слід", утворюючи неповні зрізи, у результаті чого ймовірність участі зерен у різанні менше, ніж при шліфуванні за схемою, показаною на рис. 2.3а. Тому різальні зерна в процесі шліфування менш навантажені й відповідно гранична товщина зрізу a_z більше – вона може досягати значень глибини шліфування, установлених при багато-прхідному шліфуванні. Це створює об'єктивні передумови підвищення продуктивності обробки Q за рахунок збільшення товщини зрізу a_z , що входить у залежність (2.30) з найбільшим ступенем.

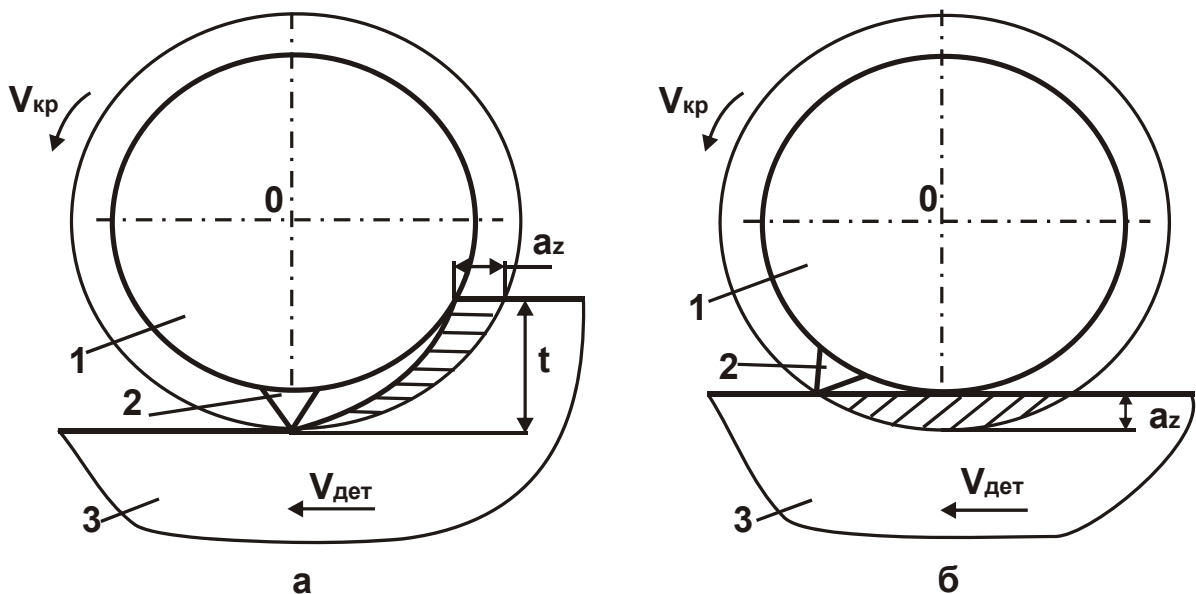


Рис. 2.3. Розрахункові схеми параметрів глибинного (а) і багатопрхідного (б) шліфування

Умовні позначення : 1 – круг; 2 – різальне зерно; 3 – оброблюваний матеріал.

На рис. 2.3 заштрихованим показана форма зрізу окремим зерном круга. При глибинному шліфуванні (див. рис. 2.3а) вона приймає комоподібну форму, а при багатопрхідному шліфуванні (див. рис. 2.3б) – сегментоподібну форму. Для заданого значення a_z довжина зрізу окремим зерном l при глибинному шліфуванні завжди більше, ніж при

багатопохідному шліфуванні. В останньому випадку вона буде збільшуватися зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$, однак не суттєво, оскільки $V_{дет} \ll V_{кр}$. У зв'язку із цим у розрахунках вплив $V_{дет}$ на величину $l = \sqrt{2 \cdot a_z / \rho}$ не враховується.

На рис. 2.4 наведено результати чисельних розрахунків змінних величин $A_1 = a_z^3 \cdot \sqrt{t}$ (для схеми глибинного шліфування) і $A_2 = a_z^{3,5}$ (для багатопохідного шліфування), які входять у залежність (2.30). По суті, величини A_1 й A_2 визначають відносну продуктивність обробки Q . Крива 1 на рис. 2.4 отримана для $a_z = 5$ мкм, а крива 2 – для $a_z = 5 \dots 10$ мкм (розглядаючи $t = a_z$). Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t змінна величина A_2 збільшується більш інтенсивно й приймає більші значення, ніж змінна величина A_1 . Це свідчить про можливість підвищення продуктивності обробки Q в умовах багатопохідного шліфування за рахунок збільшення граничної товщини зрізу a_z , що досягається збільшенням міцності зерен і міцності втримання їх у зв'язці круга.

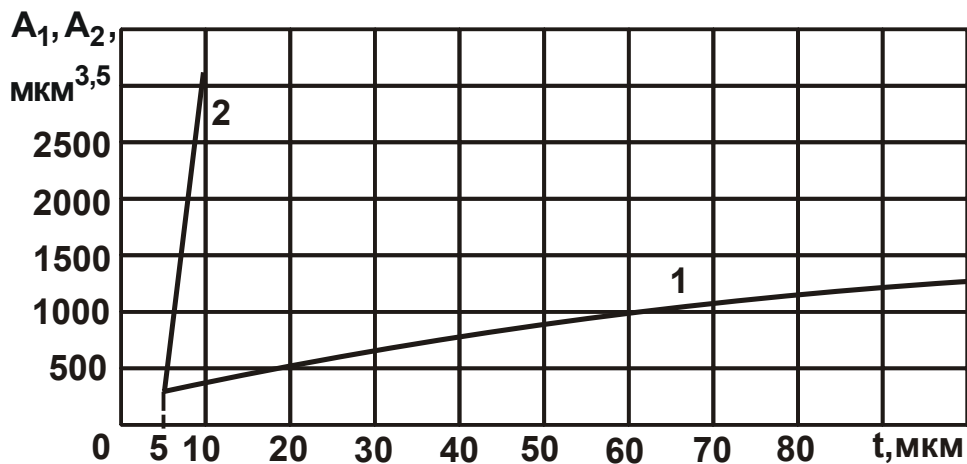


Рис. 2.4. Залежності змінних величин A_1 (1) і A_2 (2) від глибини шліфування t

Проведені експериментальні дослідження показали, що при круглому шліфуванні контактних поверхонь конусів і чаш (діаметром 5 м) засипних апаратів доменних печей зі зносостійким наплавленим матеріалом Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85) твердістю HRC 58 – 59 найкращі результати були отримані при шліфуванні абразивними кругами ПП 500×63×203 14А СТ2 ВФ на бакелітовій зв'язці (посилений

скловолокном) великої зернистості: 16 – 18 (за FEPA розмір зерна 1,6 – 1,2 мм відповідно). Дані круги характеризуються високою ріжучою здатністю, реалізують режим самозагострювання й не вимагають виправлення аж до повного зношування. Застосування абразивних кругів більшої твердості приводить до утворення на оброблюваних поверхнях припикань внаслідок суттєвого збільшення силової й теплової напруженості процесу шліфування. Це узгоджується із залежністю (2.27), виходячи з якої зі збільшенням граничної товщини зрізу a_z радіальна складова сили різання P_y інтенсивно зростає. Швидкість деталі $V_{дет}$ при багатопрохідному шліфуванні (див. рис. 2.3б) визначається аналогічно залежності (2.23):

$$V_{дет} = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{кр}}{3 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{2}{a_z \cdot \rho}}. \quad (2.31)$$

За рахунок збільшення граничної товщини зрізу a_z швидкість деталі $V_{дет}$ буде приймати більші значення, ніж у випадку глибинного шліфування (див. рис. 2.3а). Таким чином, теоретично обґрунтовано можливості підвищення продуктивності обробки Q шляхом застосування схеми багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі $V_{дет}$, що реалізує сегментоподібну форму зрізу окремим зерном круга. На практиці дану схему шліфування можна реалізувати методами круглого врізного й поздовжнього шліфування. У першому випадку обробка виконується всією шириною круга (уступами) з постійною швидкістю радіальної подачі. У другому випадку обробка може виконуватися за схемою багатопрохідного або глибинного шліфування (з невеликою відносною поздовжньою подачею $S_{відн} \ll 1$ й збільшеною глибиною шліфування). Особливістю здійснення глибинного шліфування є утворення на робочій поверхні круга забірного конуса [87], що забезпечує рівномірну навантаженість різальних зерен і рівномірне зношування круга уздовж робочої частини.

Таким чином, отримано наближені залежності для встановлення максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга, які узагальнено визначаються граничною товщиною зрізу окремим зерном круга a_z , а також отримано залежності для визначення параметрів режиму різання при шліфуванні за жорсткою

і пружною схемами. Установлено, що основною умовою підвищення продуктивності обробки є збільшення граничної товщини зрізу й реалізація схем глибинного й багатопрохідного шліфування. Показано, що в умовах круглого багатопрохідного й глибинного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі $V_{дет}$, коли реалізується сегментоподібна форма зрізу окремим зерном круга, можна забезпечити збільшення граничної товщини зрізу й тим самим підвищити продуктивність обробки. Для реалізації даних умов шліфування наплавочних матеріалів високої твердості доцільно використовувати великозернисті абразивні круги, що працюють у режимі самозагострювання.

2.4. Аналіз продуктивності обробки при шліфуванні за жорсткою і пружною схемами

У загальному випадку продуктивність обробки Q при круглому поздовжньому шліфуванні за жорсткою схемою виражається залежністю:

$$Q = S \cdot V_{дет} \cdot t, \quad (2.32)$$

де S – поздовжня подача, м/об.

Очевидно, збільшити Q можна збільшенням всіх вхідних у дану залежність параметрів. Однак, як показує практика, збільшити безмежно продуктивність обробки Q не можна, вона має кінцеве значення, обумовлене проявом різних факторів: зношування круга, утворення в технологічній системі пружних переміщень і коливань (які можуть призвести до зупинки електродвигуна або поломці верстата); тепловиділення в зоні різання й утворення на оброблюваних поверхнях припікань та інших температурних дефектів тощо. Тому продуктивність обробки Q повинна бути обмежена. При глибинному шліфуванні основним обмежуючим фактором слід розглядати граничну товщину зрізу, обумовлену міцністю робочої поверхні круга (міцністю зерен і зв'язки). У цьому випадку максимально можлива продуктивність обробки Q та швидкість деталі $V_{дет}$, що її реалізує при круглому шліфуванні з урахуванням обмеження за граничною товщиною зрізу a_z , описуються залежностями (2.22) і (2.23).

Як впливає із даних залежностей, максимально можлива продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри γ , k_0 , B , a_z , t і

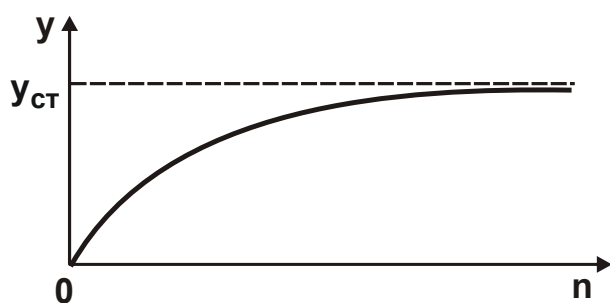


Рис. 2.5. Залежність y від n

менше b . Швидкість деталі $V_{дет}$, на відміну від продуктивності обробки Q , зі збільшенням глибини шліфування t зменшується. Отже, застосування глибинного шліфування дозволяє максимально реалізувати міцність робочої поверхні

круга, яка узагальнено обумовлена граничною товщиною зрізу [37].

При багатопрохідному шліфуванні в умовах невеликих глибин шліфування й збільшених (порівняно з глибинним шліфуванням) значеннях $V_{дет}$ обмеження за граничною товщиною зрізу може мати місце при високій твердості технологічної системи. При низькій жорсткості технологічної системи c , як показано в роботі [117], існує значення пружного переміщення $y_{ст}$, при якому процес шліфування стабілізується в часі (за проходами круга n (рис. 2.5)). У цьому випадку основним обмежуючим фактором процесу слід розглядати величину пружного переміщення (початкового натягу в технологічній системі) або радіальну складову сили різання P_y (радіальне зусилля). Виходячи з роботи [117], величини $y_{ст}$ і P_y визначаються:

$$y_{ст} = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}; \quad (2.33)$$

$$P_y = c \cdot y_{ст} = \frac{\sigma \cdot Q}{K_{ш} \cdot V_{кр}}. \quad (2.34)$$

Задаючи значення $y_{ст}$ або P_y , із залежностей (2.33) або (2.34) нескладно встановити максимально можливу продуктивність обробки Q :

$$Q = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot y_{ст}}{\sigma} \quad (2.35)$$

або

$$Q = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot P_y}{\sigma}. \quad (2.36)$$

У цьому випадку максимально можлива продуктивність обробки Q тим більше, чим більше c , $K_{ш}$, $V_{кр}$, $y_{ст}$ і менше умовне напруження різання σ або, виходячи із залежності (2.36), чим більше радіальне зусилля P_y . У підсумку прийшли до пружної схеми шліфування, оскільки роль початкового натягу в технологічній системі $y_{ст}$ виконує радіальне зусилля P_y – за рахунок якого й створюється початковий натяг $y_{ст}$.

Як видно, продуктивність обробки при шліфуванні за жорсткою схемою залежно від обмежуючого фактора описується різними аналітичними залежностями (2.22) і (2.36). В умовах низької жорсткості технологічної системи продуктивність обробки Q цілком визначається радіальним зусиллям P_y відповідно до залежності (2.36). Параметри режиму шліфування: глибина шліфування t , поздовжня подача S й швидкість деталі $V_{дет}$ в залежність (2.36) не входять. Це дозволяє розглядати дану (жорстку) схему шліфування як пружну схему шліфування. Із цього погляду шліфування за жорсткою й пружною схемами рівносильні. Для практичної реалізації жорсткої схеми шліфування необхідно в технологічній системі створити початковий натяг $y_{ст}$ і в процесі шліфування його постійно підтримувати. Глибину шліфування t на кожному проході круга необхідно встановлювати відповідно до залежності:

$$t = \frac{Q}{S \cdot V_{дет}} = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot P_y}{\sigma \cdot S \cdot V_{дет}} \quad (2.37)$$

для заданих значень S , $V_{дет}$ і $P_y = c \cdot y_{ст}$.

При низькій жорсткості технологічної системи величина $y_{ст}$ може багаторазово перевищувати глибину шліфування t , тоді як при збільшеній жорсткості технологічної системи $y_{ст} < t$.

Продуктивність обробки Q при круглому поздовжньому шліфуванні за жорсткою схемою може бути також наведено наступним чином:

$$Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд} \cdot t, \quad (2.38)$$

де $D_{дет}$ – діаметр деталі, м;

$S_{позд}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/с.

При круглому шліфуванні великогабаритної деталі задану продуктивність обробки Q у зв'язку зі збільшеним діаметром деталі $D_{\text{дет}}$ можна забезпечити за рахунок суттєвого зменшення $S_{\text{позд}}$. Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ у цьому випадку не входить у залежність (2.38) і, отже, не впливає на Q : вона може змінюватися в широких межах, виконуючи чисто технологічні функції. Наприклад, забезпечувати необхідну поздовжню подачу на оберт деталі S . Тоді

$$V_{\text{дет}} = S_{\text{позд}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{S}. \quad (2.39)$$

У даній залежності всі три параметри задані, що дозволяє цілком однозначно визначити $V_{\text{дет}}$.

Таким чином, теоретично визначено умови підвищення продуктивності обробки при круглому шліфуванні з урахуванням обмеження за граничною товщиною зрізу окремим зерном круга, а також з урахуванням обмеження за величиною початкового натягу в технологічній системі при шліфуванні з низькою жорсткістю системи. Доведено, що в другому випадку за рівнем продуктивності обробки жорстка й пружна схеми шліфування рівносильні. При цьому продуктивність визначається головним чином початковим натягом у технологічній системі й відповідно величиною радіального зусилля. Отримані теоретичні рішення дозволяють обґрунтувати закономірності стійкого протікання процесу шліфування в часі й правильно визначити найвигідніші режими різання при шліфуванні.

2.5. Основні напрями підвищення продуктивності обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

У п. 2.4 показано, що зниження продуктивності обробки при круглому шліфуванні контактних наплавлених поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей відбувається, по-перше, внаслідок високої твердості наплавочних матеріалів, по-друге, у зв'язку з низькою жорсткістю технологічної системи токарно-карусельного вер-

стата, на якому здійснюється процес шліфування. Як було встановлено експериментально, жорсткість системи в радіальному напрямку становить усього лише 3 420 Н/мм. У результаті в технологічній системі виникають значні пружні переміщення і номінальна глибина шліфування багаторазово перевищує фактичну глибину шліфування. Експериментально встановлено також, що при круглому шліфуванні за жорсткою схемою наплавочного матеріалу Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С твердістю HRC 58 – 59 питома витрата абразиву становить $q=0,5 \dots 1$. Дані значення q приблизно такі ж, як при шліфуванні твердого сплаву й вищі, ніж при обробці загартованих сталей. Знаючи питому витрату абразиву q , можна розрахунковим шляхом визначити відношення номінальної й фактичної глибин шліфування t_n/t_ϕ й оцінити роль зношування круга в збільшенні даного відношення. Для цього складено рівняння балансу об'ємів знятого матеріалу ($v_{\text{мат}}$) і витраченого абразиву ($v_{\text{абр}}$) [36]:

$$V_{\text{мат}} + V_{\text{абр}} = v, \quad (2.40)$$

де v – об'єм матеріалу, який необхідно зняти за умови рівності номінальної й фактичної глибин шліфування, тобто в ідеальному випадку.

Розділивши рівняння (2.40) на величину $v_{\text{мат}}$, отримаємо:

$$1 + q = \frac{t_n}{t_\phi}, \quad (2.41)$$

де $q = v_{\text{абр}} / v_{\text{мат}}$.

Як видно, відношення t_n/t_ϕ тим більше, чим більше питома витрата абразиву q . Для значень $q=0,5 \dots 1$ відношення $t_n/t_\phi = 1,5 \dots 2$. Отже, внаслідок зношування абразивного круга при шліфуванні наплавочного матеріалу фактична глибина шліфування t_ϕ може бути до 2-х разів менше номінальної глибини шліфування t_n . Разом з тим, як установлено експериментально, у реальних умовах шліфування відношення t_n/t_ϕ значно більше. Тому лінійне зношування абразивного круга не є причиною різкого зменшення t_ϕ по відношенню до t_n . Основною причиною великої

розбіжності t_{ϕ} і t_n необхідно розглядати низьку жорсткість технологічної системи, у результаті чого шліфування здійснюється не за жорсткою, а за пружною схемою (з фіксованим радіальним зусиллям).

У роботі [117] наведено аналітичну залежність для визначення радіальної складової сили різання P_y , яка у випадку шліфування за пружною схемою дорівнює радіальному зусиллю:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_n}{V_{кр}}, \quad (2.42)$$

де $Q_n = B \cdot V_{дет} \cdot t_n$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с.

Фактична продуктивність обробки $Q_{\phi} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}$ визначається за перетвореною залежністю (2.42):

$$P_{y\phi} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_{\phi}}{V_{кр}}, \quad (2.43)$$

де $P_{y\phi}$ – радіальне зусилля, що реалізує процес "чистого різання", Н.

Очевидно, між зусиллями P_y й $P_{y\phi}$ існує розходження, тому що зусилля $P_{y\phi}$ є частиною зусилля P_y . Різниця зусиль $(P_y - P_{y\phi})$ визначає величину пружного переміщення в технологічній системі й виражається залежністю:

$$P_y - P_{y\phi} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет}}{V_{кр}} \cdot (t_n - t_{\phi}). \quad (2.44)$$

Як видно, різниця зусиль $(P_y - P_{y\phi})$ відповідає різниці номінальної й фактичної глибин шліфування $(t_n - t_{\phi})$.

Представляючи залежність (2.44) у вигляді

$$P_y - P_{y\phi} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_n}{V_{кр}} \cdot \left(1 - \frac{t_{\phi}}{t_n}\right) = P_y \cdot \left(1 - \frac{t_{\phi}}{t_n}\right), \quad (2.45)$$

отримано

$$\frac{P_{y\phi}}{P_y} = \frac{t_\phi}{t_n}. \quad (2.46)$$

Таким чином показано, що відношення $P_{y\phi} / P_y$ цілком однозначно визначається відношенням фактичної й номінальної глибин шліфування t_ϕ / t_n . Залежність (2.43) може бути виражена відносно фактичної продуктивності обробки:

$$Q_\phi = P_{y\phi} \cdot V_{кр} \cdot \frac{K_\psi}{\sigma}. \quad (2.47)$$

Виходячи із залежності (2.47), збільшити фактичну продуктивність обробки Q_ϕ можна збільшенням $P_{y\phi}$, $V_{кр}$, K_ψ і зменшенням σ . Очевидно, збільшення $P_{y\phi}$ припускає збільшення радіального зусилля P_y й відповідно пружного переміщення в технологічній системі, тобто створення так званого натягу, що, як буде показано нижче, не завжди прийнятно. Більш ефективним шляхом збільшення відношення K_ψ / σ є підвищення ріжучої здатності шліфувального круга й зменшення інтенсивності тертя в зоні шліфування. Це може бути досягнуто за рахунок застосування більш міцних абразивних матеріалів (у тому числі алмазів та інших надтвердих матеріалів), які характеризуються високою гостротою ріжучих кромки і можливістю більш глибокого впровадження в оброблюваний матеріал. Зменшити тертя в зоні шліфування можна, насамперед, за рахунок збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки круга й зниження інтенсивності тертя зв'язки з оброблюваним матеріалом. У зв'язку із цим ефективно застосування великозернистих високопористих абразивних кругів підвищеної твердості. Важливо також забезпечити роботу круга в режимі самозагострювання з метою постійного відновлення різальних кромки і виключення утворення на зернах значних площадок зношування. Це досягається збільшенням радіального зусилля P_y , що забезпечує передчасне руйнування абразивних зерен круга. Однак, при досягненні певного значення P_y це веде до виникнення в технологічній системі ін-

тенсивних вібрацій (коливань) і процес шліфування в даних умовах стає нездійсненним. Причиною появи коливань у системі є інтенсивне тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при круглому багатопрохідному шліфуванні контактних наплавлених поверхонь чаш і конусів на то-карно-карусельному верстаті з низькою жорсткістю технологічної системи. Необхідно відзначити, що в умовах круглого глибинного шліфування розглянутого наплавочного матеріалу на більш жорсткому круглошліфувальному верстаті, коливання були відсутні, і процес протікав зі значно більшою продуктивністю обробки. При цьому відношення фактичної й номінальної глибин шліфування $t_{\phi} / t_n < 2$. Таким чином показано, що важливою умовою підвищення ефективності обробки високотвердих наплавочних матеріалів слід розглядати збільшення жорсткості технологічної системи, що дозволяє здійснити процес шліфування за жорсткою схемою без утворення значних пружних переміщень.

З фізичної точки зору фактична продуктивність обробки може бути описана залежністю $Q_{\phi} = S_{\text{мит}} \cdot V_{\text{кр}}$, де $S_{\text{мит}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2 . У першому наближенні $S_{\text{мит}}$ можна представити у вигляді: $S_{\text{мит}} = n \cdot S_1$, де n – кількість зерен круга, які одночасно контактують із оброблюваним матеріалом; S_1 – площа зрізу окремим зерном круга, м^2 . Для визначення S_1 необхідно скористатися залежністю для визначення радіальної складової сили різання, яка діє на окреме зерно (рис. 2.6).

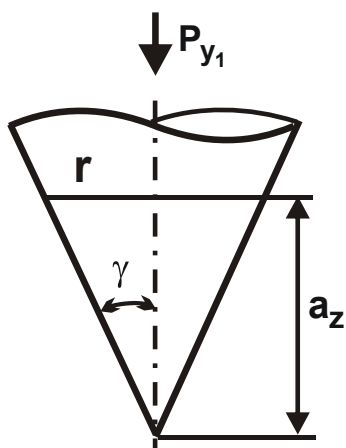


Рис. 2.6. Схema вдавнення зерна в матеріал

$$P_{y1} = \pi \cdot r^2 \cdot HV, \quad (2.48)$$

де $r = a_z \cdot \text{tg } \gamma$ – радіус окружності контакту конусоподібного різального зерна з оброблюваним матеріалом, м;

a_z – товщина зрізу окремим зерном круга, м;

γ – половина кута при вершині конусоподібного зерна;

HV – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/м^2 .

Після перетворення залежності (2.48) отримаємо:

$$P_{y_1} = \pi \cdot a_z^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV, \quad (2.49)$$

звідки

$$a_z = \frac{1}{\operatorname{tg} \gamma} \cdot \sqrt{\frac{P_{y_1}}{\pi \cdot HV}}. \quad (2.50)$$

Як видно, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV товщина зрізу a_z й відповідно фактична продуктивність обробки Q_ϕ зменшуються. Отже, збільшити параметри a_z й Q_ϕ можна за рахунок збільшення навантаження, яке діє на окреме зерно круга P_{y_1} , і зменшення кута при вершині конусоподібного зерна 2γ . Збільшення P_{y_1} припускає застосування більш міцних абразивних або алмазних зерен і підвищення міцності їхнього втримання в крузі (за рахунок збільшення зернистості й твердості абразивного круга або застосування алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках). З іншого боку, зменшення кута γ припускає застосування менш міцних абразивних зерен, що піддаються об'ємному руйнуванню в процесі шліфування з утворенням гострих граней, які характеризуються невеликим кутом γ . Таким чином, існує неоднозначна вимога до міцності абразивних зерен, що вказує на існування екстремального (оптимального) значення міцності на роздавлювання абразивного зерна й відповідно міцності втримання зерна в крузі.

При недостатній міцності зерен і зв'язки, очевидно, шліфувальний круг буде працювати в режимі інтенсивного зношування й цілком можливо, що товщина зрізу a_z й відповідно фактична продуктивність обробки Q_ϕ будуть зменшуватися аж до нуля. При надмірній міцності зерен і зв'язки, навпаки, на зернах будуть утворюватися значні площадки зношування, що також приведе до зменшення a_z й Q_ϕ . Отже, з погляду міцності зерен і зв'язки існують цілком конкретні граничні значення товщини зрізу a_z для конкретних оброблюваних матеріалів і відповідно граничні значення площі поперечного перерізу зрізу S_1 , S_{MIT} і Q_ϕ .

Виходячи із залежності $S_{\text{MIT}} = n \cdot S_1$, у цих умовах (при заданій граничній величині S_1) збільшити S_{MIT} й Q_ϕ можна за рахунок збільшення

кількості зерен круга n , які одночасно контактують із оброблюваним матеріалом. Як відомо, основним шляхом збільшення кількості зерен круга є перехід від багатопрхідного до глибинного шліфування, що характеризується значною довжиною контакту круга з оброблюваним матеріалом. Таким чином, показана можливість підвищення продуктивності обробки високотвердих наплавочних матеріалів за рахунок застосування глибинного шліфування.

2.6. Аналітичний опис питомого зношування круга при шліфуванні

Як установлено практикою, при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів однією з основних умов підвищення продуктивності обробки є реалізація режиму інтенсивного самозагострювання абразивного круга, який забезпечує його високу різальну здатність і високопродуктивне знімання припуску. Разом з тим, режим самозагострювання абразивного круга припускає його інтенсивне зношування, що не завжди економічно обґрунтовано. У зв'язку із цим важливо теоретично обґрунтувати закономірності зміни такого комплексного показника як питоме зношування круга, який визначає умови функціонування процесу шліфування. У науково-технічній літературі [48; 58; 123] наведені в основному результати експериментальних досліджень даного показника, теоретичні рішення відсутні, що не дозволяє повною мірою обґрунтувати можливості його регулювання. Необхідно відзначити, що питання математичного моделювання зношування абразивного круга при шліфуванні достатньо складні й мало вивчені. Тому аналітичний опис питомого зношування круга при шліфуванні є актуальним завданням.

У роботі [87] запропонований підхід до розрахунку питомого

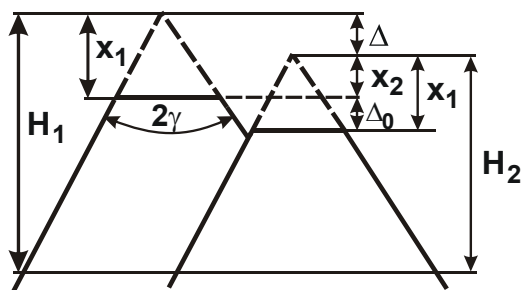


Рис. 2.7. Розрахункова схема зношування зерен круга

зношування круга при шліфуванні з урахуванням лінійного зношування максимально виступаючого зі зв'язки круга зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Для цього розглянута розрахункова схема, наведена на рис. 2.7. Прийнято, що

величина лінійного зношування найбільш виступаючого зерна в момент його об'ємного руйнування дорівнює x_1 , а другого – нижче розташованого, у той же момент – x_2 , де $x_2 < x_1$. Для того щоб відбулося об'ємне руйнування другого зерна, воно повинне перетерпіти додаткове лінійне зношування на величину:

$$\Delta_0 = x_1 - x_2. \quad (2.51)$$

Очевидно, чим більше Δ_0 , тим більше ресурс роботи зерна й менше інтенсивність зношування круга. Параметри x_1 й x_2 виражаються залежностями $x_1 = \eta \cdot H_1$ і $x_2 = \eta \cdot H_2$, де η – безрозмірний параметр, що визначає ступінь лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування (змінюється в межах $0 \dots 1$, для малозношеного зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленого зерна $\eta \rightarrow 1$); H_1 – максимальна глибина впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, відраховуючи її від вершини вихідного (незношеного) максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна; $H_2 = H_1 - \Delta$; Δ – відстань між вершинами двох найбільш виступаючих зі зв'язки зерен.

З урахуванням співвідношень:

$$\eta = \frac{x_1}{H_1} = \frac{x_2}{H_2} = \frac{x_1 - \Delta_0}{H_1 - \Delta}, \quad (2.52)$$

отримано

$$\Delta_0 = \eta \cdot \Delta. \quad (2.53)$$

Із залежності (2.53) впливає пропорційний вплив функції η на параметр Δ_0 , який визначає період часу між об'ємним руйнуванням двох найбільш виступаючих зерен. Дана залежність погодиться із практикою шліфування. Так відомо, що процес шліфування кругом з розвиненим різальним рельєфом супроводжується підвищенням його зношуванням. Аналогічна залежність впливає із залежності (2.53), тому що зі зменшенням функції η , що відповідає утворенню більш розвиненого рельєфу на крузі, параметр Δ_0 знижується й підвищує зношування круга. При $\eta = 0$

лінійне зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування відсутнє, і круг працює в режимі катастрофічного зношування.

Використовуючи залежність (2.53), можна аналітично описати питоме зношування круга q . Для цього необхідно припустити, що за час τ у процесі шліфування відбулося об'ємне руйнування двох найбільш виступаючих над зв'язкою зерен, яке відповідає лінійному зношуванню круга на величину Δ .

Об'єм зношеної частини абразивного круга складе:

$$g_a = 2\pi \cdot R_{кр} \cdot B \cdot \Delta, \quad (2.54)$$

де $B, R_{кр}$ – ширина й радіус круга, м.

За цей же час знято матеріал об'ємом:

$$g_m = B \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \tau, \quad (2.55)$$

де $\tau = \tau_0 \cdot i_0$;

$\tau_0 = 2\pi \cdot R_{кр} / V_{кр}$ – час одного обертання круга, с;

$i_0 = \Delta_0 / \Delta_i$ – кількість обертань круга за час між об'ємним руйнуванням двох найбільш виступаючих зерен, що відповідає лінійному зношуванню зерен на величину Δ ;

Δ_i – лінійне зношування зерна за одне торкання з матеріалом, м.

Питоме зношування круга q отримане з відношення g_a / g_m :

$$q = \frac{\Delta_i \cdot V_{кр}}{V_{дет} \cdot t \cdot \eta}. \quad (2.56)$$

За фізичною суттю відношення $V_{дет} \cdot t / V_{кр}$ дорівнює товщині шару знятого матеріалу (у вигляді стружок) Δ_m , рівномірно розподіленого на робочій поверхні круга. Даний висновок впливає з відомої залежності для визначення миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга $S_{мит} = Q / V_{кр}$, де $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – продуктивність обробки, м³/с. Представляючи $S_{мит} = B \cdot \Delta_m$, отримано:

$$\Delta_M = \frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.57)$$

З урахуванням відношень $\Delta_i = x_1 / n$; $H_1 = x_1 / \eta$ і залежності (2.57), залежність (2.56) перетвориться:

$$q = \frac{H_1}{n \cdot \Delta_M}, \quad (2.58)$$

де n – кількість торкань оброблюваного матеріалу з ріжучим зерном до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування.

У роботі [87] показано, що величина H_1 мало змінюється (збільшується) у міру зношування зерна круга, тобто збільшення безрозмірного параметра η :

$$H_1 = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{450\pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (2.59)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен у крузі;

$\rho = 1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}}$, м^{-1} .

Отже, величину H_1 у першому наближенні можна розглядати постійною, також як і величину Δ_M . Виходячи із цього, змінною величиною в залежності (2.58) залишається лише n , зі збільшенням якої питоме зношування круга q зменшується. Тому зі збільшенням лінійного зношування зерна й утворенням на його вершині площадки, інтенсивність зношування зерна зменшується, що веде до зменшення q . Збільшення міцності й зносостійкості абразивного зерна також сприяє збільшенню n й зменшенню q .

Залежність (2.58) містить три невідомі величини: q , H_1 , n . Очевидно, судити про характер зношування круга можна, знаючи значення питомого зношування круга q , тому що встановити кількісні значення величин H_1 і n значно складніше. У зв'язку із цим, важливо провести кількісний аналіз відношення H_1 / n , представляючи залежність (2.58) у вигляді:

$$\frac{H_1}{n} = \Delta_M \cdot q. \quad (2.60)$$

Для визначення відношення H_1/n для умов круглого зовнішнього шліфування твердого сплаву абразивним кругом з електрокорунду прийняті вихідні дані: $V_{дет} = 150$ м/хв; $V_{кр} = 50$ м/с; $t = 0,02$ мм. Тоді, відповідно до залежності (2.57), отримано: $\Delta_M = 1$ мкм. Як встановлено експериментально, для цих умов обробки $q = 1$.

Виходячи із залежності (2.60), отримуємо:

$$\frac{H_1}{n} = 1 \text{ мкм}. \quad (2.61)$$

Параметр H_1 за фізичною суттю фактично дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні R_{max} . Експериментально встановлено, що для даних умов шліфування параметр шорсткості поверхні $R_a = 0,8$ мкм. Зважаючи на те, що між параметрами шорсткості R_{max} й R_a стосовно процесу шліфування існує зв'язок $R_{max} / R_a \approx 5$, маємо $R_{max} \approx 4$ мкм. Отже, $H_1 \approx R_{max} \approx 4$ мкм, тобто умова (2.59) виконується при $n = 4$. Із цього випливає, що при значенні $q = 1$ ріжуче зерно випадає зі зв'язки круга за кілька торкань із оброблюваним матеріалом, фактично не перетерпівши при цьому лінійного зношування.

Зі зменшенням питомого зношування круга q , у зв'язку із застосуванням більш міцних і зносостійких абразивних зерен, очевидно, величина n буде збільшуватися. Наприклад, експериментально встановлено, що при шліфуванні алмазним кругом твердих сплавів питоме зношування круга менше одиниці й може приймати значення $q = 0,001 \dots 0,01$. У цьому випадку величина n може зменшитися в $100 \dots 1\,000$ разів, тобто перш ніж алмазне зерно об'ємно зруйнується або випаде зі зв'язки круга без руйнування, воно перетерплює значне лінійне зношування x_1 . Безрозмірний параметр $\eta = x_1 / H_1$ при цьому суттєво збільшиться ($\eta \rightarrow 1$), а різниця параметрів $H_1 - x_1$, яка визначає максимальну висоту мікронерівностей обробленої поверхні R_{max} , – зменшиться, тому що величина H_1 залишається незмінною для заданого режиму шліфування. Таким чином, отримана аналітична

залежність для визначення питомого зношування круга q дозволяє по-новому розкрити фізичну сутність процесу шліфування з погляду кількості торкань зерна з оброблюваним матеріалом до моменту його об'ємного руйнування. При алмазному шліфуванні використовують показник: питома витрата алмаза q . Методика його визначення відповідає методиці визначення питомого зношування круга q . Припускаючи, що за час τ при шліфуванні відбувається об'ємне руйнування двох найбільш виступаючих зерен (а це відповідає лінійному зношуванню круга Δ), втрата алмазних зерен по вазі дорівнює:

$$P_a = \rho_a \cdot 2\pi \cdot R_{кр} \cdot B \cdot \Delta \cdot \alpha, \quad (2.62)$$

де ρ_a – щільність абразиву, кг/м³;

α – коефіцієнт, який враховує щільність зв'язки залежно від концентрації абразивних зерен у крузі [44].

За цей же час знімається матеріал вагою:

$$P_m = \rho_m \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \tau, \quad (2.63)$$

де ρ_m – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³.

Питома витрата алмаза q (розмірність мг/г) визначається з відношення параметрів P_a й P_m :

$$q = \frac{10^{-3} \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot V_{кр}}{\rho_m \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \eta}. \quad (2.64)$$

З урахуванням наведених вище відношень, аналогічно методиці визначення питомого зношування круга, залежність (2.64) остаточно прийме вигляд:

$$q = \frac{\rho_a \cdot \alpha \cdot H_1}{\rho_m \cdot n \cdot \Delta_m}. \quad (2.65)$$

Залежність (2.65) відрізняється від аналогічної залежності (2.58) наявністю додаткових параметрів ρ_a , ρ_m і α .

2.7. Вибір оптимального методу механічної обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами з урахуванням міцності різального інструменту

У роботах [85; 97] показано, що застосування лезових інструментів при обробці високотвердих наплавлених матеріалів неефективно через утворення відколів на оброблюваних поверхнях і швидку втрату різальної здатності інструмента. Як показано вище, застосування абразивних кругів також малоефективно через низьку продуктивність обробки. Тому важливо теоретично обґрунтувати умови підвищення працездатності різальних інструментів при різанні високотвердих наплавочних матеріалів і на цій основі вибрати найкращий варіант їхньої обробки. Однак у науково-технічній літературі відсутні аналітичні рішення, які з єдиних позицій описують міцність різальної частини лезового й абразивного інструмента, що не дозволяє проводити їхні порівняння й вибрати кращий варіант обробки. У зв'язку з цим слід визначити шляхи підвищення працездатності різального інструменту за критерієм його міцності.

Для рішення поставленого завдання можна скористатися результатами теоретичних досліджень міцності різального інструменту [118]. Для визначення напруження, що виникає в різці при різанні, у розрахунковій схемі (рис. 2.8) прийнято, що на передній поверхні різця діє зосереджена сила R , спрямована під умовним кутом тертя ψ стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. У результаті дії цієї сили в різці виникають дотичні напруження τ , які при досягненні граничного значення

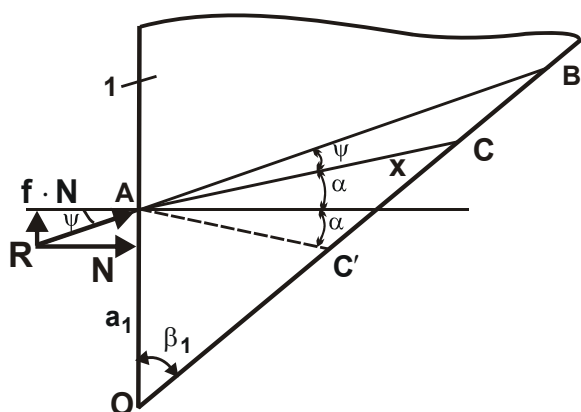


Рис. 2.8. Розрахункова схема дотичних напружень, що виникають у різальному клині інструмента 1

приводять до руйнування різальної частини різця у вигляді відколу. У зв'язку із цим важливо встановити положення площини ймовірного відколу й величину дотичного напруження, що виникає в цій площині [34].

Дотичне напруження визначається залежністю:

$$\tau = \frac{R \cdot \cos(\psi - \alpha)}{x}, \quad (2.66)$$

де α – кут, що визначає положення площини відколу;
 $x = AC$ – довжина площини відколу матеріалу інструмента, м.

Сила різання R визначається на основі теореми Піфагора: $R = \sqrt{N^2 + f^2 \cdot N^2}$, де N – сила, що діє по нормалі до передньої поверхні різця, H ; $f \cdot N$ – сила, що діє по дотичній до передньої поверхні різця, H ; $f = \operatorname{tg} \psi$ – коефіцієнт тертя стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. Після перетворень сила різання R виражається:

$$R = \frac{N}{\cos \psi}. \quad (2.67)$$

Сила N визначається на основі розкладання сили різання R на дві складові – тангенціальну P_z й радіальну P_y [118]:

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma, \\ P_y = -N \cdot \sin \gamma + f \cdot N \cdot \cos \gamma, \end{cases} \quad (2.68)$$

де γ – позитивний передній кут різця.

Виражаючи перше рівняння системи (2.68) відносно сили N , маємо:

$$N = \frac{P_z \cdot \cos \psi}{\cos(\gamma - \psi)}. \quad (2.69)$$

Відповідно до роботи [117], тангенціальна складова сили різання P_z , яка приходиться на одиницю ширини зрізу, описується аналітичною залежністю:

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot \tau_{зсуб}}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (2.70)$$

де a – товщина зрізу, м;

$\tau_{зсуб}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м^2 ;

$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

Підставляючи залежності (2.69) і (2.70) в (2.67), отримано:

$$R = \frac{2 \cdot a \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg} \beta \cdot \cos(\gamma - \psi)}. \quad (2.71)$$

Для визначення довжини площини зсуву матеріалу інструмента x , яка входить у залежність (2.66), можна скористатися теоремою синусів косокутного трикутника ОАС (див. рис. 2.8) [118]:

$$\frac{x}{\sin \beta_1} = \frac{a_1}{\sin[180^\circ - (\beta_1 + 90^\circ + \alpha)]}, \quad (2.72)$$

де $a_1 = OA$ – відстань від вершини різця до точки дії зосередженої сили різання R , м;

β_1 – кут при вершині різця.

Виражаючи залежність (2.72) відносно невідомої величини x , отримано:

$$x = \frac{a_1 \cdot \sin \beta_1}{\cos(\beta_1 + \alpha)}. \quad (2.73)$$

З урахуванням $\beta_1 = 90^\circ - \gamma$ (задній кут інструмента в першому наближенні приймається рівним нулю) залежність (2.73) приймає вигляд:

$$x = \frac{a_1 \cdot \cos \gamma}{\sin(\gamma - \alpha)}. \quad (2.74)$$

Підставляючи залежність (2.74) в (2.66), остаточно отримана аналітична залежність для визначення дотичного напруження:

$$\tau = \frac{R \cdot \cos(\psi - \alpha)}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot \sin(\gamma - \alpha). \quad (2.75)$$

Аналізуючи залежність (2.75), видно, що зі зміною кута α дотичне напруження τ змінюється за екстремальною залежністю. Для визначення екстремального значення τ необхідно підкорити залежність (2.75) необхідній умові екстремуму: $\tau'_\alpha = 0$.

У результаті отримано:

$$\begin{aligned}\tau'_\alpha &= \frac{R}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot [\sin(\psi - \alpha) \cdot \sin(\gamma - \alpha) - \cos(\psi - \alpha) \cdot \cos(\gamma - \alpha)] = \\ &= -\frac{R}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot \cos(\psi + \gamma - 2\alpha).\end{aligned}\quad (2.76)$$

З умови $\tau'_\alpha = 0$ маємо $\psi + \gamma - 2\alpha = 90^\circ$. Звідки визначається екстремальне значення кута α :

$$\alpha = \frac{\psi + \gamma}{2} - 45^\circ. \quad (2.77)$$

Для встановлення характеру екстремуму (максимуму або мінімуму) функції дотичного напруження τ від кута α отримане вираження другої похідної дотичного напруження τ від кута α :

$$\tau''_\alpha = -\frac{2 \cdot R}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot \sin(\psi + \gamma - 2\alpha). \quad (2.78)$$

Підставляючи екстремальне значення кута α , яке виражається залежністю (2.77), у залежність (2.78), отримано:

$$\tau''_\alpha = -\frac{2 \cdot R}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (2.79)$$

Як видно, друга похідна функції τ в точці екстремуму негативна, отже, має місце максимум функції τ від кута α . Таким чином, установлене значення кута α , яке визначає значення небезпечного перерізу різця, у якому найбільш імовірно руйнування (відкол) різальної частини різця. Із залежності (2.77) випливає, що за умови $\frac{\psi + \gamma}{2} < 45^\circ$ шуканий кут α буде негативним. Це означає, що небезпечний переріз різця буде відповідати положенню площини АС'. У цьому випадку відбудеться менший за величиною відкол різальної частини різця. Забезпечити дану умову можна за рахунок зменшення кутів ψ і γ . Підставляючи залежність (2.77) в (2.75), визначене екстремальне значення дотичного напруження:

$$\tau = \frac{R \cdot \sin^2\left(45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}\right)}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (2.80)$$

З урахуванням залежності (2.80) і умови $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$, маємо

$$\tau = \frac{a \cdot \tau_{зсув}}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (2.81)$$

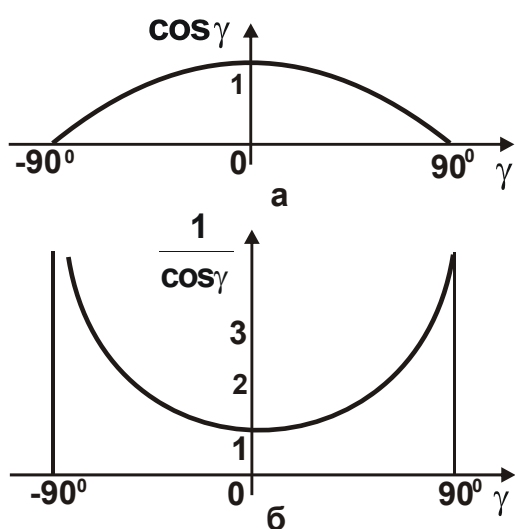


Рис. 2.9. Характер зміни $\cos \gamma$ (а) і $1/\cos \gamma$ (б)

Така ж залежність отримана в роботі [118] іншим методом розрахунку, що свідчить про вірогідність даного рішення. Відношення a/a_1 в першому наближенні можна розглядати рівним 2, хоча в дійсності воно може приймати й інші значення (більше 2-х). У випадку $a/a_1 = 2$ залежність (2.81) виразиться:

$$\tau = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\cos \gamma}. \quad (2.82)$$

Як видно, дотичне напруження τ в небезпечному перерізі різця визначається двома параметрами: межею міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$ й переднім кутом різця γ . Чим вони більші, тим більше дотичне напруження τ (рис. 2.9). При перевищенні значенням τ межі міцності на зсув інструментального матеріалу відбудеться руйнування інструмента й процес різання в цьому випадку нездійснений.

Найменше значення τ досягається при куті $\gamma = 0$ (табл. 2.1). З фізичної точки зору збільшення τ зі збільшенням позитивного переднього кута різця γ відбувається внаслідок зменшення кута при вершині різця β_1 , тоді як збільшення τ зі збільшенням негативного переднього кута різця γ відбувається в результаті збільшення сили різання R відповідно до залежності (2.71). Таким чином показано, що оптимальним з погляду

міцності різця є нульовий передній кут γ . Виходячи із залежності (2.82), межа міцності на зсув інструментального матеріалу повинна бути як мінімум у 2 рази більше межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$.

Таблиця 2.1

Розрахункові значення функцій $\cos \gamma$ і $1/\cos \gamma$

γ , град	0	30	45	60	70	80	90
$\cos \gamma$	1	0,866	0,707	0,5	0,342	0,174	0
$1/\cos \gamma$	1	1,154	1,414	2	2,924	5,747	∞

Дана умова справедлива для нульового переднього кута різця. Для більшого значення кута γ (позитивного або негативного) межа міцності на зсув інструментального матеріалу повинна перевищувати межу міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$ в більшу кількість разів. Наприклад, при використанні в якості різальних елементів абразивних зерен, що мають негативні передні кути ($\gamma > -60^\circ$), межа міцності на зсув інструментального матеріалу повинна перевершувати межу міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$ більш ніж у 4 рази, оскільки $\cos 60^\circ = 0,5$.

Алмазні зерна мають більш високу гостроту різальних кромки, ніж абразивні зерна. Тому в них передній кут може приймати менші негативні значення ($\gamma < -30^\circ$), у зв'язку із чим відношення меж міцності на зсув інструментального й оброблюваного матеріалів може бути менше, ніж при абразивному шліфуванні, а при обробці алмазним зерном алмаза – дорівнювати одиниці. Це можливо за умови $a/a_1 \approx 1$, тобто при достатньо малих товщинах зрізу, що, властиво, і має місце на практиці при мікрорізанні алмазним зерном алмаза (при алмазному заточенні лезових інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів).

Що стосується обробки наплавочних матеріалів високої твердості, то, виходячи з отриманих теоретичних результатів, їх можна обробляти як лезовими, так і абразивними інструментами, забезпечуючи перевагу міцності інструментального матеріалу над міцністю оброблюваного матеріалу, тобто застосовуючи різці із твердих сплавів і синтетичних надтвердих матеріалів, а також абразивні (алмазні) круги. Очевидно, за

твердістю й міцністю тверді сплави уступають абразивним матеріалам. Тому забезпечити оптимальне відношення міцності інструментального й оброблюваного матеріалів при абразивній обробці простіше, ніж при лезовій обробці. Отже, при обробці наплавлених матеріалів ефективно використовувати абразивні круги, які, як відзначалося вище, забезпечують більш якісну обробку порівняно з різанням лезовими інструментами.

2.8. Порівняння процесів круглого шліфування й точіння поверхонь деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

З огляду на важливість отриманого в п. 2.7 теоретичного рішення, необхідно провести його більш детальний аналіз. Із залежності (2.82) випливає, що дотичне напруження τ й відповідно межа міцності на зсув інструментального матеріалу як мінімум в 2 рази повинна перевищувати межу міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$ (за умови $\gamma = 0$). Зі збільшенням (або зменшенням) переднього кута різця γ межа міцності на зсув інструментального матеріалу повинна збільшуватися, наприклад, при $|\gamma| = 30^\circ$ – в 2,4 рази, а при $|\gamma| = 60^\circ$ – в 4 рази. Отже, за міцністю різальний інструмент повинен в 3 – 4 рази перевершувати оброблюваний матеріал, у протилежному випадку процес різання буде нездійснений у зв'язку з інтенсивним руйнуванням різального інструменту.

Необхідно відзначити, що екстремальний характер зміни дотичного напруження τ , що виникає в різальному клині інструмента при різанні, обумовлений різним впливом сили різання й кута загострення різального клина інструмента на дотичне напруження τ . Так, при позитивному передньому куті інструмента сила різання менше, однак і менше кут загострення різального клина інструмента, що в остаточному підсумку приводить до збільшення τ стосовно випадку $\gamma = 0$. При негативному передньому куті інструмента, навпаки, сила різання більше, однак і більше кут загострення різального клина інструмента. Це також приводить до збільшення τ стосовно випадку $\gamma = 0$. Причому, характер зміни дотичного напруження τ у двох випадках той самий. Це свідчить про те, що сила різання й кут загострення різального клина інструмента однаковою мірою впливають на дотичне напруження τ .

Іншими словами, чим більше кут загострення різального клина інструмента (випадок $\gamma < 0$), тим більше сила різання й відповідно дотичне напруження τ , і навпаки, чим менше кут загострення різального клина інструмента (випадок $\gamma > 0$), тим менше сила різання й менше дотичне напруження τ . Як видно, має місце симетрична зміна τ від кута γ для його позитивних і негативних значень (див. рис. 2.9) внаслідок того, що тригонометрична функція $\cos\gamma$ є парною функцією.

Для оцінювання отриманого теоретичного рішення проведений комплекс експериментальних досліджень зношування й стійкості різальних інструментів при круглому зовнішньому шліфуванні й точінні робочих (контактних) поверхонь чаш і конусів (діаметром $D_{\text{дет}} = 5$ м) засипних апаратів доменних печей, відновлених із застосуванням зносостійкого наплавочного матеріалу Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85) твердістю $\text{HRC} \geq 62$. Припуск, що знімається, становив 5 – 7 мм на сторону. Для обробки шліфуванням використовувалися абразивні круги: ПП 400х80х127 14А F40 СМК; ПП 400х80х127 54С F40 СМБ; ПП 400х80х127 25С F40 СМК. Кругле зовнішнє шліфування виконувалося при $V_{\text{дет}} = 23$ м/хв; $S_{\text{поп}} = 0,05$ мм/подв. хід; $S_{\text{позд}} = 40$ мм/хв (або $S = 28$ мм/об.). Зважаючи на те, що висота абразивного круга $H = 80$ мм, ширина шліфування (28 мм) становила 1/3 висоти круга.

Експериментально встановлено, що найкращі результати досягаються при шліфуванні абразивним кругом ПП 400х80х127 14А F40 СМК. Його стійкість до повного зношування склала 80 годин, тоді як стійкість абразивного круга ПП 400х80х127 54С F40 СМБ – усього 2 години, а абразивний круг ПП 400х80х127 25С F40 СМК виявився непрацездатним у зв'язку з інтенсивним засалюванням і руйнуванням. Необхідно відзначити, що навіть при шліфуванні найбільш працездатним абразивним кругом ПП 400х80х127 14А F40 СМК, який працює в режимі самозагострювання, внаслідок збільшеної сили різання мали місце значні пружні деформації в технологічній системі. У результаті фактична продуктивність обробки була істотно менше номінальної продуктивності. Розрахунок номінальної продуктивності шліфування можна виконати за формулою:

$$Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t = 3,14 \cdot 5 \cdot 10^3 \text{ мм} \cdot 40 \frac{\text{мм}}{\text{хв}} \cdot 0,5 \cdot 0,05 \text{ мм} = 15,7 \cdot 10^3 \frac{\text{мм}^3}{\text{хв}}.$$

У ході експериментальних досліджень були проведені випробування різальних інструментів (різців із твердих сплавів і синтетичних надтвердих матеріалів) різних фірм-виробників:

LNMX301940-TWR TT8020 (фірма Taegu Tec, Південна Корея);

LNUX301940-SN-DM6615 (PRAMET, Чехія);

SNMH250924HV UE6010 (Mitsubishi, Японія);

SNMG190616 IC907 (Iscar, Ізраїль);

вставка, оснащена синтетичним надтвердим матеріалом (композит 10).

Точіння різцями із твердих сплавів виконувалося на наступному режимі різання: швидкість різання $V = 30$ м/хв; глибина різання $t = 1$ мм; подача $S = 0,2 \dots 0,3$ мм/об. Точіння різцями з композиту 10 виконувалося зі швидкістю різання $V = 58$ м/хв; $t = 0,5$ мм; $S = 0,15 \dots 0,2$ мм/об., тобто з меншою продуктивністю обробки. Як встановлено, стійкість всіх різців із твердих сплавів виявилася приблизно однаковою, рівною 25 хвилин, а стійкість різця з композиту 10 дорівнювала 20 хвилин. При цьому встановлено, що в процесі різання різець фірми Taegu Tec піддавався рівномірному зношуванню, а на всіх інших різцях мали місце відколи різальної кромки, які властиво й визначали стійкість різців.

Розрахунок номінальної продуктивності обробки при точінні різцем із твердого сплаву виконаний за формулою:

$$Q = S \cdot V \cdot t = 0,3 \text{ мм} \cdot 30 \cdot 10^3 \frac{\text{мм}}{\text{хв}} \cdot 1 \text{ мм} = 9 \cdot 10^3 \frac{\text{мм}^3}{\text{хв}}.$$

Як видно, продуктивність обробки при точінні незначно відрізняється від продуктивності шліфування. Отже, обробка високотвердого наплавочного матеріалу виконується фактично з однаковою номінальною продуктивністю. Однак, як відзначалося вище, номінальна продуктивність шліфування менше фактичної продуктивності, тоді як при точінні фактична й номінальна продуктивності приблизно однакові. Із цього випливає, що застосування лезової обробки дозволяє домогтися більшої продуктивності порівняно зі шліфуванням. Однак, як встановлено експериментально, стійкість різців із твердих сплавів значно менше стійкості абразивного круга ПП 400x80x127 14A F40 СМК. Отже, витрати, пов'язані зі зношуванням різців (залежно від їхньої вартості), можуть перевищувати витрати, пов'язані зі зношуванням і споживанням абразивних кругів. Тому із цього погляду застосування процесу шліфування більш ефективно, ніж процесу точіння.

Цим можна пояснити те, що зараз на підприємствах, які займаються обробкою контактних (робочих) поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, застосовується кругле зовнішнє й внутрішнє шліфування, хоча й воно здійснюється з відносно низькою продуктивністю й вимагає вдосконалювання. Таким чином, у роботі наведені результати порівняльних досліджень процесів шліфування й точіння зазначених вище виробів і показано, що вони здійснюються з відносно низькою продуктивністю у зв'язку з підвищеним зношуванням і низькою стійкістю інструментів.

2.9. Оцінювання технологічних можливостей абразивних і лезових інструментів за критерієм міцності

Методи обробки металів різанням внаслідок простоти реалізації й високої ефективності набули широкого застосування при формоутворенні поверхонь деталей машин. Однак досягнення високих показників продуктивності й собівартості обробки обмежено в основному такими факторами як зношування й стійкість різального інструменту. Як показує практика, застосування інструментальних матеріалів підвищеної твердості дозволяє зменшити інтенсивність зношування інструментів при різанні й підвищити їхню стійкість. Разом з тим, при різанні важкооброблюваних матеріалів проблема підвищення ріжучої здатності інструменту залишається як і раніше відкритою, що потребує нових рішень. Це відноситься як до лезової, так і абразивної обробки (шліфування).

У роботах [2; 54] наведено результати розрахунків на міцність різальних інструментів і сформульовані умови підвищення їхньої працездатності. У роботах [25; 93] проведений аналіз технологічних можливостей процесу шліфування з урахуванням міцності різальних зерен. Однак на основі отриманих рішень складно з єдиних позицій оцінити технологічні можливості абразивних і лезових інструментів за критерієм їхньої міцності. Це утрудняє науково обґрунтований підхід до вибору оптимальних варіантів механічної обробки деталей машин, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, наприклад, наплавлених матеріалів із твердістю HRC 60 – 63. Тому важливо отримати загальне теоретичне рішення для оцінки міцності як абразивних, так і лезових інструментів і на його основі визначити технологічні можливості абразивної й лезової обробки.

Для розв'язання поставленого завдання слід скористатися відомою залежністю для визначення умовне напруження різання σ при мікрорізанні зі змінною товщиною зрізу одиничним зерном у формі сфери [82]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (2.83)$$

де α – кут входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал;

$$\psi_1 = \gamma + \psi;$$

γ – негативний передній кут різального абразивного зерна;

ψ – умовний кут тертя абразивного зерна з матеріалом.

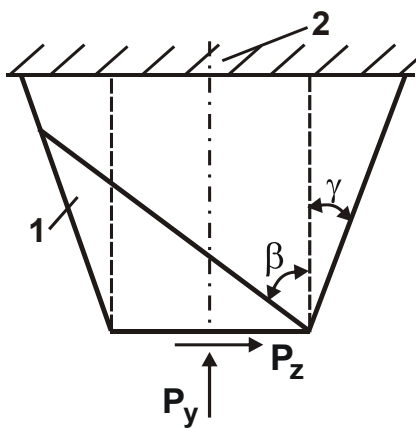


Рис. 2.10. **Схема силової напруженості абразивного зерна**

Умовні позначення:

1 – зерно; 2 – зв'язка круга.

Дана залежність може бути застосована для визначення граничного напруження, що виникає в різальному зерні шліфувального круга (рис. 2.10). По суті, вирішується завдання руйнування різального зерна від дії сили різання, що діє на площині його зношування, тобто на задній поверхні. Можна припустити, що руйнування різального зерна відбувається під деяким кутом β від дії радіальної P_y й тангенціальної P_z складових сили різання. Стосовно до цієї розрахункової схеми, у залежності (2.83) величину σ слід розглядати як умовне напруження, що виникає в різальному зерні $\sigma_{зерн}$, величину $\tau_{зсув}$ – як

межу міцності на зсув інструментального матеріалу (зерна) $\tau_{зсув_{зерн}}$, кут α – як кут γ , а кут $\psi_1 = \gamma + \psi$ – як кут ψ . У підсумку залежність (2.83) приймає вигляд:

$$\sigma_{зерн} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув_{зерн}} \cdot \cos \psi \cdot \cos \gamma}{1 - \sin \psi_1}. \quad (2.84)$$

Приймаючи значення $\gamma = 0$ і $\psi = 0$, тобто при звичайному стиску силою P_y абразивного зерна у формі циліндра, із залежності (2.84) випливає відношення $\sigma_{зерн} = 2\tau_{зсув_{зерн}} = \sigma_{ст}$ (де $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск

абразивного зерна). У цьому випадку кут $\beta = 45^\circ$. Дане рішення погодиться з відомими експериментальними даними, що свідчить про його вірогідність.

Із залежності (2.84) випливає, що за умови $\psi_1 \rightarrow 90^\circ$ граничне напруження, при якому відбувається руйнування зерна, приймає нескінченне значення: $\sigma_{\text{зерн}} \rightarrow \infty$ (рис. 2.11). З фізичної точки зору це означає, що

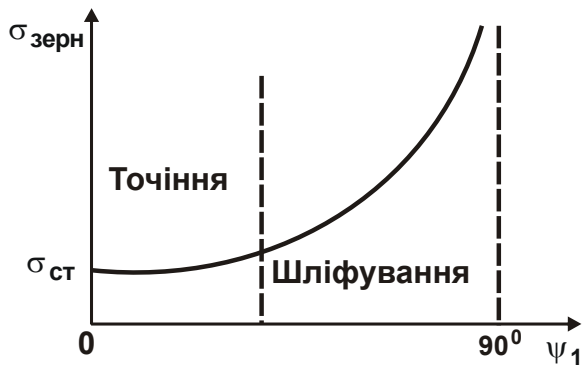


Рис. 2.11. Залежність $\sigma_{\text{зерн}}$ від кута ψ_1

різальне зерно в процесі шліфування не руйнується (незалежно від величини $\tau_{\text{зсув}}$), а лише поверхнево зношується. Як встановлено розрахунками, у цьому випадку кут $\beta = \gamma$, тобто довжина площини зсуву в зерні приймає, по суті, нескінченне значення. Цим можна пояснити те, що, незважаючи на невелику межу міцності на стиск абразивних зерен, вони не руйнуються при мікро-

різанні, наприклад, твердих сплавів, які характеризуються значно більшою межею міцності на стиск. Так, межа міцності на стиск алмаза дорівнює $2\,000\text{ Н/мм}^2$, карбїду бору – $1\,800\text{ Н/мм}^2$, карбїду кремнію – $1\,500\text{ Н/мм}^2$, електрокорунду – 60 Н/мм^2 , тоді як межа міцності на стиск твердого сплаву Т15К6 становить $3\,900\text{ Н/мм}^2$, твердого сплаву ВК8 – $4\,000 \dots 5\,000\text{ Н/мм}^2$ [106]. Отже, при мікрорізанні одиничним зерном виконуються умови $\psi_1 \rightarrow 90^\circ$ і $\sigma_{\text{зерн}} \rightarrow \infty$, що забезпечує тривалу роботу абразивного зерна без руйнування. Зі зменшенням кутів γ і ψ умовне напруження, що виникає в різальному зерні $\sigma_{\text{зерн}}$, зменшується, і збільшується ймовірність його руйнування. Із цього можна зазначити, що саме форма різального зерна, а не його міцність визначає умови руйнування зерна.

У лезового інструмента передній кут γ , як правило, позитивний. Тоді залежність (2.84) прийме вигляд:

$$\sigma_{\text{зерн}} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув, зерн}} \cdot \cos \psi \cdot \cos \gamma}{1 - \sin(\psi - \gamma)}. \quad (2.85)$$

Як видно, кут $(\psi - \gamma)$ у цьому випадку менше кута $(\psi + \gamma)$, що входить у залежність (2.84). Відповідно буде менше й величина $\sigma_{\text{зерн}} \rightarrow \sigma_{\text{ст}}$ (див. рис. 2.11). Отже, лезовий інструмент із погляду

геометрії різальної частини менш міцний, ніж абразивне зерно. Цим пояснюється той факт, що ефект від застосування лезових інструментів при різанні важко оброблюваних матеріалів, які характеризуються високою твердістю (твердих сплавів, керамік та ін.), значно нижче, ніж від застосування абразивних інструментів (шліфувальних кругів). Підвищити міцність різальної частини лезового інструмента, виходячи із залежності (2.85), можна головним чином за рахунок створення негативного переднього кута γ , забезпечуючи збільшення кута $(\psi + \gamma)$ й функції $\sin(\psi + \gamma) \rightarrow 1$.

Приймаючи значення $\gamma = 0$ і $\psi = 0$, тобто при звичайному стиску силою P_y абразивного зерна у формі циліндра, із залежності (2.85) впливає відношення $\sigma_{\text{зерн}} = 2 \cdot \tau_{\text{зсув}_{\text{зерн}}}$. Як відомо, для сталей межа міцності на стиск також приблизно в 2 рази більше межі міцності на зсув. Тому дане теоретичне рішення погодиться з відомими експериментальними даними, що свідчить про його вірогідність.

Необхідно відзначити, що умовне напруження різання σ , яке визначається залежністю (2.83), діє в напрямі тангенціальної складової сили різання P_z , а умовне напруження, що виникає в різальному зерні $\sigma_{\text{зерн}}$, – у напрямі радіальної складової сили різання P_y . У зв'язку із цим, важливо визначити складову умовного напруження різання σ в радіальному напрямку, тобто в напрямку дії сили P_y . Для зручності аналізу позначимо $\sigma = \sigma_z$, тоді умовне напруження різання σ_y , що діє в напрямі сили P_y , дорівнює $\sigma_y = \sigma_z / K_{\text{ш}}$, де $K_{\text{ш}} = P_z / P_y = \text{ctg } \psi_1$ [117]. Після перетворень з урахуванням $\alpha = 0$ залежність (2.83) виразиться:

$$\sigma_y = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sin \psi_1}{1 - \sin \psi_1}. \quad (2.86)$$

Оскільки за фізичною суттю $\sigma_y = \sigma_{\text{зерн}}$, то порівнюючи залежності (2.86) і (2.84), маємо:

$$\frac{\tau_{\text{зсув}_{\text{зерн}}}}{\tau_{\text{зсув}}} = \frac{\sin(\psi + \gamma)}{\cos \psi \cdot \cos \gamma} = \text{tg } \psi + \text{tg } \gamma. \quad (2.87)$$

Відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув}$ однозначно визначається кутами ψ й γ : з їхнім збільшенням відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув}$ збільшується, приймаючи значення, більші одиниці. Однак, як показано вище, дана умова фактично нездійсненна при різанні абразивними зернами важкооброблюваних матеріалів (твердих сплавів, наплавочних матеріалів та ін.), коли $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув} < 1$. Тому для виконання умови (2.87) необхідно кути ψ й γ зменшувати, здійснюючи процес різання "гострими" абразивними зернами, наприклад, використовуючи для цього алмазні зерна, що характеризуються найбільшою гостротою різальних кромek і найменшим коефіцієнтом тертя з оброблюваним матеріалом.

З отриманого рішення випливає, що інтенсивність збільшення умовного напруження різання σ_y , яке визначається залежністю (2.86), зі збільшенням кутів ψ і γ перевищує інтенсивність збільшення умовного напруження, яке виникає в різальному зерні $\sigma_{зерн}$ й визначається залежністю (2.85). У підсумку міцності різального зерна недостатньо, і воно руйнується.

При значеннях кутів ψ і γ менше 45° , очевидно, перший і другий доданки залежності (2.87) будуть приймати значення, менші одиниці. У цьому випадку можливий процес різання за умови $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув} < 1$. Цим можна пояснити, наприклад, можливість обробки алмазними зернами алмазних лезових інструментів на операціях заточення. Однак для цього необхідно забезпечити високу гостроту різальних зерен (зменшити кут γ).

При різанні лезовими інструментами з позитивним переднім кутом ($\gamma > 0$) залежність (2.87) прийме наступний вигляд:

$$\frac{\tau_{зсув_{зерн}}}{\tau_{зсув}} = \operatorname{tg} \psi - \operatorname{tg} \gamma. \quad (2.88)$$

У цьому випадку відношення $\tau_{зсув_{зерн}} / \tau_{зсув} < 1$ і руйнування різального клина інструмента на задній поверхні не відбудеться. Його руйнування можливо від силового впливу на передній поверхні. Цим доведено, що механізми руйнування абразивного зерна й різального клина лезового інструмента різні. У першому випадку руйнування зерна обумовлене силовою напруженістю на його задній поверхні (на площадці зношування зерна), у другому випадку – силовою напруженістю на

передній поверхні лезового інструмента. Тому в першому випадку необхідно зменшувати негативний передній кут зерна, не допускаючи його затуплення в процесі обробки.

У другому випадку, навпаки, з'являється можливість різання лезовим інструментом з негативним переднім кутом, що дозволяє більш повно використовувати міцність інструмента, зменшити інтенсивність його зношування й підвищити продуктивність обробки. Таке розходження механізмів руйнування абразивного й лезового інструментів обумовлено межею міцності на стиск інструментального матеріалу, яка для абразивних зерен менше, ніж для лезових інструментів.

2.10. Узагальнений аналіз технологічних можливостей процесів шліфування й точіння

Традиційно питання вибору раціонального методу механічної обробки виконуються на основі експериментальних досліджень і порівняння основних параметрів обробки для декількох розглянутих методів [59; 117]. Однак такий підхід справедливий для цілком конкретних умов обробки і не дозволяє одержати більш загальні рішення, справедливі для широких діапазонів зміни параметрів режимів різання й характеристик інструментів. В остаточному підсумку це обмежує можливості правильного вибору раціонального методу обробки. Тому важливо аналітично підійти до рішення даного завдання й провести порівняння методів шліфування й точіння контактних поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей зі зносостійким наплавочним матеріалом за основними показниками обробки й, у першу чергу, за продуктивністю обробки й інтенсивністю зношування інструментів [85; 97].

Як відомо [19], при поздовжньому точінні площа поперечного перерізу зрізу визначається залежністю:

$$S_{\text{зріз}} = S \cdot t, \quad (2.89)$$

де S – поздовжня подача, м/об.;

t – глибина різання, м.

Залежність (2.89) можна представити у вигляді:

$$S_{\text{зріз}} = \frac{Q}{V}, \quad (2.90)$$

де $Q = S \cdot t \cdot V$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с;
 V – швидкість різання, м/с.

Із залежності (2.90) випливає, що зменшити площу поперечного перерізу зрізу $S_{\text{зріз}}$ й тим самим знизити силу різання можна зменшенням продуктивності обробки Q й збільшенням швидкості різання V . У цьому напрямку ефективно застосування високошвидкісного різання, що забезпечує зменшення $S_{\text{зріз}}$ при заданій продуктивності обробки Q або збільшення Q при заданому значенні $S_{\text{зріз}}$. Як видно, і в першому, і в другому випадках досягається ефект обробки. У першому випадку може бути підвищена якість обробки у зв'язку зі зменшенням $S_{\text{зріз}}$ і відповідно сили різання. У другому випадку – досягнуте суттєве збільшення продуктивності обробки Q без збільшення сили різання, що також важливо з погляду забезпечення заданої якості обробки.

У роботі [117] наведена аналітична залежність для визначення миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга :

$$S_{\text{мит}} = \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.91)$$

Аналогічно залежності (2.90), зменшити $S_{\text{мит}}$ при заданому значенні продуктивності обробки Q можна збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$. Оскільки $V_{\text{кр}} \gg V$, то, очевидно, при шліфуванні можна суттєво зменшити $S_{\text{мит}}$ й відповідно силу різання порівняно з точінням (при заданому значенні Q). Із цього випливає можливість підвищення ефективності обробки за рахунок застосування процесу шліфування замість точіння. Цим і обумовлені переваги шліфування і його широке практичне використання, включаючи операції остаточної й попередньої обробки. Необхідно відзначити, що даний підхід припускає сталість енергоємності обробки (умовного напруження різання σ) при шліфуванні й точінні, тому що в загальному випадку, наприклад, тангенціальна складова сили різання визначається залежністю:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{MIT}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} . \quad (2.92)$$

Як видно, величина P_z однаковою мірою залежить від енергоємності обробки σ й площі S_{MIT} . Чим більше σ (при заданому значенні S_{MIT}), тим більше P_z . Експериментально встановлено, що енергоємність обробки σ при шліфуванні, як правило, більше, ніж при точінні. Це пов'язано, в першу чергу, з тим, що при шліфуванні має місце інтенсивне тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що приводить до суттєвого збільшення σ й P_z . Тому, виходячи із залежності (2.92), за певних умов збільшення σ може повністю нівелювати ефект обробки при шліфуванні, пов'язаний з перевищенням швидкістю круга $V_{\text{кр}}$ швидкості різання V при точінні. У цьому випадку тангенціальна складова сили різання P_z при шліфуванні може бути більше, ніж при точінні, і тоді кращим варіантом обробки слід розглядати процес точіння.

Використовуючи залежність (2.91), важливо визначити середню товщину зрізу при шліфуванні a_z , розглядаючи різальне зерно у формі конуса з кутом при вершині 2γ .

Миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга S_{MIT} представлено у вигляді:

$$S_{\text{MIT}} = n \cdot S_1, \quad (2.93)$$

де $n = F \cdot k \cdot \frac{a_z}{b}$ – кількість одночасно працюючих зерен круга;

$F = B \cdot l$ – площа контакту круга з оброблюваною деталлю, м^2 ;

B – ширина шліфування, м ;

l – довжина дуги контакту круга з оброблюваною деталлю, м ;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м^2 ;

b – максимальна висота виступання різального зерна над рівнем зв'язки круга, м ;

$S_1 = a_z^2 \cdot \text{tg} \gamma$ – площа поперечного перерізу зрізу зерном круга, м^2 .

Підставляючи в залежність (2.93) залежності (2.6) і (2.7), отримано:

$$S_{\text{MIT}} = \frac{3 \cdot m \cdot B \cdot l \cdot a_z^3 \cdot \text{tg} \gamma}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}. \quad (2.94)$$

Розглядаючи в залежності (2.92) продуктивність обробки при шліфуванні у вигляді $Q = B \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ (де $V_{\text{дет}}$ – швидкість обертання деталі, м/с) і порівнюючи залежності (2.92) і (2.94), визначена середня товщина зрізу при шліфуванні a_z :

$$a_z = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{200 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{3 \cdot m \cdot \text{tg} \gamma \cdot l \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.95)$$

У роботі [117] показано, що при круглому зовнішньому шліфуванні довжина дуги контакту круга з оброблюваною деталлю виражається аналітичною залежністю:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}. \quad (2.96)$$

Тоді залежність (2.95) з урахуванням залежності (2.96) остаточно виразиться:

$$a_z = 3,7 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{\pi \cdot V_{\text{дет}}}{m \cdot \text{tg} \gamma \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}. \quad (2.97)$$

У підсумку отримана залежність, близька до аналогічної залежності для визначення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга при шліфуванні:

$$a_z = 8,5 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{\pi \cdot V_{\text{дет}}}{m \cdot \text{tg} \gamma \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}. \quad (2.98)$$

Відмінність залежностей (2.97) і (2.98) полягає лише в цифровому множнику, який у залежності (2.97) менше в 2,3 рази, оскільки визна-

чається не максимальна, а середня товщина зрізу при шліфуванні a_z . Таким чином, у даній роботі запропонований новий теоретичний підхід до визначення середньої товщини зрізу при шліфуванні a_z , який дозволив достатньо просто отримати ідентичну за структурою аналітичну залежність, що відрізняється від відомої лише цифровим множником.

Аналізуючи залежність (2.97), видно, що забезпечити граничне значення a_z , обумовлене міцністю різальних зерен і зв'язки круга, можна різними сполученнями вхідних у залежність параметрів режиму шліфування й характеристик круга. Це вказує на значні можливості збільшення продуктивності обробки при забезпеченні заданої товщини зрізу a_z , обумовленої міцністю різальних зерен і зв'язки круга. Іншими словами, процес шліфування за своїми потенційними можливостями дозволяє домогтися суттєвого збільшення продуктивності обробки при заданому зношуванні круга, обумовленому міцністю його робочої поверхні. Меншими можливостями в цьому напрямі характеризується процес точіння, оскільки товщина зрізу a визначається лише двома параметрами [19]:

$$a = S \cdot \sin \varphi, \quad (2.99)$$

де φ – головний кут різця в плані.

Зі збільшенням параметрів S і φ товщина зрізу a збільшується. Отже, забезпечити задане значення a , виходячи з умов міцності різальної частини зерна, можна за рахунок обмеження значень S і φ . Очевидно, з погляду збільшення продуктивності обробки доцільно подачу S збільшувати, а кут φ – зменшувати. Подачу S можна подати у вигляді:

$$S = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \frac{S_{\text{позд}}}{V}. \quad (2.100)$$

Як видно, збільшення подачі S припускає збільшення швидкості поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ й зменшення швидкості різання V . За умови забезпечення заданого значення S швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ й швидкість різання V можна необмежено збільшувати. У цьому випадку продуктивність обробки, яка визначається залежністю:

$$Q = S \cdot t \cdot V = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t \cdot S_{\text{позд}}, \quad (2.101)$$

буде необмежено збільшуватися. Отже, з погляду збільшення продуктивності обробки доцільно використовувати високошвидкісне різання, яке дозволяє суттєво збільшити $S_{\text{позд}}$ при забезпеченні заданого значення товщини зрізу a , що визначається міцністю різальної частини різця.

Необхідно відзначити, що виконання даної умови припускає виключення впливу температурного фактора на стійкість інструмента. У дійсності, збільшення температури різання приводить до зменшення стійкості інструмента. Тому збільшення швидкості різання обмежено стійкістю інструмента. Для усунення даного обмеження необхідно використовувати інструментальні матеріали з підвищеними фізико-механічними властивостями, які працюють в умовах високих температур різання.

Отримані теоретичні рішення погодяться з експериментальними даними, наведеними в п. 2.8. Так, розрахунками встановлено, що витрати, пов'язані зі зношуванням різців перевищують витрати, пов'язані зі зношуванням і споживанням абразивних кругів. Тому обробка контактних (робочих) поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей виконується шліфуванням, хоча й воно здійснюється з відносно низькою продуктивністю й вимагає вдосконалювання. Цим підтверджуються наведені в роботі теоретичні рішення, згідно з якими процес шліфування важкооброблюваних матеріалів характеризується більшими технологічними можливостями з точки зору підвищення продуктивності й зниження собівартості обробки порівняно з процесом точіння.

2.11. Умови підвищення продуктивності шліфування при низькій жорсткості технологічної системи

Як показано вище, однією з основних причин низької продуктивності шліфування робочих контактних поверхонь конусів і чаш (зі зносостійкими наплавленими матеріалами) засипних апаратів доменних печей є надзвичайно низька жорсткість технологічної системи, у результаті чого виникають значні пружні переміщення. Даний висновок впливає з аналітичної залежності для визначення величини пружного переміщення при круглomu шліфуванні за жорсткою схемою [80]:

$$y = y_{ст} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (2.102)$$

де $y_{ст} = B_1 \cdot t$ – пружне переміщення при сталому в часі процесі шліфування, м;

$\varepsilon = 1 + 1/B_1$ – уточнення на проході круга (рівне відношенню погрішностей обробки на попередньому й наступному проходах круга);

n – кількість проходів круга;

$$B_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$$
 – безрозмірний параметр;

σ – умовна напруга різання (енергоємність обробки), Н/м²;

$$K_{ш} = P_z / P_y;$$

P_z, P_y – тангенціальна й радіальна складові сили різання, Н;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

B – ширина шліфування, м;

t – номінальна глибина шліфування, м.

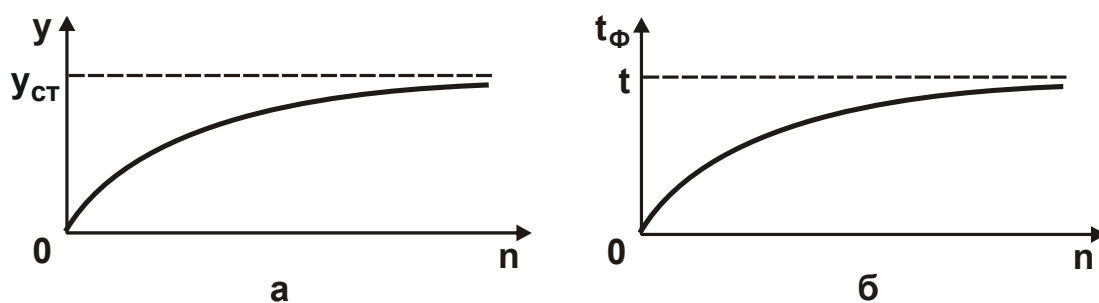


Рис. 2.12. Залежності пружного переміщення y (а) і фактичної глибини шліфування t_{ϕ} (б) від кількості проходів круга n

Як видно із рис. 2.12а, отриманого на основі залежності (2.102), зі збільшенням кількості проходів круга n величина y збільшується, асимптотично наближаючись до значення $y_{ст}$, яке може в багато разів перевищувати номінальну глибину шліфування t . Теоретично встановлено, що для відносно невеликої жорсткості технологічної системи безрозмірний параметр $B_1 > 1$, а для значної жорсткості $B_1 < 1$. Щоб зменшити перехідний процес при шліфуванні y випадку $B_1 > 1$ (див. рис. 2.12а), необхідно в технологічній системі створити початковий натяг, рівний $y_{ст}$. Це дозволить підвищити продуктивність обробки. У цьому випадку фактична глибина шліфування t_{ϕ} дорівнює номінальній глибині шліфування t

(див. рис. 2.12б) і шліфування за жорсткою схемою забезпечить сталість у часі продуктивності обробки, яка визначається з умови:

$$y_{ст} = B_1 \cdot t = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд} \cdot \sigma \cdot t}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}. \quad (2.103)$$

Звідки

$$Q = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot y_{ст}}{\sigma}. \quad (2.104)$$

Продуктивність обробки тим більша, чим більші параметри $y_{ст}$, c , $V_{кр}$ і $K_{ш} / \sigma$. Очевидно, збільшуючи $y_{ст}$, можна суттєво збільшити продуктивність обробки Q . Однак, як відомо, існує гранична продуктивність обробки, обумовлена міцністю робочої поверхні круга, перевищення якої приводить до інтенсивного зношування круга, а можливо й до втрати його різальної здатності. Суттєвим обмеженням продуктивності обробки є також виникнення в технологічній системі інтенсивних коливань внаслідок тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Тому для ефективного здійснення процесу шліфування необхідно обробку виконувати з оптимальною продуктивністю, при якій круг працює в режимі рівномірного зношування й самозагострювання. Робота круга в режимі затуплення вимагає його періодичного виправлення, що не завжди ефективно. Робота круга в режимі самозагострювання також сприяє зменшенню енергоємності обробки σ й збільшенню коефіцієнта $K_{ш} = P_z / P_y$, що забезпечує зменшення величини $y_{ст}$ й відповідно зниження силової напруженості процесу різання, тому що тангенціальна складова сили різання $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ буде зменшуватися при заданій продуктивності обробки. Із цього випливає, що лише забезпечуючи високу різальну здатність круга, що виражається в зниженні σ й збільшенні коефіцієнта $K_{ш} = P_z / P_y$, можна домогтися зменшення силової й теплової напруженості процесу шліфування й відповідно підвищення точності та якості оброблюваних поверхонь. Практичним втіленням даного теоретичного рішення може бути застосування високопористих великозернистих абразивних кругів, які працюють у режимі інтенсивного самозагострювання й характеризуються високою різальною здатністю.

У випадку круглого поздовжнього шліфування:

$$Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t. \quad (2.105)$$

Виходячи з отриманої залежності, для заданої (граничної) продуктивності обробки Q шліфування можна виконувати за двома схемами: звичайного багатопрохідного шліфування й глибинного шліфування. У першому випадку обробка здійснюється з невеликою глибиною шліфування t й підвищеною швидкістю поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$. У другому випадку, навпаки, з невеликою поздовжньою подачею $S_{\text{позд}}$ й збільшеною глибиною шліфування t . У двох випадках ефект обробки буде той самий, тому що реалізується та сама продуктивність обробки Q . Разом з тим, збільшення $S_{\text{позд}}$ припускає збільшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, а це, як відомо, приводить до збільшення середньої товщини зрізу, в результаті чого при шліфуванні забезпечується робота круга в режимі самозагострювання, що важливо з погляду зменшення енергоємності обробки σ . У зв'язку із цим, доцільно обробку здійснювати за схемами багатопрохідного шліфування зі збільшеними значеннями $S_{\text{позд}}$, $V_{\text{дет}}$ і невеликою глибиною шліфування.

У загальному випадку:

$$V_{\text{дет}} = S_{\text{позд}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{S}, \quad (2.106)$$

де S – поздовжня подача, м/об.

Як видно, швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ залежить від відношення $S_{\text{позд}} / S$. Одне й те саме значення $V_{\text{дет}}$ можна досягти за рахунок пропорційного збільшення параметрів $S_{\text{позд}}$ і S , що має місце для розглянутого випадку. Те ж значення $V_{\text{дет}}$ можна досягти за рахунок пропорційного зменшення параметрів $S_{\text{позд}}$ і S . Очевидно, зменшення $S_{\text{позд}}$, відповідно до залежності (2.105), припускає збільшення глибини шліфування t з метою забезпечення сталості продуктивності обробки Q . Таким чином, з однаковою ефективністю одну й ту саму продуктивність обробки Q можна реалізувати при однаковому значенні $V_{\text{дет}}$, але з різними значеннями

$S_{\text{позд}}$ і t . При невеликому значенні $S_{\text{позд}}$ й збільшеному значенні t реалізується схема глибинного шліфування, а при збільшеному значенні $S_{\text{позд}}$ й невеликій глибині шліфування t реалізується схема багатопрохідного шліфування. Як відомо, схема багатопрохідного шліфування характеризується більшим допоміжним часом обробки, тому, виходячи із цього, доцільно використовувати схему глибинного шліфування з достатньо малою швидкістю поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ й збільшеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. До такого ж результату можна прийти, використовуючи схему багатопрохідного шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами. У цьому випадку:

$$Q = H \cdot V_{\text{дет}} \cdot t. \quad (2.107)$$

При відносно невеликій глибині шліфування, тобто в умовах багатопрохідного шліфування, можна реалізувати достатньо великі значення $V_{\text{дет}}$, що буде сприяти роботі круга в режимі самозагострювання, забезпечуючи його високу різальну здатність і зниження енергоємності обробки σ . Це, у свою чергу, приведе до зниження силової й теплової напруженості процесу шліфування, підвищенню якості й точності оброблюваних поверхонь. Отже, для ефективного здійснення процесу круглого шліфування можна використовувати схему глибинного поздовжнього шліфування з невеликою швидкістю поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ або схему багатопрохідного шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами. Обидві схеми доцільно здійснювати з підвищеними значеннями швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

2.12. Визначення умов підвищення продуктивності обробки при шліфуванні з урахуванням обмеження за шорсткістю поверхні

Унаслідок складності кінематики й фізики процесу шліфування до цього часу не вдається повною мірою розкрити його потенційні можливості з точки зору підвищення продуктивності та якості обробки. Незважаючи на надзвичайно велику кількість опублікованих робіт із

проблем шліфування, відсутня чітка математична модель шліфування, яка дозволяє з єдиних позицій описати основні параметри обробки й виявити найбільш ефективні шляхи розвитку цього прогресивного методу обробки [48; 58; 88]. Більшою мірою це відноситься до встановлення закономірностей формоутворення при шліфуванні, тобто до визначення шорсткості поверхні. У зв'язку із цим нижче наведений розроблений спрощений теоретичний підхід до аналітичного опису закономірностей знімання матеріалу й формоутворення поверхонь при шліфуванні й на їхній основі встановлені основні шляхи підвищення ефективності обробки [74].

Процес шліфування становить масове різання-подряпання оброблюваного матеріалу абразивними або алмазними зернами, розташованими на робочій поверхні шліфувального круга (рис. 2.13а). У результаті механічної взаємодії різальних зерен круга з деталлю на оброблюваній поверхні утворюється безліч рисок-подряпин, які, накладаючись і перекриваючись, приводять до загального знімання матеріалу (рис. 2.13б). Для того щоб відбулося повне знімання матеріалу з оброблюваної поверхні, тобто щоб вся поверхня була покрита рисками-подряпинами, необхідно виконати умову:

$$F_{\text{риск}} = F_{\text{ном}}, \quad (2.108)$$

де $F_{\text{риск}}$ – сумарна площа рисок-подряпин, які утворюються на оброблюваній поверхні, м²;

$F_{\text{ном}}$ – задана номінальна площа оброблюваної поверхні, м².

Для розрахунку $F_{\text{риск}}$ у першому наближенні прийняте допущення, що зерна над рівнем зв'язки круга виступають на одну висоту рівну b . Робоча частина зерна подана у формі конуса з кутом при вершині 90°. Довжину риси-подряпини при плоскому шліфуванні l визначено, виходячи з рис. 2.13а:

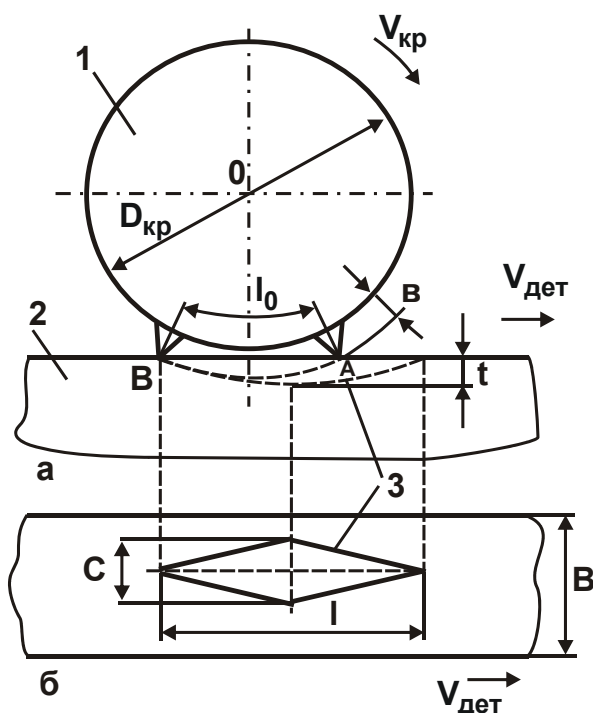


Рис. 2.13. Розрахункова схема утворення риси-подряпини, представлена у проекціях (а, б)
Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – форма риси-подряпини.

$$l = l_0 + V_{\text{дет}} \cdot \tau, \quad (2.109)$$

де $l_0 = \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t}$ – довжина дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною поверхнею, м;

$D_{\text{кр}}$ – діаметр круга, м;

$\tau = l_0 / V_{\text{кр}}$ – час, за який зерно переміститься із точки А в точку В.

Після перетворень залежності (2.109), маємо:

$$l = \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right). \quad (2.110)$$

Приймаючи, що половина ширини риски-подряпини С дорівнює глибині шліфування t , визначено площу риски-подряпини:

$$F_{1\text{риск}} = 0,5 \cdot l \cdot C = 0,5 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot t \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right). \quad (2.111)$$

Сумарна площа ризок-подряпин, які утворюються від участі в різанні n зерен, дорівнює $F_{\text{риск}} = n \cdot F_{1\text{риск}}$. Кількість зерен n , які проконтактували з оброблюваною поверхнею довжиною L і шириною B , визначається:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{L}{V_{\text{дет}}}, \quad (2.112)$$

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

B – ширина шліфування, м.

Тоді:

$$F_{\text{риск}} = 0,5 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot k \cdot B \cdot L \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right). \quad (2.113)$$

Як видно, площа $F_{\text{риск}}$ тим більша, чим більші параметри $D_{\text{кр}}$, k , t , B , L . Параметри режиму шліфування $V_{\text{дет}}$ і $V_{\text{кр}}$ неоднозначно впливають на площу $F_{\text{риск}}$.

Номінальна площа оброблюваної поверхні дорівнює $F_{\text{НОМ}} = B \cdot L$. Підставляючи вираження для визначення параметрів $F_{\text{РИСК}}$ і $F_{\text{НОМ}}$ в залежність (2.108), установлена глибина шліфування t_0 , при якій відбувається повне знімання матеріалу з оброблюваної поверхні:

$$t_0 = 3 \sqrt[3]{\left[\frac{2}{\sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right)} \right]^2} \cdot \quad (2.114)$$

З фізичної точки зору глибина шліфування t_0 дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні (параметру шорсткості обробки R_{max}).

Виходячи з залежності (2.114), зменшити параметр $t_0 = R_{\text{max}}$ можна збільшенням параметрів $D_{\text{кр}}$ і k . Відношення $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ неоднозначно впливає на параметр $t_0 = R_{\text{max}}$. Очевидно, при зміні відношення $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ в межах $0 \dots 2$ параметр $t_0 = R_{\text{max}}$ буде збільшуватися, а при $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}} > 2$ – фактично залишатися незмінним. Отже, для того щоб зменшити параметр $t_0 = R_{\text{max}}$ необхідно зменшити відношення $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}} \rightarrow 0$. Це вказує на те, що швидкість круга $V_{\text{кр}}$ повинна багаторазово перевищувати швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, тобто $V_{\text{кр}} \gg V_{\text{дет}}$. Властиво, дане співвідношення реалізується на практиці, що свідчить про вірогідність отриманого теоретичного рішення.

Зважаючи на те, що за умови $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}} \rightarrow 0$ вираження $\left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right) \rightarrow 1$, залежність (2.114) може бути спрощена:

$$t_0 = 3 \sqrt[3]{\left[\frac{2 \cdot V_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right]^2} \cdot \quad (2.115)$$

Проведений аналіз справедливий для шліфування кругом з одновисотним виступанням зерен над рівнем зв'язки. У реальних умовах має місце різновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки круга. Тому в

першому наближенні можна припустити, що виступання вершин зерен підкоряється рівномірному закону розподілу із щільністю $f(y_i) = 1/b$, де b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга (рис. 2.14). Тоді в різанні будуть брати участь не всі зерна, розташовані на робочій поверхні круга, а лише частина зерен, що визначаються

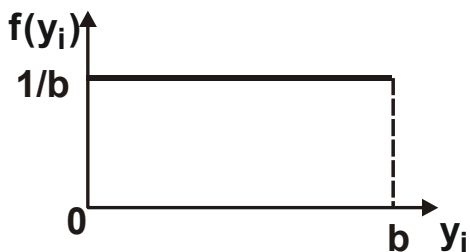


Рис. 2.14. Вигляд функції $f(y_i)$

вираженням:

$$k_0 = k \cdot \frac{R_{\max}}{b}. \quad (2.116)$$

Підставляючи вираження (2.116) у залежність (2.115), маємо:

$$R_{\max} = 5 \sqrt{\left[\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}} \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \right]^2}. \quad (2.117)$$

На відміну від залежності (2.115), параметри, які входять в залежність (2.117), у меншому ступені впливають на параметр $R_{\max} = t_0$.

Глибина шліфування t явно не входить у залежність (2.117). Однак, вона пов'язана з найважливішим параметром шліфування – максимальною товщиною зрізу $a_{z \max}$, яка менше максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга b . Для визначення максимальної товщини зрізу слід представити швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ у вигляді (рис. 2.15) [87]:

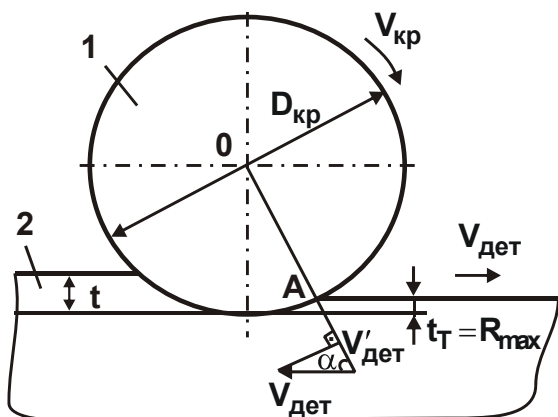


Рис. 2.15. Розрахункова схема плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг;
2 – оброблювана деталь.

$$V_{\text{дет}} = \frac{V'_{\text{дет}}}{\cos \alpha} = \frac{V'_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t_{\text{пот}}}}, \quad (2.118)$$

де $V'_{\text{дет}}$ – проекція швидкості деталі на лінію AO;

α – кут між векторами швидкостей $V_{\text{дет}}$ і $V'_{\text{дет}}$;

$t_{\text{пот}}$ – поточне значення глибини різання.

Приймаючи $t_T = R_{\max}$ й підставляючи (2.118) у залежність (2.117), отримано:

$$R_{\max} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot D_{\text{кр}}}}. \quad (2.119)$$

За фізичною сутністю параметр шорсткості поверхні R_{\max} дорівнює товщині зрізу a_z . Тому підставляючи в залежність (2.119) замість $V'_{\text{дет}}$ вираження (2.118), маємо:

$$a_z = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t_{\text{пот}}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}}. \quad (2.120)$$

Як видно, зі збільшенням $t_{\text{пот}}$ товщина зрізу a_z збільшується. Максимальне значення a_z досягається за умови $t_{\text{пот}} = t$, тоді:

$$a_{z\max} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}}. \quad (2.121)$$

Параметр $a_{z\max}$ тим більше, чим більше b , $V_{\text{дет}}$, t й менше k , $V_{\text{кр}}$, $D_{\text{кр}}$. Таким чином показано, що глибина шліфування t обмежена параметром $a_{z\max} < b$.

Становить інтерес установлення зв'язку між параметрами $a_{z\max}$ і $R_{z\max}$. Для цього необхідно підставити праву частину залежності (2.117) в залежність (2.121):

$$a_{z\max} = R_{\max}^{\frac{5}{6}} \cdot t^{\frac{1}{6}}, \quad (2.122)$$

звідки

$$R_{\max} = a_{z\max} \cdot \left(\frac{a_{z\max}}{t}\right)^{\frac{1}{5}}. \quad (2.123)$$

Оскільки $a_{z\max} < t$, то $R_{\max} < a_{z\max}$. Зі збільшенням глибини шліфування t , при заданому значенні $a_{z\max}$, параметр шорсткості обробки R_{\max} зменшується. Це вказує на ефективність застосування глибинного шліфування, здійснюваного з відносно великими глибинами шліфування. Однак, виходячи із залежності (2.123), найбільш впливає на параметр R_{\max} максимальна товщина зрізу $a_{z\max}$. Тому за рахунок її зменшення можна домогтися суттєвого зменшення параметра шорсткості R_{\max} .

Важливо визначити максимально можливу продуктивність обробки $Q = V \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ при шліфуванні для заданої максимальної товщини зрізу $a_{z\max}$. Використовуючи залежність (2.121), маємо:

$$Q = \frac{B \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot a_{z\max}^3}{2 \cdot b \cdot t} \quad (2.124)$$

Відповідно швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ визначиться:

$$V_{\text{дет}} = \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot a_{z\max}^3}{2 \cdot b \cdot \sqrt{t}} \quad (2.125)$$

Продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри B , k , $V_{\text{кр}}$, $D_{\text{кр}}$, t , $a_{z\max}$ й менше b . Найбільш впливає на продуктивність обробки Q максимальна товщина зрізу $a_{z\max}$. Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ при цьому зі збільшенням t необхідно зменшувати. Таким чином показано, що застосування глибинного шліфування, поряд зі зменшенням шорсткості обробки R_{\max} , дозволяє збільшити продуктивність обробки Q для заданого значення $a_{z\max}$, обумовленого, наприклад, міцністю шліфувального круга. Становить інтерес аналіз відношення $Z = F_{\text{риск}} / F_{\text{ном}}$:

$$Z = 0,5 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot t \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \quad (2.126)$$

З урахуванням залежності (2.114), маємо:

$$Z = \left(\frac{t}{t_0}\right)^{1,5} \quad (2.127)$$

За умови $Z < 1$ повне знімання матеріалу, тобто повне перекриття рисками-подряпинами оброблюваної поверхні, не відбувається. Збільшити Z до значення $Z \geq 1$ можна збільшенням параметрів k , $D_{кр}$, t , відношення $V_{кр} / V_{дет}$ й кількості проходів круга (при поздовжньому шліфуванні). В останньому випадку за рахунок збільшення кількості зерен, які проконтактували з оброблюваною поверхнею, стабілізація процесу знімання матеріалу настає після певної кількості проходів круга. У результаті фактична глибина шліфування стає більше номінальної глибини шліфування. Для нормального протікання процесу шліфування фактична глибина шліфування повинна бути менше висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга b .

За умови $t > t_0$ коефіцієнт $Z > 1$. Тоді, підставляючи в залежність (2.127) вираження для визначення глибини шліфування t , отримане із залежності (2.122), маємо:

$$Z = \left(\frac{a_{zmax}}{R_{max}} \right)^9. \quad (2.128)$$

Оскільки $a_{zmax} > R_{max}$, то коефіцієнт $Z \gg 1$. Наприклад, для $a_{zmax} / R_{max} = 2$ коефіцієнт $Z = 512$. Як відзначалося вище, при глибинному шліфуванні відношення a_{zmax} / R_{max} більше, ніж при традиційному (багатопрхідному) шліфуванні, коли значення параметрів a_{zmax} і R_{max} близькі, тобто $a_{zmax} / R_{max} \approx 1$. Отже, при глибинному шліфуванні коефіцієнт $Z \gg 1$ більше, ніж при багатопрхідному шліфуванні ($Z \approx 1$). Цим пояснюється ефект глибинного шліфування, пов'язаний зі збільшенням продуктивності обробки при одночасному зменшенні висоти мікронерівностей обробленої поверхні.

Таким чином показано, що при глибинному шліфуванні можна домогтися більшої продуктивності обробки з урахуванням обмеження за шорсткістю поверхні. Однак, дана закономірність установлена стосовно до жорсткої схеми шліфування. В умовах шліфування з низькою жорсткістю технологічної системи, як показано в п. 2.11, з погляду забезпечення високої різальної здатності абразивного круга й підвищення продуктивності, доцільно обробку здійснювати за схемою багатопрхідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі. Безсумнівно, це приведе до

збільшення шорсткості поверхні. Тому для забезпечення заданої шорсткості поверхні необхідно, відповідно до залежності (2.114), збільшувати параметри $D_{кр}$ і k за рахунок правильного вибору характеристик круга.

Необхідно відзначити, що дані результати розрахунків погодяться з аналогічними результатами, отриманими з використанням уточненого теоретико-імовірнісного підходу при шліфуванні [111]. Це вказує на правочинність розробленого в роботі спрощеного теоретичного підходу до аналітичного опису закономірностей знімання матеріалу й формоутворення поверхонь при шліфуванні.

2.13. Фізичні закономірності механічної обробки високотвердих наплавочних матеріалів

Як показано в п. 2.12, найбільше впливає на основні параметри шліфування максимальна товщина зрізу, яка обумовлена, в першу чергу, міцністю оброблюваного матеріалу. У зв'язку із цим важливо провести аналіз впливу міцності оброблюваного матеріалу на фізичні параметри процесу стружкоутворення при мікрорізанні одиничним зерном. Це дозволить більш повно розкрити фізичні закономірності механічної обробки високотвердих наплавочних матеріалів, розглянутих у даній роботі.

У розрахунковій схемі (рис. 2.16 [71]) процес стружкоутворення при мікрорізанні зерном представлений у вигляді періодичного відділення елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву під дією виникаючого зі сторони різального зерна навантаження. Відділенню елементарного об'єму передуює деформування матеріалу стиском по криволінійній поверхні.

У роботі [57] прийнято, що виникаючі при мікрорізанні радіальні навантаження розподілені рівномірно по дузі контакту й не залежать від кута зсуву. Це дозволило авторам роботи [57] значно спростити аналітичне рішення й отримати інженерні розрахункові формули. Разом з тим, при такій постановці позбавлений фізичного змісту ряд особливостей стружкоутворення, які визначають силову напруженість процесу мікрорізання. У першу чергу, це відноситься до існуючого взаємозв'язку між величиною стиску елементарного об'єму до моменту його відділення, кутом контакту зерна з оброблюваним матеріалом, законом розподілу радіальних навантажень і умовним кутом зсуву матеріалу β , які представляють

замкнуту систему процесу різання. Тому в запропонованій розрахунковій схемі (рис. 2.16) такий взаємозв'язок параметрів врахований. Елементарне радіальне навантаження представлене у вигляді функції від величини впровадження зерна в оброблюваний матеріал:

$$dP_{\varphi} = c' \cdot (\rho - a_{\varphi}) \cdot \Delta' \cdot \rho \cdot d\varphi, \quad (2.129)$$

де c' – параметр, що характеризує міцність матеріалу, Н/мм³;
 Δ' – одинична ширина різання, мм;
 ρ – радіус округлення вершини зерна, мм.

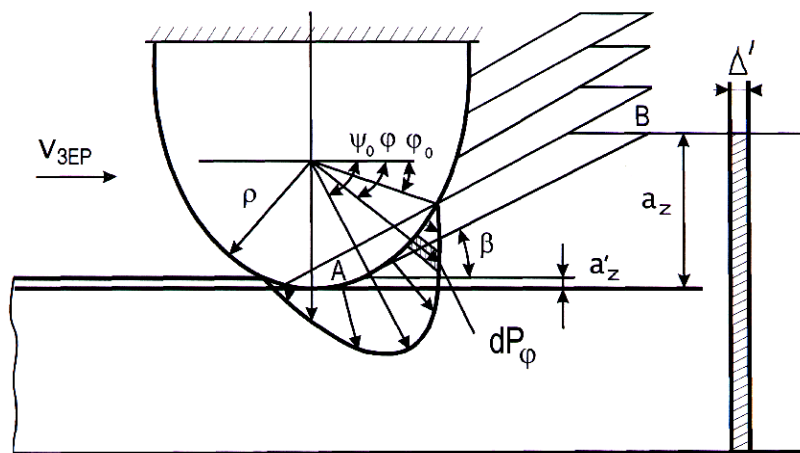


Рис. 2.16. Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання одиничним зерном

Величина c' визначає зміну об'єму матеріалу v_M після додаткового навантаження від величини стискаючого навантаження P_H :

$$c' = \frac{P_H}{v_M}. \quad (2.130)$$

Для розкриття фізичної суті величини c' необхідно провести її аналогію із твердістю оброблюваного матеріалу, використовуючи розрахункові залежності, наведені в роботі [69]. Величина переміщення алмазного індентора при його вдавненні в матеріал описується залежністю:

$$h_{\text{інд}} = 0,2 - 0,002 \cdot \text{HRC}, \quad (2.131)$$

де HRC – твердість матеріалу за шкалою Роквелла, мм.

З урахуванням геометричної форми алмазного індентора, об'єм деформованого матеріалу від його вдавнення виразиться:

$$v_M = 3,14 \cdot h_{\text{інд}}^3. \quad (2.132)$$

Навантаження, що прикладається на індентор, у серійних установках для визначення твердості за шкалою HRC встановлюється ДСТ і дорівнює $P_H = 15 \cdot 10^2 \text{ Н}$. Тоді остаточно величина c' виразиться:

$$c' = \frac{P_H}{3,14 \cdot (0,2 - 0,002 \cdot \text{HRC})^3}. \quad (2.133)$$

Установлено, що для оброблюваних матеріалів високотвердого покриття ПГ-10Н-01 і твердого сплаву ВК8 величина c' відповідно дорівнює: $c'_{\text{покр}} = 1,52 \cdot 10^6 \text{ Н/мм}^3$; $c'_{\text{ТС}} = 8,72 \cdot 10^6 \text{ Н/мм}^3$. Вхідна в залежність (2.129) величина a_φ визначається на основі розв'язку системи рівнянь:

$$\begin{cases} a_\varphi \cdot \sin \varphi + v_\varphi \cdot \sin \beta = \rho \cdot \sin \varphi_0 + \rho \cdot \cos \varphi_0 \cdot \text{tg} \beta \\ a_\varphi \cdot \cos \varphi - v_\varphi \cdot \cos \beta = 0 \end{cases}. \quad (2.134)$$

Тоді величина dP_φ остаточно виразиться:

$$dP_\varphi = c' \cdot \rho^2 \cdot b \cdot \left[1 - \frac{\sin(\varphi_0 + \beta)}{\sin(\varphi + \beta)} \right] \cdot d\varphi. \quad (2.135)$$

Сумарне навантаження, що діє в площині зсуву, визначається, проектуючи елементарні dP_φ на площину АВ й інтегруючи їх у межах $\varphi_0 \leq \varphi \leq \psi_0$:

$$\begin{aligned} P_{\text{АВ}} &= \int_{\varphi_0}^{\psi_0} c' \cdot \rho^2 \cdot b \cdot \cos(\varphi + \beta) \cdot \left[1 - \frac{\sin(\varphi_0 + \beta)}{\sin(\varphi + \beta)} \right] \cdot d\varphi = \\ &= c' \cdot \rho^2 \cdot b \cdot \left[1 - \sin(\varphi_0 + \beta) \cdot \left(1 + \ln \left| \frac{1}{\sin(\varphi_0 + \beta)} \right| \right) \right] \end{aligned}, \quad (2.136)$$

де $\psi_0 = (90^\circ - \beta)$.

Межі інтегрування в залежності (2.136) обрані за умови, що елементарні навантаження, які розташовані в інтервалі $\psi_0 < \varphi < 90^0$, не впливають на дотичне напруження τ в умовній площині, що описується залежністю:

$$\tau = \frac{P_{AB}}{S_{AB} \cdot b}, \quad (2.137)$$

де $S_{AB} = \frac{a_z - a'_z}{\sin \beta};$

$$a'_z = \rho \cdot (1 - \cos \beta);$$

a_z – товщина зрізу, мм;

a'_z – товщина шару матеріалу, який не зрізується різальним зерном, а лише пружно й пластично деформується, мм.

Як видно, шар матеріалу, що знімається, внаслідок криволінійності передньої поверхні зерна розділений на ділянку, яка перетворюється в стружку ($a_z - a'_z$), та на ділянку, яка піддається лише пружному й пластичному деформуванню товщиною a'_z .

З урахуванням (2.136) залежність (2.137) прийме вигляд:

$$\tau = \frac{c' \cdot \rho \cdot \sin \beta}{[a_z - \rho \cdot (1 - \cos \beta)]} \cdot \left[1 - \sin(\varphi_0 + \beta) \cdot \left(1 + \ln \left| \frac{1}{\sin(\varphi_0 + \beta)} \right| \right) \right]. \quad (2.138)$$

Дана залежність містить два невідомих параметри – φ_0 і β . Зі зміною умовного кута зсуву матеріалу β дотичне напруження τ змінюється за екстремальною залежністю, тобто існує таке положення площини АВ, при якому дотичне напруження τ досягає максимального значення. Дане положення площини АВ визначає умовну площину зсуву матеріалу.

Зі зміною параметра φ_0 в залежності (2.138) екстремум дотичного напруження τ відсутній. Для визначення невідомих параметрів φ_0 і β необхідно скласти систему двох рівнянь. Перше рівняння отримане з умови екстремуму дотичного напруження τ від умовного кута зсуву

матеріалу β , тобто $\tau'_\beta = 0$, а друге рівняння – з умови досягнення в площині зсуву граничного дотичного напруження $\tau = \tau_{\text{зсув}}$. При виконанні другого рівняння має місце процес стружкоутворення, у протилежному випадку – лише процес тертя зерна з оброблюваним матеріалом. Після диференціювання перше рівняння $\tau'_\beta = 0$ прийме вигляд:

$$D_1 \cdot B_1 + A_1 \cdot N_1 = 0, \quad (2.139)$$

$$\text{де } D_1 = \frac{c' \cdot \rho^2 \cdot \cos \beta [a_z - \rho(1 - \cos \beta)] + c' \cdot \rho^3 \cdot \sin^2 \beta}{[a_z - \rho(1 - \cos \beta)]^2};$$

$$B_1 = \left[1 - \sin(\varphi_0 + \beta) \cdot \left(1 + \ln \left| \frac{1}{\sin(\varphi_0 + \beta)} \right| \right) \right];$$

$$A_1 = \frac{c' \cdot \rho^2 \cdot \sin \beta}{[a_z - \rho(1 - \cos \beta)]};$$

$$N_1 = -\cos(\varphi_0 + \beta) \cdot \ln \left| \frac{1}{\sin(\varphi_0 + \beta)} \right|.$$

На відміну від відомих у науково-технічній літературі залежностей для визначення умовного кута зсуву матеріалу при мікрорізанні дане рівняння має більш складний вигляд, оскільки всі вхідні параметри взаємозалежні. Крім того, рівняння містить новий параметр $a'_z = \rho \cdot (1 - \cos \beta)$, який характеризує інтенсивність тертя й пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу.

Як відомо, основною характеристикою процесу стружкоутворення є залежність дотичного напруження τ , що виникає в можливій площині зсуву, від умовного кута зсуву матеріалу β . Наведені на рис. 2.17 результати розрахунку показують, що залежність носить екстремальний характер, тобто зі зміною умовного кута зсуву матеріалу β дотичне напруження τ приймає максимальне значення, рівне межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{\text{зсув}}$, що приводить до зсуву елемента стружки по площині зсуву.

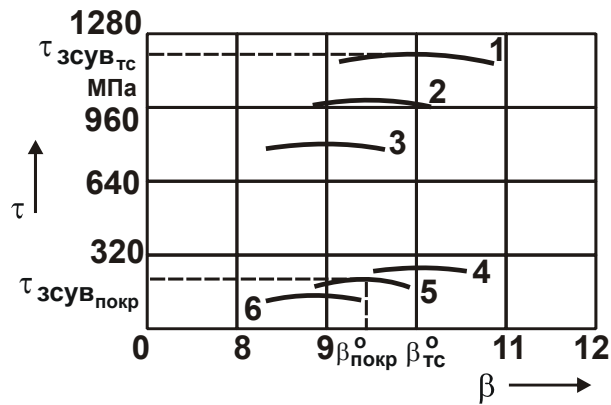


Рис. 2.17. Залежність дотичного напруження τ у можливій площині зсуву від умовного кута зсуву матеріалу β

Умови обробки: 1, 2, 3 – $\varphi_0 = 41^\circ, 43^\circ, 46^\circ$; 4, 5, 6 – $\varphi_0 = 41^\circ, 43^\circ, 46^\circ$;
 $a_z = 20$ мкм; $\rho = 25$ мкм.

Умовні позначення: 1, 2, 3 – оброблюваний матеріал твердий сплав ВК8; 4, 5, 6 – оброблюваний матеріал покриття ПГ-10Н-01.

Положення умовної площини зсуву визначається кутом зсуву β , який значною мірою залежить від кута φ_0 . Зі зменшенням кута φ_0 максимум дотичного напруження τ безупинно збільшується й переходить в область більших значень β . Це пов'язано з тим, що зі збільшенням τ відбувається збільшення площі контакту зерна з оброблюваним матеріалом і зменшення кута φ_0 , а це, у свою чергу, приводить до зміни напрямку дії сумарної сили різання й збільшення кута зсуву β .

На рис. 2.18 наведено графіки залежностей дотичного напруження τ в можливій площині зсуву й кутів β і φ_0 для матеріалів, що значно відрізняються за своїми фізико-механічними властивостями: високоміцного покриття ПГ-10Н-01 і твердого сплаву ВК8. Твердість покриття становить HRC 60 ... 62 ($\tau_{зсув_{покр}} = 180$ МПа), а твердість твердого сплаву – HRA 88 ($\tau_{зсув_{тс}} = 1\,200$ МПа).

Кут зсуву для твердого сплаву трохи більший, ніж для покриття. Однак ця відмінність достатньо незначна ($0,5 \dots 1,0^\circ$), незважаючи на істотну відмінність фізико-механічних властивостей матеріалів. Цим показано, що кут зсуву відіграє важливу роль у процесі стружкоутворення, тому що незначна його зміна призводить до істотної зміни напруженого стану матеріалу, тобто керування умовним кутом

зсуву матеріалу β є важливим резервом підвищення ефективності процесу шліфування важкооброблюваних матеріалів.

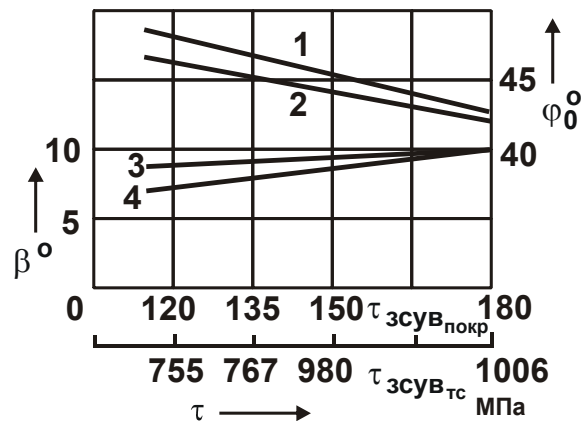


Рис. 2.18. Зміна кутів β і φ_0 від дотичного напруження τ у можливій площині зсуву

Умови обробки: $a_z = 20$ мкм; $\rho = 25$ мкм.

Умовні позначення: 1, 4 – оброблюваний матеріал покриття ПГ-10Н-01; 2; 3 – оброблюваний матеріал твердий сплав ВК8.

Як видно, інтенсивність зростання кута зсуву β як від товщини зрізу a_z , так і від міцності матеріалу незначна й збільшується всього лише на десяті частки градуса.

Слід зазначити, що для досліджуваних матеріалів $\tau = \tau_{зсув}$. На противагу куту зсуву β , значення кута φ_0 зі збільшенням товщини зрізу a_z зменшуються з більшою інтенсивністю. Неоднакова інтенсивність зміни значень кутів β і φ_0 пояснюється криволінійністю передньої поверхні зерна. Цим показано, що кут φ_0 поряд з кутом β є важливим параметром процесу стружкоутворення.

У рівняння (2.139) входить новий параметр $a'_z = \rho \cdot (1 - \cos \beta)$ – товщина невилученого шару матеріалу. Розрахунками встановлено, що значення a'_z збільшується зі збільшенням як міцності оброблюваного матеріалу, так і товщини зрізу. При цьому збільшення величини a'_z супроводжується значним збільшенням радіальної складової сили різання P_{y1} , а також збільшенням інтенсивності тертя зерна з матеріалом. На вершині зерна контактні навантаження досягають більших значень, що приводить до появи мікротріщин. Виходячи з наведеного, можна зробити висновок, що площадки зношування, що утворюються на

вершинах зерен, і сітка мікротріщин є результатом існування деформованого, але не зрізаного шару матеріалу товщиною a'_z .

Розрахунками встановлено також, що зі збільшенням товщини зрізу a_z параметр a'_z збільшується з неоднаковою інтенсивністю. У діапазоні відносно невеликих значень a_z збільшення параметра a'_z відбувається більш інтенсивно, після чого інтенсивність збільшення a'_z знижується. Це впливає з аналізу виражень, які описують взаємозв'язок параметрів процесу мікрорізання.

Зменшення інтенсивності збільшення a'_z в області більш високих значень пояснюється незначною зміною умовного кута зсуву матеріалу β , який характеризує властивості матеріалу й перебуває у взаємозв'язку з іншими параметрами мікрорізання. Отже, для того, щоб підвищити ефективність шліфування необхідно збільшити товщину зрізу до граничного значення, обумовленого міцністю зерна.

Таким чином показано, що умовний кут зсуву матеріалу β приймає невеликі значення як при обробці високотвердого наплавочного матеріалу або покриття, так і твердого сплаву. Цим, властиво, й обумовлена їхня погана оброблюваність різанням і низькі показники продуктивності та якості обробки, а також практично неприйнятність для обробки традиційних методів абразивного шліфування. Особливо це відноситься до шліфування порошкових покриттів і наплавочних матеріалів твердістю HRC 60 – 62, які отримали застосування при відновленні й зміцненні робочих контактних поверхонь великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, а також інших відповідальних деталей, наприклад, деталей двигуна внутрішнього згоряння: клапанів газорозподілу, колінчатих валів, кулачкових валів газорозподілу та ін. При шліфуванні таких матеріалів круг інтенсивно зношується, засалюється, втрачає різальну здатність і вимагає постійного виправлення, що приводить до істотного зниження продуктивності та якості обробки. Все це свідчить про необхідність розробки нових високопродуктивних технологій обробки деталей з високоміцними покриттями й наплавочними матеріалами.

Висновки до розділу 2

1. У роботі розроблено математичну модель визначення умов підвищення продуктивності обробки при багатопрхідному і глибинному

шліфуванні. Доведено, що основним шляхом підвищення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні є збільшення максимальної товщини зрізу, обумовленої міцністю робочої поверхні круга, тоді як при глибинному шліфуванні збільшення продуктивності обробки досягається за рахунок збільшення глибини шліфування й зменшення швидкості деталі. Установлено, що продуктивність обробки при багатопрохідному шліфуванні пов'язана з максимальною товщиною зрізу квадратичною залежністю, тоді як при глибинному шліфуванні глибина шліфування входить у залежність для визначення продуктивності обробки лише в ступені 0,5. Це вказує на існування значних резервів підвищення продуктивності обробки при багатопрохідному шліфуванні, пов'язаних зі збільшенням максимальної товщини зрізу. Основним обмеженням у цьому випадку може бути недостатнє виступання зерен над рівнем зв'язки круга, що вимагає збільшення зернистості й твердості круга.

Проведено теоретичний аналіз умов підвищення продуктивності обробки високотвердих наплавочних матеріалів, і показано перспективність застосування великозернистих абразивних кругів підвищеної твердості, які характеризуються підвищеною міцністю абразивних зерен і зв'язки. Доведено існування оптимальних значень міцності зерен і зв'язки круга для кожного оброблюваного матеріалу, що дозволяє реалізувати максимально можливу продуктивність обробки. Теоретично встановлено можливість підвищення продуктивності обробки за рахунок застосування багатопрохідного шліфування. При однаковій продуктивності обробки ця схема забезпечує зниження силової напруженості процесу порівняно із глибинним шліфуванням. Отже, дана схема забезпечує як би подвійний ефект – вона дозволяє збільшити продуктивність при одночасному зменшенні силової напруженості процесу, що позитивно відображається на показниках точності та якості обробки.

2. Розроблено математичну модель визначення найважливішого параметра процесу шліфування – питомого зношування круга, що дозволило провести теоретичний аналіз і встановити умови його зменшення з метою підвищення ефективності обробки. Доведено, що даний параметр визначається, головним чином, величиною лінійного зношування максимально виступаючого зі зв'язки круга зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Теоретично встановлено, що із часом обробки питоме зношування круга

зменшується внаслідок зниження інтенсивності зношування максимально виступаючого зі зв'язки круга зерна до моменту його об'ємного руйнування. Розроблено методику визначення кількості контактів зерна з оброблюваним матеріалом до моменту об'ємного руйнування зерна, що дозволило по-новому розкрити фізичну сутність процесу шліфування й сформулювати умови його вдосконалення.

3. У роботі отримано аналітичну залежність для визначення дотичного напруження, що виникає в різальному клині інструмента під дією сили різання, і встановлені умови його зменшення, які полягають головним чином у зменшенні переднього кута інструмента (як позитивного, так і негативного) до нуля. Теоретично обґрунтовано технологічні можливості різальних (лезових і абразивних) інструментів з точки зору їхньої міцності. Визначено оптимальні відношення меж міцності на зсув інструментального й оброблюваного матеріалів, які реалізуються для нульового переднього кута інструмента й виключають руйнування різальної частини інструмента при різанні. Доведено ефективність застосування при обробці високотвердих наплавочних матеріалів абразивних кругів, які порівняно з лезовими інструментами дозволяють здійснити більш продуктивну і якісну обробку.

4. Проведено теоретичний аналіз механічних напружень, що виникають у різальному клині інструмента, і показано, що вони приблизно однакові у випадку різання інструментами як з негативним, так і з позитивним кутами. Отже, можна чекати приблизно однакового ефекту від застосування процесу шліфування й різання лезовим інструментом, тому що в першому випадку реалізуються негативні передні кути різальних елементів (абразивних зерен), а в другому випадку – як правило, позитивні передні кути. Проведені експериментальні дослідження зношування й стійкості різальних інструментів при шліфуванні й точінні підтвердили правочинність теоретичного рішення, оскільки за критерієм стійкості інструмента при шліфуванні й точінні реалізуються приблизно однакові значення продуктивності обробки. У цьому випадку ефективність застосування даних методів обробки обумовлена витратами на різальний інструмент, тобто собівартістю обробки. Як показує практика, при шліфуванні собівартість менша, ніж при точінні. Отже, доцільніше використовувати метод круглого шліфування при обробці контактних (робочих) поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей з високотвердого наплавочного матеріалу.

5. У роботі проведено порівняння технологічних можливостей абразивних і лезових інструментів за критерієм їхньої міцності. Теоретично доведено, що у зв'язку з розходженням меж міцності на стиск інструментальних матеріалів, використовуваних в абразивних й лезових інструментах, механізми руйнування різальної частини даних інструментів різні. Абразивні зерна при шліфуванні руйнуються переважно від силової дії на їхній задній поверхні, а лезові інструменти – від силової дії на їхній передній поверхні. Тому з погляду більш повного використання міцності інструментів при різанні важкооброблюваних матеріалів, передній кут різального зерна необхідно зменшувати (забезпечуючи при шліфуванні високу гостроту різальних зерен), а передній кут лезового інструмента встановлювати негативним.

6. У роботі з єдиних позицій проведено теоретичний аналіз можливостей підвищення продуктивності обробки при шліфуванні й точінні для заданої товщини зрізу, обумовленої міцністю інструмента. Доведено перспективність застосування процесу шліфування при обробці матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями. Отримано нову аналітичну залежність для визначення середньої товщини зрізу при шліфуванні, яка відрізняється від відомої залежності лише цифровим коефіцієнтом, що відкриває нові можливості визначення умов інтенсифікації процесу шліфування. Експериментально визначено значення стійкості інструментів при шліфуванні й точінні робочих (контактних) поверхонь чаш і конусів (діаметром $D_{дет} = 5$ м) засипних апаратів доменних печей, відновлених із застосуванням зносостійкого наплавочного матеріалу. Доведено, що з погляду зниження витрат, пов'язаних із споживанням різальних інструментів при заданій продуктивності обробки, ефективно застосовувати процес шліфування.

7. Розроблено практичні рекомендації з підвищення довговічності й надійності роботи конусів і чаш засипних апаратів доменних печей шляхом зміцнення контактних поверхонь зносостійкими наплавочними матеріалами та їх наступної механічної обробки з метою додання їм необхідних параметрів точності та якості. Проведено порівняльні експериментальні дослідження процесів точіння й шліфування контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами й доведена ефективність застосування процесу шліфування. Теоретично обґрунтована доцільність здійснення процесу шліфування за схемою

глибинного поздовжнього шліфування зі створенням початкового натягу в технологічній системі.

8. Наведено спрощені залежності для визначення основних параметрів шліфування, які дозволяють науково обґрунтовано підійти до розкриття складних кінематичних і фізичних закономірностей процесу шліфування. На основі отриманих залежностей проведено порівняння багатопрохідного й глибинного шліфування за критеріями шорсткості обробленої поверхні й продуктивності обробки. Показано, що перехід в область глибинного шліфування дозволяє одночасно підвищити продуктивність обробки й зменшити висоту мікронерівностей на обробленій поверхні. Теоретично доведено, що ефект глибинного шліфування обумовлений значним перевищенням сумарної площі рисок-подряпин, які утворюються на оброблюваній поверхні, над номінальною площею оброблюваної поверхні. Показано також, що в умовах шліфування з низькою жорсткістю в технологічній системі з погляду забезпечення високої різальної здатності абразивного круга й підвищення продуктивності доцільно обробку здійснювати за схемою багатопрохідного шліфування. У цьому випадку необхідна шорсткість поверхні досягається за рахунок правильного вибору характеристик шліфувального круга.

9. Теоретично й експериментально розкрито причини низької ефективності обробки високотвердих наплавочних матеріалів на прикладі аналізу розрахункової схеми процесу стружкоутворення при мікрорізанні одиничним зерном. Показано, що підвищити ефективність процесів мікрорізання й шліфування можна за рахунок збільшення товщини зрізу до граничного значення, обумовленого міцністю зерна.

Розділ 3. Обґрунтування умов підвищення точності й продуктивності обробки на операціях круглого шліфування при зніманні значних припусків

3.1. Загальний підхід до аналізу параметрів точності та продуктивності обробки при шліфуванні

3.1.1. Установлення умов зменшення погрішності форми оброблюваної поверхні при шліфуванні

При шліфуванні контактних поверхонь (виготовлених зі зносостійких наплавочних матеріалів) великих і малих конусів і чаш діаметром 5 000 мм і 2 000 мм засипних апаратів доменних печей, постійно виникають складні завдання забезпечення високих показників точності та якості обробки [97]. Це пов'язано зі зніманням нерівномірного припуску (який становить 3 – 7 мм), з високою твердістю наплавочного матеріалу HRC 58 – 59 і його поганою оброблюваністю, великою площею оброблюваної поверхні й низькою жорсткістю технологічної системи. У результаті різко збільшується трудомісткість обробки, тому що для забезпечення необхідної точності форми оброблюваної поверхні необхідно здійснювати тривале виходжування у зв'язку з утворенням у технологічній системі значних пружних переміщень. Це вимагає пошуку нових технологічних можливостей підвищення ефективності шліфування на основі вибору оптимального варіанта обробки, в першу чергу, кінематичної схеми шліфування, яка забезпечує задану точність оброблюваної поверхні й найбільшу продуктивність обробки.

Для вирішення поставленого завдання можна скористатися результатами досліджень, наведених у роботах [80; 100] і розглянутих у п. 1.3, стосовно процесу шліфування за жорсткою схемою. При цьому важливо провести теоретичний аналіз технологічних можливостей усунення нерівномірності припуску, що знімається на операції попереднього шліфування, з метою зниження трудомісткості операції остаточного шліфування, яка пов'язана із забезпеченням високих показників точності оброблюваних поверхонь.

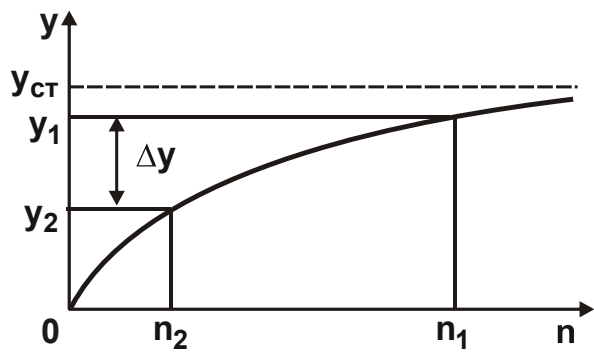


Рис. 3.1. Залежність y від n

При шліфуванні ділянки поверхні, що характеризується найбільшим припуском, що знімається, величина пружного переміщення y_1 (рис. 3.1) описується перетвореною залежністю (3.1):

$$y_1 = y_{ст} \cdot (1 - \varepsilon^{-n_1}), \quad (3.1)$$

а при шліфуванні ділянки поверхні, що характеризується найменшим припуском, величина y_2 описується залежністю:

$$y_2 = y_{ст} \cdot (1 - \varepsilon^{-n_2}), \quad (3.2)$$

де n_1, n_2 – кількість проходів круга при зніманні найбільшого й найменшого припусків;

$y_{ст} = B_1 \cdot t$ – величина пружного переміщення, що утворюється в технологічній системі при сталому процесі шліфування, м;

$$\varepsilon = 1 + \frac{1}{B_1} - \text{уточнення на проході круга.}$$

Різниця значень y_1 і y_2 визначає погрішність форми оброблюваної поверхні:

$$\Delta y = y_1 - y_2 = y_{ст} \cdot (\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}). \quad (3.3)$$

Як видно, зменшити величину Δy можна зменшенням величини $y_{ст}$ й збільшенням уточнення на проході ε та кількості проходів круга n_1 і n_2 . Зменшення величини $y_{ст} = B_1 \cdot t$ й збільшення уточнення на проході

$$\varepsilon \text{ пов'язано зі зменшенням безрозмірного параметра } B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$$

шляхом зменшення енергоємності обробки σ , ширини шліфування H , швидкості деталі $V_{дет}$ й збільшення жорсткості технологічної системи c , коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ і швидкості круга $V_{кр}$.

Збільшення кількості проходів круга n_1 і n_2 припускає забезпечення сталого в часі процесу шліфування, при якому $y_1 \rightarrow y_{ст}$ й $y_2 \rightarrow y_{ст}$ (див. рис. 3.1). Тоді $\Delta y \rightarrow 0$. Іншими словами, кількість проходів круга n_1 і n_2 повинна бути достатньою для здійснення сталого в часі процесу шліфування. Однак, це можливо при відносно великих значеннях уточнення $\varepsilon > 1$. У протилежному випадку буде відбуватися копіювання оброблюваної поверхні за проходами круга й стабілізація в часі пружного переміщення не відбудеться.

Як встановлено практикою, дана закономірність має місце в діючому технологічному процесі круглого поздовжнього багатопрхідного шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш. Величина пружного переміщення із часом обробки безупинно збільшується й виправлення форми оброблюваної поверхні (яка обумовлена нерівномірністю припуску) на операції попереднього шліфування не відбувається, що пов'язано з відносно низькою жорсткістю технологічної системи й невеликим уточненням ε . Із цього випливає, що підвищити ефективність круглого шліфування можна збільшенням уточнення ε за рахунок зменшення безрозмірного параметра B_1 .

При суттєвому збільшенні уточнення ε , відповідно до залежності (3.3), домогтися зменшення різниці $(\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}) \rightarrow 0$ можна при невеликій кількості проходів круга n_1 і n_2 . Збільшення ε в цьому випадку досягається за рахунок зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ й відповідно безрозмірного параметра B_1 .

За умови $n_1 = n_2 = 1$ знімання припуску здійснюється за схемою круглого глибинного шліфування з невеликою швидкістю деталі $V_{дет}$. Залежності (3.1), (3.2) і (3.3) у цьому випадку необхідно розглядати в наступному вигляді:

$$y_1 = B_1 \cdot t_1 \cdot (1 - \varepsilon^{-1}); \quad (3.4)$$

$$y_2 = B_1 \cdot t_2 \cdot (1 - \varepsilon^{-1}); \quad (3.5)$$

$$\Delta y = B_1 \cdot \Delta t \cdot (1 - \varepsilon^{-1}) = \frac{\Delta t}{\varepsilon}, \quad (3.6)$$

де t_1, t_2 – найбільша й найменша фактичні глибини шліфування при зніманні нерівномірного припуску, м;

$$\Delta t = t_1 - t_2.$$

Із залежності (3.6) випливає, що зменшити величину Δy при круглому глибинному (однопрохідному) шліфуванні можна зменшенням нерівномірності припуску, рівній величині Δt , і збільшенням уточнення

$$\varepsilon = 1 + \frac{1}{B_1} \text{ шляхом зменшення параметра } B_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}. \text{ Залежність (3.3)}$$

з урахуванням вираження $B_1 = \frac{1}{(\varepsilon - 1)}$ приймає вигляд:

$$\Delta y = \frac{t}{(\varepsilon - 1)} \cdot (\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}). \quad (3.7)$$

Як видно, величина Δy цілком однозначно визначається уточненням ε . Чим воно більше, тим інтенсивніше функція ε^{-n} зменшується зі збільшенням кількості проходів круга n (рис. 3.2). Отже, зменшення Δy , відповідно до залежності (3.7), відбувається в результаті як збільшення знаменника $(\varepsilon - 1)$, так і зменшення вираження $(\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}) \rightarrow 0$. Таким чином показано, що має місце цілком однозначне зменшення погрішності форми оброблюваної поверхні Δy зі збільшенням ε .

Зі збільшенням n_1 і n_2 вираження $(\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}) \rightarrow 0$ й відповідно $\Delta y \rightarrow 0$. Однак домогтися суттєвого зменшення вираження $(\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}) \rightarrow 0$ можна й

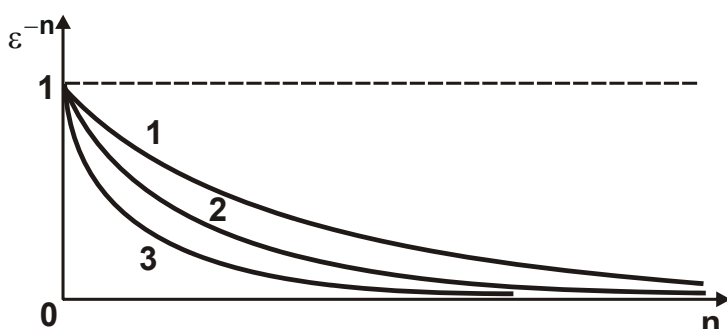


Рис. 3.2. Характер зміни функції ε^{-n} для $\varepsilon_1 < \varepsilon_2 < \varepsilon_3$

при невеликих значеннях n_1 і n_2 , збільшуючи уточнення ε . Як показано вище, це досягається при глибинному шліфуванні відповідно до залежності (3.6).

Важливо виконати кількісне оцінювання Δy за залежністю (3.7), перетворюючи

її з урахуванням наступних відношень: $B_1 = \frac{1}{(\varepsilon - 1)}$ і $n_1 = n_2 + n_0$, де $n_0 = \Delta\Pi / t$; $\Delta\Pi = \Pi_1 - \Pi_2$; Π_1, Π_2 – відповідно найбільше й найменше значення припуску, м. У результаті отримано:

$$\Delta y = \frac{\Delta\Pi}{(\varepsilon - 1)} \cdot \varepsilon^{-n_2} \cdot \frac{(1 - \varepsilon^{-n_0})}{n_0}. \quad (3.8)$$

Як впливає із залежності (3.8), однозначно зменшити величину Δy можна за рахунок зменшення $\Delta\Pi$ і збільшення n_2 . Інші параметри: ε і n_0 у цьому випадку неоднозначно впливають на Δy . Так, зі збільшенням n_0 знаменник залежності (3.8) і вхідне в неї вираження $(1 - \varepsilon^{-n_0})$ збільшуються. Тому має місце екстремум функції Δy від n_0 . Для його визначення слід підкорити функцію Δy необхідній умові екстремуму $\Delta y'_{n_0} = 0$:

$$\Delta y'_{n_0} = \frac{\Delta\Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \frac{(n_0 \cdot \ln \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0} - 1 + \varepsilon^{-n_0})}{n_0^2} = 0. \quad (3.9)$$

Рівняння (3.9) слід перетворити до вигляду $\ln \varepsilon^{n_0} - \varepsilon^{n_0} + 1 = 0$ або

$$\ln \varepsilon^{n_0} = \varepsilon^{n_0} - 1. \quad (3.10)$$

Тоді, позначаючи $\varepsilon^{n_0} = x$, отримано рівняння $\ln x = x - 1$ або

$$e^{(x-1)} = x. \quad (3.11)$$

Виходячи з табл. 3.1, рішенням рівняння (3.11) є $x = 1$, тобто $\varepsilon^{n_0} = 1$ й $n_0 = 0$. Це відповідає умові $n_1 = n_2$. Характер екстремуму функції Δy визначається знаком другої похідної $\Delta y''_{n_0}$ в точці екстремуму $n_0 = 0$:

$$\Delta y''_{n_0} = \frac{\Delta\Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \frac{(-n_0^2 \cdot \ln^2 \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0} - 2 \cdot n_0 \cdot \ln \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0} - 2 \cdot \varepsilon^{-n_0} + 2)}{n_0^3}. \quad (3.12)$$

Розрахункові значення функції $e^{(x-1)}$

x	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$e^{(x-1)}$	0,6065	0,6703	0,7408	0,8187	0,9048
x	1	1,1	1,2	1,3	1,4
$e^{(x-1)}$	1	1,1052	1,2214	1,3499	1,4918

За умови $n_0 = 0$ друга похідна $\Delta y''_{n_0}$ має невизначеність $\left(\frac{0}{0}\right)$. Для її розкриття необхідно підкорити функцію $\Delta y''_{n_0}$ правилу Лопітала:

$$\begin{aligned} \Delta y''_{n_0} &= \frac{\Delta \Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \lim_{n_0 \rightarrow 0} \frac{(-n_0^2 \cdot \ln^2 \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0} - 2 \cdot n_0 \cdot \ln \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0} - 2 \cdot \varepsilon^{-n_0} + 2)'}{(n_0^3)'} = \\ &= \frac{\Delta \Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \lim_{n_0 \rightarrow 0} \frac{(\ln^3 \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0})}{(3 \cdot n_0)} = +\infty. \end{aligned} \quad (3.13)$$

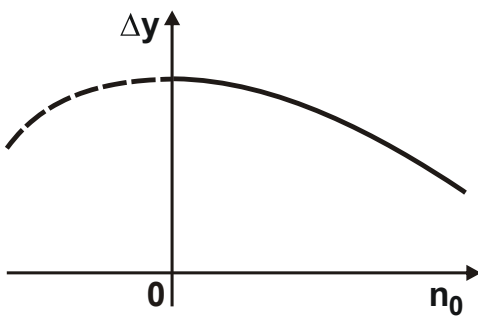


Рис. 3.3. Залежність Δy від n_0

Оскільки в точці екстремуму друга похідна $\Delta y''_{n_0}$ позитивна, то має місце максимум функції Δy (рис. 3.3). Значення Δy в точці екстремуму (при $n_0 = 0$) можна визначити на основі залежності (3.8). Як видно, при $n_0 = 0$ функція Δy приймає невизначеність $\left(\frac{0}{0}\right)$. Для її розкриття слід

підкорити функцію Δy правилу Лопітала:

$$\Delta y = \frac{\Delta \Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \lim_{n_0 \rightarrow 0} \frac{(1 - \varepsilon^{-n_0})'}{(n_0)'} = \frac{\Delta \Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \lim_{n_0 \rightarrow 0} \frac{(\ln \varepsilon \cdot \varepsilon^{-n_0})}{1} = \frac{\Delta \Pi \cdot \varepsilon^{-n_2}}{(\varepsilon - 1)} \cdot \ln \varepsilon. \quad (3.14)$$

У межі множник $\frac{(1 - \varepsilon^{-n_0})}{n_0} \rightarrow \ln \varepsilon$. У табл. 3.2 наведено розрахункові

значення даного множника. Як видно, зі збільшенням n_0 множник зменшується, причому, зі збільшенням ε приймає більші значення.

Таблиця 3.2

Розрахункові значення множника $\frac{(1 - \varepsilon^{-n_0})}{n_0}$

n_0	0	1	2	3	4	5
для $\varepsilon = 1,1$	0,1	0,09	0,087	0,083	0,079	0,076
для $\varepsilon = 1,5$	0,41	0,33	0,278	0,234	0,2	0,174
для $\varepsilon = 2$	0,7	0,5	0,375	0,292	0,234	0,194
для $\varepsilon = 5$	1,61	0,8	0,48	0,33	0,25	0,2

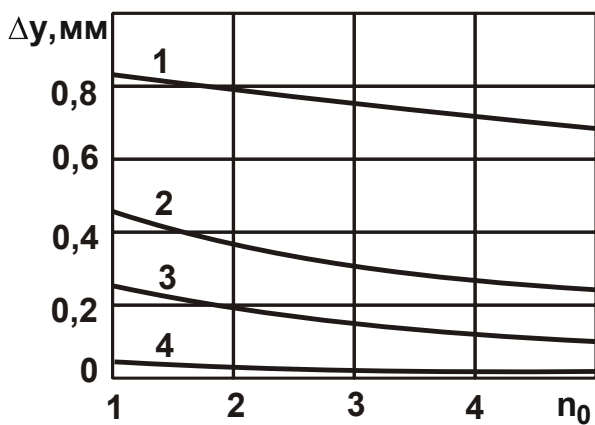


Рис. 3.4. Залежність Δu від n_0

Умовні позначення : 1 - $\varepsilon = 1,1$;
2 - $\varepsilon = 1,5$; 3 - $\varepsilon = 2$; 4 - $\varepsilon = 5$.

Виходячи з залежності (3.8), на рис. 3.4 і в табл. 3.3 наведено розрахункові значення Δu залежно від кількості проходів круга n_0 для $\Delta \Pi = 1$ мм і $n_2 = 1$. Як видно, зі збільшенням $n_0 = \Delta \Pi / t$ і відповідно зменшенням глибини шліфування t має місце зменшення величини Δu .

Отже, множник $\frac{(1 - \varepsilon^{-n_0})}{n_0}$, що входить у залежність (3.8), зменшується зі збільшенням n_0 , тобто в

ньому переважає знаменник. Причому, дана закономірність має місце для різних значень уточнення ε . Зі збільшенням уточнення ε величина Δu зменшується.

Однак, збільшення кількості проходів круга n_0 припускає зменшення глибини шліфування $t = \Delta \Pi / n_0$ й продуктивності обробки, що мало-ефективно. Тому більш ефективним шляхом слід розглядати збільшення кількості проходів круга n_2 , що, відповідно до залежності (3.8),

приводить до більш інтенсивного зменшення величини Δy . У цьому випадку досягти заданого значення Δy можна за меншу кількість проходів круга (тобто з більшою продуктивністю обробки), виконуючи, по суті, умову $t = \Delta\Pi$ (при $n_0 = 1$) за рахунок застосування глибинного шліфування.

Таблиця 3.3

Розрахункові значення величини Δy залежно від кількості проходів круга n_0 для $\Delta\Pi = 1$ мм і $n_2 = 1$

n_0	1	2	3	4	5
$\varepsilon = 1,1$					
Δy , мм	0,826	0,79	0,75	0,72	0,69
$\varepsilon = 1,5$					
Δy , мм	0,44	0,37	0,31	0,27	0,23
$\varepsilon = 2$					
Δy , мм	0,25	0,19	0,15	0,12	0,1
$\varepsilon = 5$					
Δy , мм	0,04	0,024	0,016	0,012	0,01

При збільшених значеннях ε досягти необхідного значення Δy можна за кілька проходів круга n_2 . При невеликих значеннях $\varepsilon \rightarrow 1$ потрібно здійснити значно більшу кількість проходів круга при виходжуванні. Однак, для $\varepsilon = 1,5$ і $\varepsilon = 2$ (виходячи з табл. 3.3) застосування даного варіанта обробки буде забезпечувати меншу продуктивність обробки порівняно з попереднім варіантом обробки, де передбачається збільшення кількості проходів круга n_0 . Тому вибір кращого варіанта обробки буде залежати від уточнення ε . З огляду на важливість зменшення величини Δy за рахунок збільшення уточнення ε , необхідно провести оцінювання можливості збільшення уточнення ε , яке визначається залежністю:

$$\varepsilon = 1 + \frac{1}{B_1} = 1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}} \quad (3.15)$$

Залежність (3.15) справедлива як при круглому врізному шліфуванні всією висотою круга $B = H$, так і при круглому поздовжньому шліфуванні, розглядаючи параметр B рівним поздовжній подачі, що приходить на один оберт оброблюваної деталі. При круглому врізному шліфуванні збільшити уточнення ε можна зменшенням висоти круга $B = H$ або швидкості деталі $V_{дет}$. При використанні круга зі збільшеною висотою $B = H$, очевидно, збільшити уточнення ε можна шляхом зменшення швидкості деталі $V_{дет}$. При шліфуванні кругом з невеликою висотою швидкість деталі $V_{дет}$ може приймати більші значення.

При круглому поздовжньому шліфуванні параметри B й $V_{дет}$ однаковою мірою впливають на уточнення ε . Тому збільшити уточнення ε можна як зменшенням ширини шліфування B (поздовжньої подачі, що приходить на один оберт оброблюваної деталі), так і швидкості деталі $V_{дет}$. Для більш однозначної відповіді необхідно перетворити залежність (3.15) з урахуванням кінематичного відношення, яке визначає час обертів деталі при круглому поздовжньому шліфуванні:

$$\frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}} = \frac{B}{S_{позд}}, \quad (3.16)$$

де $D_{дет}$ – діаметр деталі, м;

$S_{позд}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/с.

Звідки

$$B \cdot V_{дет} = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд}. \quad (3.17)$$

Тоді уточнення ε опишеться:

$$\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot S_{позд}}. \quad (3.18)$$

Як видно, основним параметром, який дозволяє змінювати уточнення ε в широких межах, є швидкість поздовжньої подачі $S_{позд}$. Чим вона менше, тим більше уточнення ε й, відповідно залежності (3.3),

менше погрішність форми оброблюваної поверхні Δu . Зменшення $S_{\text{позд}}$ припускає зменшення продуктивності обробки $Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t$.

Відповідно до залежності (3.17), зменшення $S_{\text{позд}}$ дозволяє зменшити добуток $B \cdot V_{\text{дет}}$. У цьому випадку можливі два варіанти обробки:

1) зменшення ширини шліфування B й підтримка на відносно високому рівні швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, у результаті реалізується схема глибинного шліфування з невеликою шириною шліфування B (або $S_{\text{відн}} = B/H < 1$) і збільшеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$;

2) зменшення $V_{\text{дет}}$ й устанавлення ширини шліфування B , рівної або близької до висоти круга H , приводить до схеми глибинного шліфування з $S_{\text{відн}} \approx 1$ і невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$.

Використовуючи залежність (3.17) і подавши її у вигляді:

$$V_{\text{дет}} = S_{\text{позд}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{B}, \quad (3.19)$$

виконано розрахунок швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ для діаметрів оброблюваної деталі $D_{\text{дет}} = 2$ м та 5 м і висоти круга $H = 63$ мм (рис. 3.5).

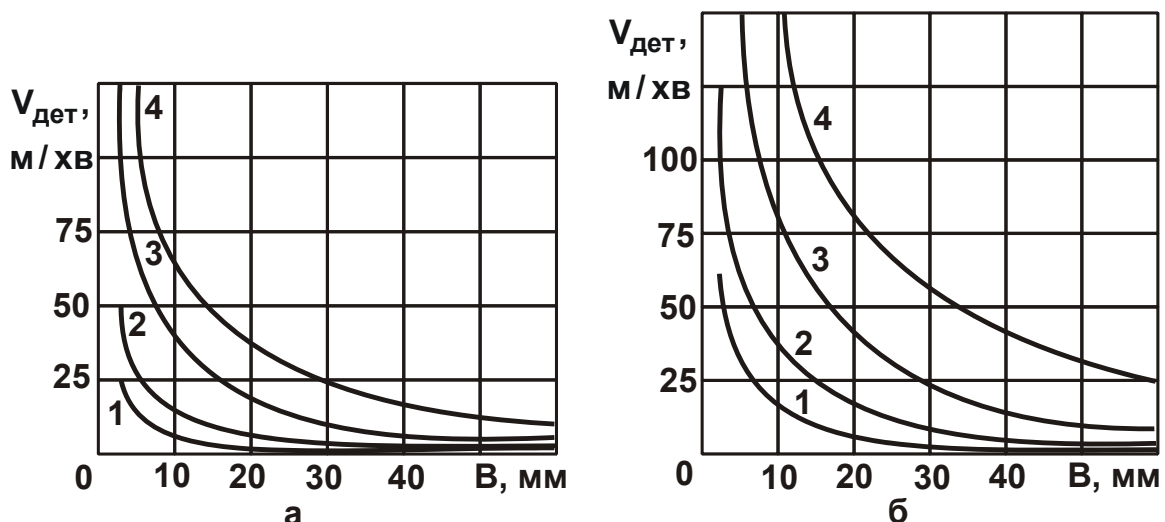


Рис. 3.5. Залежність $V_{\text{дет}}$ від B для $D_{\text{дет}} = 2$ м (а) і $D_{\text{дет}} = 5$ м (б)

Умови обробки: 1 – $S_{\text{позд}} = 10$ мм/хв; 2 – $S_{\text{позд}} = 20$ мм/хв; 3 – $S_{\text{позд}} = 50$ мм/хв;

4 – $S_{\text{позд}} = 100$ мм/хв.

Як впливає з рис. 3.5, зі збільшенням ширини шліфування B швидкість деталі $V_{дет}$ безупинно зменшується, приймаючи при $S_{позд} = 10$ мм/хв і $S_{відн} = 1$ невеликі значення, характерні для глибокого шліфування. Зі збільшенням $S_{позд}$ і відповідно зменшенням $S_{відн}$ швидкість деталі $V_{дет}$ необмежено збільшується, що характерно для поздовжнього багатопрохідного шліфування. Однак, зважаючи на те, що

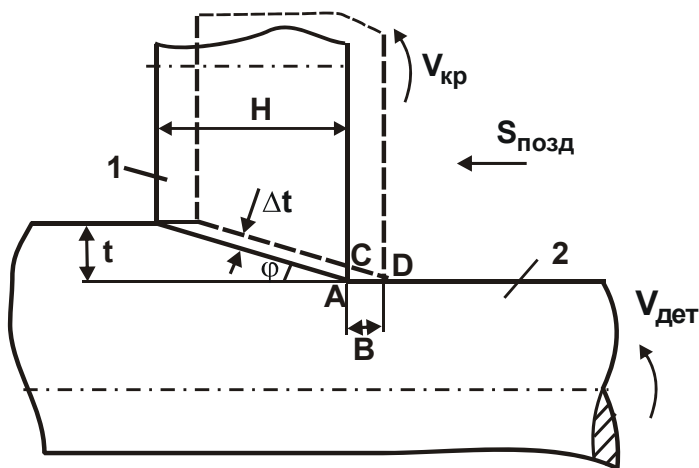


Рис. 3.6. Розрахункова схема круглого зовнішнього поздовжнього глибокого шліфування

Умовні позначення : 1 – круг; 2 – деталь.

кут забірної конуса φ визначиться [5]:

$$t = \frac{\Delta t}{S_{відн}} = \frac{\Delta t \cdot H}{B} = H \cdot \sin \varphi, \quad (3.20)$$

звідки

$$\sin \varphi = \frac{t}{H}. \quad (3.21)$$

Отже, чим більше глибина шліфування t , тим більше кут φ і відповідно вище інтенсивність зношування круга у зв'язку з утворенням на його робочій поверхні забірної конуса. Безсумнівно, збільшення глибини шліфування t викликано прагненням форсувати знімання припуску й збільшенням продуктивності обробки. Однак, це приводить до збільшеного зношування круга. Тому повинна існувати оптимальна глибина шліфування t ,

$H \gg B$, у цьому випадку може бути реалізована схема глибокого шліфування з $t = n \cdot \Delta t$, де Δt – глибина шліфування при багатопрохідному шліфуванні, м; $n = 1/S_{відн}$. У цьому випадку у зв'язку з надмірними навантаженнями, що діють на різальні зерна, круг буде зношуватися з утворенням на його робочій поверхні забірної конуса (рис. 3.6). З урахуванням відношення $n = 1/S_{відн}$ кут

яка забезпечує економічно обґрунтовану витрату круга, тому що збільшення t може призвести до його катастрофічного зношування. Очевидно, оптимальним рішенням є здійснення процесу шліфування з максимальною (граничною) товщиною зрізу окремими зернами круга, обумовленою міцністю робочої поверхні круга, тобто із глибиною шліфування, що приходить на один оберт деталі, такою ж, як і при багатопрохідному шліфуванні з $S_{\text{відн}} = 1$. Однак при однаковому значенні $S_{\text{позд}}$ продуктивність глибинного шліфування буде більше продуктивності багатопрохідного шліфування в n разів у зв'язку з тим, що $t = n \cdot \Delta t$. Ефект досягається тому, що в різанні задіяна вся висота круга. Якби висота круга H в цьому випадку дорівнювала B , то ефект був би відсутній.

3.1.2. Обґрунтування ефективності застосування схеми шліфування із заданим натягом у технологічній системі

Наведені в п. 3.1.1 теоретичні рішення доцільно використовувати при відносно великих значеннях уточнення ($\varepsilon > 1,5$). У реальних умовах круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш на токарно-карусельному верстаті уточнення приймає достатньо малі значення ($\varepsilon < 1,5$), що пов'язане з низькою жорсткістю технологічної системи. Виходячи з рис. 3.4, для зменшення величини Δu (при невеликих значеннях уточнення ε) необхідно суттєво збільшити кількість проходів круга n_0 (або зменшити глибину шліфування t) і зменшити швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$, що приводить до значного зниження продуктивності обробки. З фізичної точки зору дана закономірність обумовлена суттєвим збільшенням значення $y_{\text{ст}}$ (див. рис. 3.1). Тому основним шляхом підвищення ефективності обробки в цих умовах є підтримка в технологічній системі заданого натягу, рівного величині $y_{\text{ст}}$. Це дозволить виключити перехідний процес шліфування й забезпечити постійну рівність фактичної й номінальної глибин шліфування. Безрозмірний параметр B_1 і величина $y_{\text{ст}}$ з урахуванням залежності (3.17) визначаються:

$$B_1 = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}; \quad (3.22)$$

$$y_{\text{ст}} = B_1 \cdot t = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \sigma \cdot t}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \quad (3.23)$$

Як впливає із залежності (3.23), відношення $y_{\text{ст}}/t = B_1$, тобто в стільки разів, по суті, номінальна глибина шліфування $y_{\text{ст}}$ буде більше фактичної глибини шліфування t . З урахуванням залежності $t = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot y_{\text{уст}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \sigma}$ продуктивність обробки Q опишеться:

$$Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot y_{\text{ст}}}{\sigma} \quad (3.24)$$

Як видно, продуктивність обробки Q визначається величиною заданого натягу в технологічній системі $y_{\text{ст}}$ й не залежить від таких параметрів режиму шліфування як $S_{\text{позд}}$, $V_{\text{дет}}$ і t , що пов'язане з особливостями шліфування з низькою жорсткістю технологічної системи. Виходячи з даної залежності, збільшити продуктивності обробки Q можна збільшенням величини $y_{\text{ст}}$, жорсткості технологічної системи c , швидкості круга $V_{\text{кр}}$ й зменшенням відношення $K_{\text{ш}}/\sigma$ (за рахунок підвищення різальної здатності круга). По суті, прийшли до пружної схеми шліфування з фіксованим радіальним зусиллям $P = c \cdot y_{\text{ст}}$, у якій продуктивність обробки залежить від величини $y_{\text{ст}}$ й не залежить від параметрів режиму шліфування $S_{\text{позд}}$, $V_{\text{дет}}$ і t (рис. 3.7).

Збільшення величини $y_{\text{ст}}$ припускає застосування глибинного шліфування. Відношення $y_{\text{ст}}/t = B_1$. Отже, чим менше B_1 (відповідно менше $S_{\text{позд}}$, $\sigma/K_{\text{ш}}$ і більше c , $V_{\text{кр}}$), тим більшу глибину шліфування t можна реалізувати при заданому значенні натягу $y_{\text{ст}}$.

При сталому в часі процесі багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою ($B_1 > 1$) справедлива залежність:

$$t_{\text{ф}} = t + y_{\text{ст}}, \quad (3.25)$$

де $t_{\text{ф}}$ – фактична глибина шліфування, м.

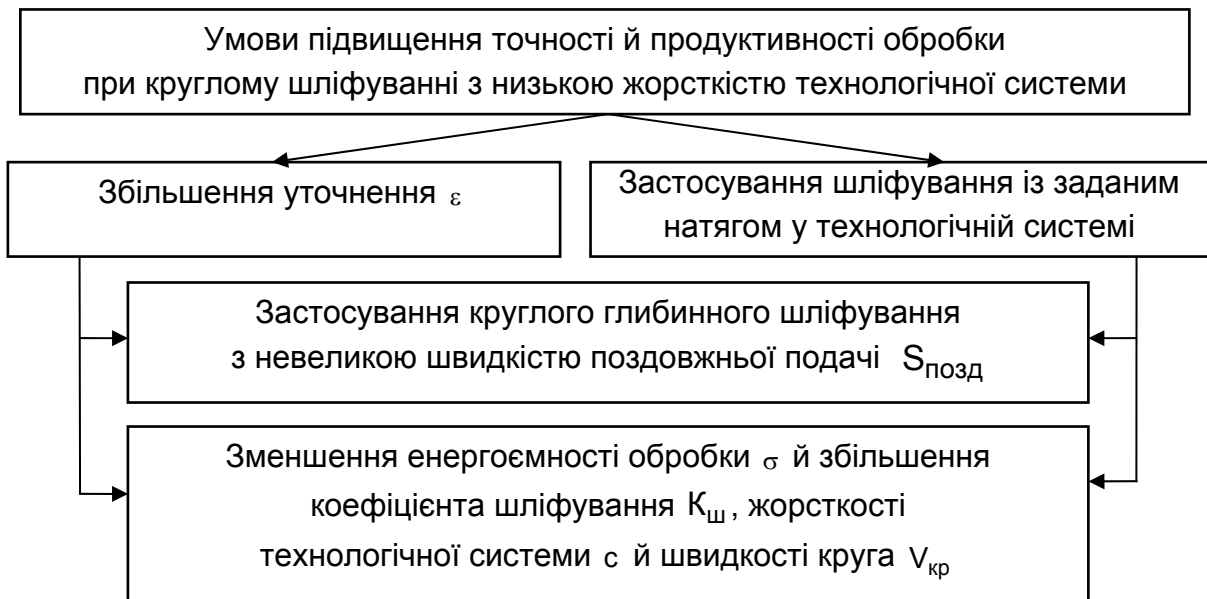


Рис. 3.7. Структурна схема умов підвищення точності і продуктивності обробки при круглому шліфуванні з низькою жорсткістю технологічної системи

У залежності (3.25) роль номінальної глибини шліфування виконує розглянутий вище параметр t . Параметр B_1 визначається залежністю:

$$B_1 = \frac{y_{ст}}{t} = \frac{t_{\phi} - t}{t} = \frac{t_{\phi}}{t} - 1. \quad (3.26)$$

За умови $\varepsilon \gg t$ залежність (3.26) спрощується й приймає вигляд:

$$B_1 = \frac{t_{\phi}}{t}. \quad (3.27)$$

Таким чином, установлені основні параметри шліфування із заданим натягом у технологічній системі.

3.1.3. Визначення найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру обробки

При круглому шліфуванні наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш поряд із забезпеченням заданої точності форми оброблюваної поверхні необхідно забезпечити задану точність розміру оброблюваної

поверхні за мінімально можливий час обробки. У зв'язку із цим важливо визначити умови забезпечення найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні.

Для вирішення даного завдання також слід скористатися результатами досліджень, наведених у роботах [80; 100] і розглянутих у п. 1.3, стосовно процесу виходжування (тобто шліфуванню за пружною схемою з початковим натягом у технологічній системі, рівним номінальній глибині шліфування t).

Із залежностей (1.8), (1.9) і рис. 1.22 випливає, що суттєво зменшити основний час обробки τ (з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні, яка обумовлена величиною пружного переміщення y в технологічній системі) можна за рахунок збільшення кількості проходів круга $n \rightarrow \infty$ й швидкості деталі $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$. Однак реалізувати на практиці цю умову не можна, тому що обидва зазначених параметри повинні бути скінченними величинами. Тому важливо виконати оцінювання ступеня зменшення основного часу обробки τ для кінцевих значень n і $V_{\text{дет}}$ на основі перетворених залежностей (1.8) і (1.9):

$$\tau = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \alpha_1; \quad (3.28)$$

$$\tau_{\text{min}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \alpha_2, \quad (3.29)$$

де $\alpha_1 = n \cdot (\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1)$, $\alpha_2 = \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ – безрозмірні величини;

$\varepsilon_{\text{сум}} = t/y = \varepsilon^n$ – сумарне уточнення.

На рис. 3.8 і в табл. 3.4 наведені розрахункові значення безрозмірної величини α_1 , а також пунктирними лініями показані значення α_2 для різних значень $\varepsilon_{\text{сум}}$, наведених у табл. 3.5. Як видно, зі збільшенням n безрозмірна величина α_1 безупинно зменшується, асимптотично наближаючись до мінімального значення α_2 . Найбільш інтенсивно зменшуються величини α_1 на перших двох проходах круга. Із цього випливає, що з погляду зменшення основного часу обробки τ ефективно здійснювати багатопрохідне

шліфування, оскільки один і той самий припуск (рівний номінальній глибині шліфування t) при багатопрохідному шліфуванні можна видалити значно швидше, ніж при однопрохідному шліфуванні. Причому, зі збільшенням номінальної глибини шліфування t (відповідно сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$) ефект обробки підсилюється, тому що відношення найбільшого й найменшого значень τ збільшується.

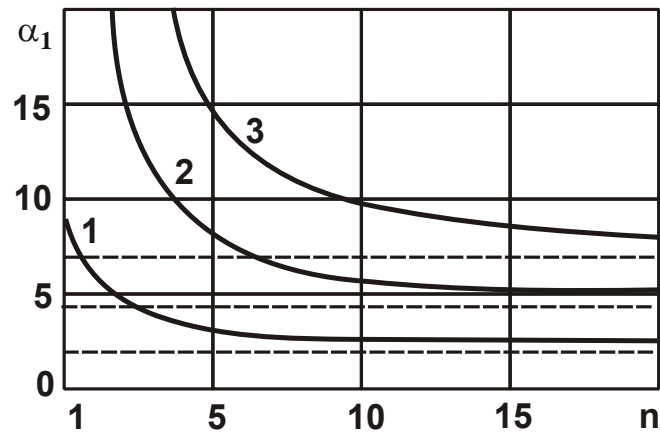


Рис. 3.8. Залежність α_1 від n

Умовні позначення: 1 - $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$; 2 - $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$; 3 - $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\,000$.

Таблиця 3.4

Розрахункові значення безрозмірної величини α_1

n	1	2	4	8	16	32	64	128	256
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$	9	4,3	3,11	2,67	2,47	2,38	2,34	2,32	2,31
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$	99	18	8,65	6,22	5,33	4,95	4,77	4,69	4,65
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\,000$	999	61,24	18,5	10,97	8,63	7,71	7,29	7,1	7

Таблиця 3.5

Розрахункові значення безрозмірної величини α_2

$\varepsilon_{\text{сум}}$	10	100	1 000
α_2	2,3	4,6	7

Зі збільшенням кількості проходів круга n розходження значень α_1 для $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$ і $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\ 000$ істотно зменшується. Так, якщо при $n = 1$ значення α_1 відрізняються в 100 разів, то при досягненні найменшого

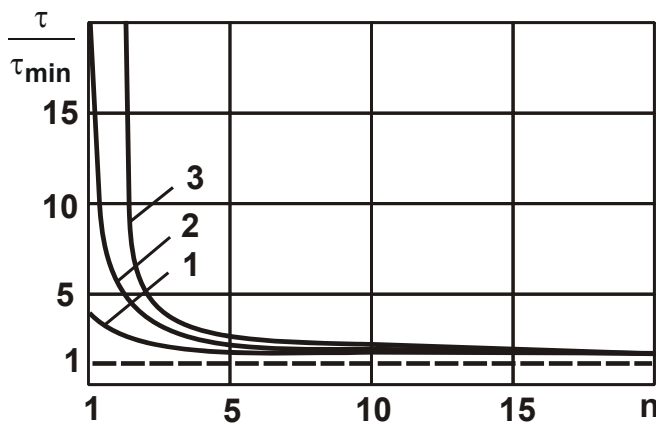


Рис. 3.9. Залежність τ / τ_{min} від n

Умовні позначення: 1 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$;

2 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$; 3 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\ 000$.

основного часу обробки τ_{min} (відповідного значенню α_2) – усього в 3 рази (див. табл. 3.5). Отже, з метою зменшення τ знімання припуску доцільно здійснювати з максимально можливим сумарним уточненням $\varepsilon_{\text{сум}}$ і максимальною глибиною шліфування t (рівною припуску), оскільки зі збільшенням t основний час обробки τ_{min} збільшується незначно. На рис. 3.9 і в табл. 3.6

наведені розраховані за залежністю:

$$\frac{\tau}{\tau_{\text{min}}} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{n \cdot (\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1)}{\ln \varepsilon_{\text{сум}}} \quad (3.30)$$

значення τ / τ_{min} . Як видно, зі збільшенням $\varepsilon_{\text{сум}}$ значення τ / τ_{min} суттєво збільшуються. Однак це відбувається в невеликому діапазоні зміни кількості проходів круга $n = 1 \dots 4$. При подальшому збільшенні n ця відмінність стає невеликою, а при $n = 128$ практично зникає.

Таблиця 3.6

Розрахункові значення відношення τ / τ_{min}

n	1	2	4	8	16	32	64	128	256
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$	3,913	1,88	1,353	1,16	1,077	1,038	1,019	1,01	1,005
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$	21,52	3,913	1,88	1,353	1,16	1,077	1,038	1,019	1,01
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\ 000$	142,7	8,75	2,642	1,567	1,234	1,1	1,042	1,014	1,0002

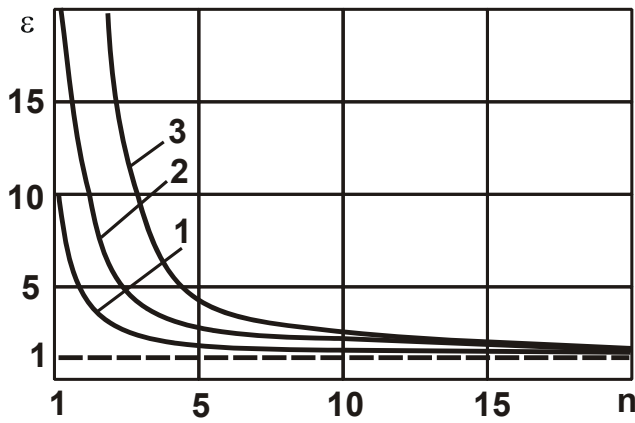


Рис. 3.10. Залежність ε від n

Умовні позначення: 1 - $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$;
2 - $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$; 3 - $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\,000$.

На рис. 3.10 і в табл. 3.7 наведені розрахункові значення уточнення $\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}$, які досягаються на кожному проході круга. Відносно великі значення ε реалізуються на перших двох проходах. При подальшому збільшенні n уточнення ε зменшується й приймає малі значення, близькі до одиниці. Це означає, що величина пружного переміщення y , що утворюється в

технологічній системі на кожному проході круга, незначно відрізняється від номінальної глибини шліфування t . Як показано в п. 1.3, між параметрами $\varepsilon_{\text{сум}}$ й $B_1 = t_{\text{ф}} / y$ існує зв'язок, описуваний залежністю:

$$\left(1 + \frac{1}{B_1}\right) = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} \quad (3.31)$$

Таблиця 3.7

Розрахункові значення уточнення ε

n	1	2	4	8	16	32	64	128	256
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$	10	3,16	1,78	1,33	1,15	1,074	1,037	1,018	1,009
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$	100	10	3,16	1,78	1,33	1,15	1,074	1,037	1,018
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\,000$	1 000	31,62	5,62	2,37	1,54	1,24	1,11	1,055	1,027

На основі даної залежності визначений безрозмірний параметр B_1 (табл. 3.8 і рис. 3.11), який змінюється в достатньо великих межах, приймаючи значення як менші, так і більші одиниці. На перших двох проходах параметр B_1 менше одиниці для всіх розглянутих значень $\varepsilon_{\text{сум}}$. Починаючи з 16 проходу, він приймає значення, більші одиниці. Отже, на перших проходах фактична глибина шліфування $t_{\text{ф}}$ більше величини y ,

а при подальшому збільшенні n , навпаки, менше величини y . Це свідчить про значну роль пружних переміщень, які виникають у технологічній системі при формуванні параметрів точності обробки при шліфуванні.

Таблиця 3.8

Розрахункові значення безрозмірного параметра B_1

n	1	2	4	8	16	32	64	128	256
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$	0,11	0,46	1,28	3	6,45	13,3	27	55,5	111,1
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$	0,01	0,11	0,46	1,28	3	6,45	13,3	27	55,5
для $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\,000$	0,001	0,033	0,22	0,73	1,85	4,17	8,77	18,18	37

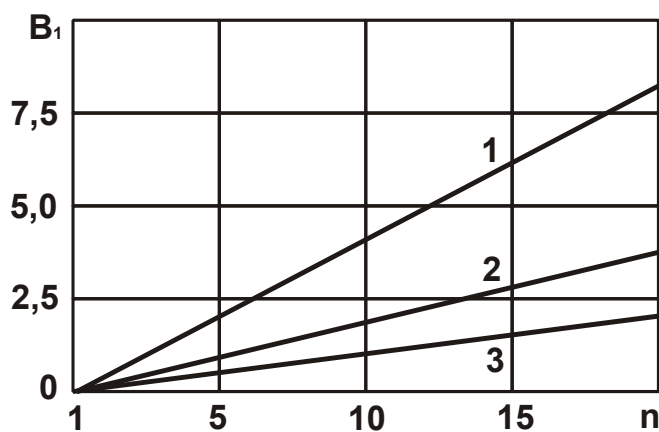


Рис. 3.11. Залежність B_1 від n

Умовні позначення: 1 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$; 2 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$; 3 – $\varepsilon_{\text{сум}} = 1\,000$.

Необхідно відзначити, що безрозмірний параметр B_1 є відносно новим параметром у теорії шліфування. Він введений професором Новіковим Ф. В. і дозволяє по-новому розкрити фізичні закономірності процесу шліфування. Даний параметр виражає зв'язок між фактичною глибиною шліфування $t_{\text{ф}}$ й величиною пружного переміщення y , тобто між параметрами, які не задаються (як, наприклад, параметри режиму шліфування), а є внутрішніми параметрами шліфування. Отже, безрозмірний параметр B_1 є узагальнюючим, що дозволяє встановити нові внутрішні зв'язки між параметрами шліфування. Властиво, завдяки використанню безрозмірного параметра B_1 отримано наведені вище рішення. По суті, безрозмірний параметр B_1 має таке ж значення для теорії

шліфування (і в цілому для технології машинобудування) як уточнення ε . Їхня відмінність полягає в тому, що безрозмірний параметр $B_1 = t_\phi / y$ виражає зв'язок між фактичною глибиною шліфування t_ϕ й величиною пружного переміщення y , а уточнення $\varepsilon = t/y$ виражає зв'язок між номінальною глибиною шліфування t й величиною пружного переміщення y . Очевидно, розглядаючи ці параметри в сукупності, з'являється можливість більш повного уявлення про фізичні закономірності й технологічні можливості процесу шліфування.

Знаючи характер зміни безрозмірного параметра B_1 , можна оцінити характер зміни швидкості деталі $V_{дет}$ залежно від кількості проходів круга n . Виходячи з наведеної в п. 1.3 формули: $B_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$, швидкість деталі $V_{дет}$ прямо пропорційно пов'язана з безрозмірним параметром B_1 . Тому зі збільшенням кількості проходів круга n швидкість деталі $V_{дет}$ також буде безупинно збільшуватися, змінюючись у значних межах. Отже, ефект зменшення основного часу обробки τ зі збільшенням n обумовлений збільшенням $V_{дет}$, тобто чим більше $V_{дет}$, тим вище ефект обробки. Очевидно, при зніманні припуску за один прохід швидкість деталі $V_{дет}$ буде значно менше, ніж при багатопрохідному шліфуванні. Із цього випливає, що домогтися суттєвого зменшення τ можна встановленням максимально можливої швидкості деталі, реалізованої на шліфувальному верстаті. Оптимальна швидкість деталі $V_{дет}$ визначається:

$$V_{дет} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B} \cdot B_1. \quad (3.32)$$

Значення B_1 приймаються з табл. 3.8, а значення σ , $K_{ш}$ і c встановлюються розрахунково-експериментальним шляхом. Так, для вихідних даних: $B_1 = 1,4$; $\sigma = 15 \cdot 10^3$ МПа; $K_{ш} = 0,3$; $c = 10^4$ Н/мм; $V_{кр} = 30$ м/с; $B = 10$ мм швидкість деталі $V_{дет}$ дорівнює 50 м/хв.

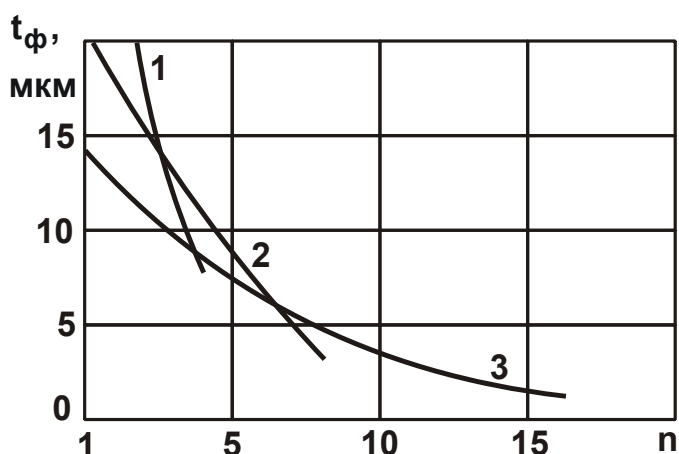


Рис. 3.12. Залежність фактичної глибини шліфування t_{ϕ} від n

Умовні позначення: 1 - $n = 2$; 2 - $n = 4$;
3 - $n = 8$; 4 - $n = 16$.

На основі параметра ε (див. табл. 3.7), можна встановити характер зміни за проходами круга фактичної глибини шліфування t_{ϕ} для заданої величини пружного переміщення y . На рис. 3.12 і в табл. 3.9 наведено розрахункові значення t_{ϕ} для $y = 10$ мкм за умови $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$; $t = 100$ мкм. Як видно, зі збільшенням n фактична глибина шліфування t_{ϕ} зменшується,

приймаючи відносно невеликі значення при $n \geq 8$ порівняно з однопрохідним шліфуванням ($n = 1$).

Таблиця 3.9

Розрахункові значення t_{ϕ} (мкм)

n	1	2	3	4	5	6	7	8
для $n = 1$	100							
для $n = 2$	68,3	21,7						
для $n = 4$	43,8	24,6	13,8	7,8				
для $n = 8$	24,8	18,6	14	10,5	8	5,9	4,5	3,5
для $n = 16$	13,8	11,6	10,3	8,9	7,9	6,9	5,5	4,3
n	9	10	11	12	13	14	15	16
для $n = 16$	3,7	3,2	2,45	2,12	1,85	1,6	1,3	1,15

Заслуговує на увагу той факт, що зі збільшенням кількості проходів круга n спостерігається більш рівномірний розподіл значень фактичної глибини шліфування t_{ϕ} за проходами (див. рис. 3.12). Отже, зі збільшенням n можна обробку, по суті, здійснювати з однаковою фактичною глибиною шліфування t_{ϕ} й це суттєво не вплине на мінімально можливе значення основного часу обробки τ_{min} . Іншими словами,

з'являється можливість переходу від обробки зі змінною глибиною шліфування за проходами (при виходжуванні) до обробки з постійною глибиною шліфування, яка реалізується при шліфуванні за жорсткою схемою. На основі сказаного можна зазначити, що зі збільшенням кількості проходів круга n й швидкості деталі $V_{дет}$ до значень, наприклад, швидкості круга $V_{кр}$ при обробці за схемою виходжування й при багатопрохідному шліфуванні за жорсткою схемою можна реалізувати одні й ті самі значення основного часу обробки τ_{min} й величини пружного переміщення y , яке виникає в технологічній системі. Безсумнівно, це відкриває нові можливості підвищення продуктивності й точності обробки на фінішних операціях.

Таким чином, обґрунтовані технологічні закономірності зменшення основного часу обробки τ при одночасному забезпеченні заданої точності оброблюваної поверхні. Отримані теоретичні рішення справедливі для пружної схеми шліфування із заданим початковим натягом у технологічній системі, тобто, по суті, схеми виходжування, коли знімання матеріалу відбувається без поперечної подачі під дією пружно-відновлювальної сили, виникаючої в технологічній системі. Цим, властиво, й обумовлене зменшення фактичної глибини шліфування t_{ϕ} за проходами круга.

Наведені вище теоретичні рішення погодяться з опублікованими в науково-технічній літературі аналогічними рішеннями. Так, у роботі [117] встановлено, що зі збільшенням n величина пружного переміщення y при шліфуванні за жорсткою схемою безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення (рис. 3.13а), а при виходжуванні, навпаки, зменшується (рис. 3.13б). Виходячи з узагальненої залежності (1.11), величина y для двох випадків описується наступними залежностями:

$$y = y_{ст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{B_1}} \right); \quad (3.33)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{n}{B_1}}. \quad (3.34)$$

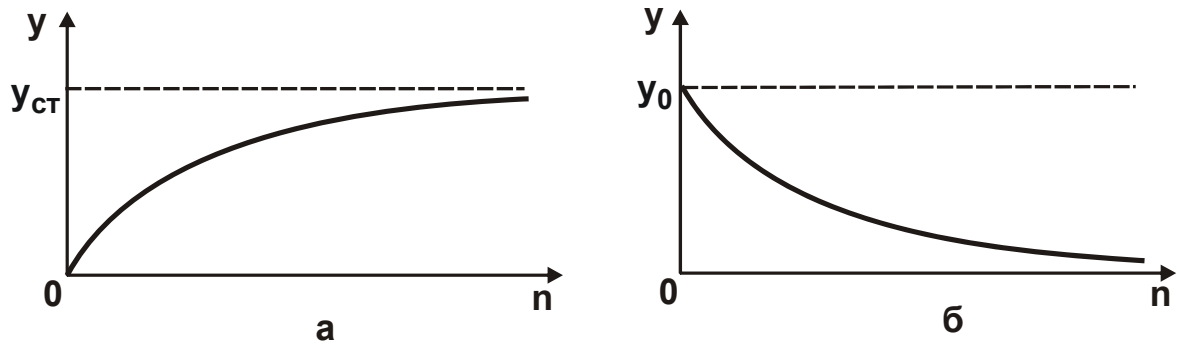


Рис. 3.13. Залежність y від n при шліфуванні за жорсткою схемою (а) і при виходжуванні (б)

Як видно, зменшити величину y й підвищити точність обробки можна застосуванням схеми виходжування відповідно залежності (3.34). Перетворюючи дану залежність із урахуванням $y_0 = t$ і $\tau = n \cdot L / V_{\text{дет}}$, отримано:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot B \cdot L}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (3.35)$$

Залежність (3.35) ідентична залежності (3.29). Отже, залежність (3.34) описує закономірності формування величини y за умови забезпечення найменшого основного часу обробки τ .

Необхідно відзначити, що залежність (3.34) фактично відповідає спрощеній залежності для визначення величини y при однопрохідному шліфуванні (тобто при $n = 1$), яка може бути встановлена:

$$y = B_1 \cdot (t - y). \quad (3.36)$$

Виражаючи залежність (3.36) відносно величини y , отримано:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)}. \quad (3.37)$$

Порівнюючи залежності (3.37) і (3.34) для $y_0 = t$, видно, що у двох випадках величина y визначається лише параметром B_1 . З його

збільшенням y збільшується. Виходячи з табл. 3.10, розраховані за залежностями (3.34) і (3.37) значення y/t відрізняються незначно.

Таблиця 3.10

Розрахункові значення y/t

B_1	2	4	6	10	20	100
Залежність (3.34)	0,61	0,78	0,852	0,905	0,95	0,99
Залежність (3.37)	0,666	0,8	0,857	0,91	0,95	0,99

Зі збільшенням n відношення $y/t \rightarrow 1$. Отже, розрахунки величини y можна виконувати за залежностями (3.34) і (3.37).

3.1.4. Аналіз основного часу обробки при шліфуванні конусної поверхні периферією й торцем абразивного круга

У розділі 1 даної монографії (див. рис. 1.7) показані дві можливі схеми круглого шліфування наплавлених контактних конусних поверхонь: периферією й торцем абразивного круга. У зв'язку із цим представляється важливим оцінити технологічні можливості двох схем і вибрати найбільш ефективну схему. Найменший час одного обертання оброблюваної деталі діаметром $D_{дет}$ за умови забезпечення заданої точності розміру y оброблюваної поверхні визначається залежністю (3.28). Сумарний час обробки всієї циліндричної поверхні шириною l дорівнює:

$$T_{min} = m \cdot \tau_{min}, \tag{3.38}$$

де $m = l/H$ – кількість обертань оброблюваної деталі.

Підставляючи залежність (3.38) в (3.28), отримано:

$$T_{min} = \frac{\sigma \cdot l \cdot L}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \alpha_2, \tag{3.39}$$

де $L = \pi \cdot D_{дет} \cdot$

Як впливає із залежності (3.39), сумарний час T_{min} обробки всієї поверхні шириною l не залежить від ширини шліфування B . Отже, з

однаковою ефективністю можна обробку здійснювати периферією й торцем круга. Це пов'язано з тим, що зі збільшенням ширини шліфування H збільшується сила різання й величина u . Тому при забезпеченні заданого значення u пропорційно збільшується час τ_{\min} за залежністю (3.28). Але при цьому пропорційно зменшується безрозмірна величина m , у результаті сумарний час T_{\min} не залежить від B .

Загальновідомо [110], що торцеве шліфування забезпечує більш високу продуктивність обробки, наприклад, використовуючи обдирне шліфування сегментними кругами. Однак така перевага досягається лише на плоских поверхнях завдяки великій площі контакту абразивного круга й оброблюваної плоскої поверхні, тобто завдяки участі в зніманні металу великої кількості абразивних зерен. Разом з тим, при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів, до яких відносяться й наплавочні матеріали, у зоні обробки виділяється велика кількість тепла, що приводить до утворення сітки мікротріщин. Для зменшення нагрівання оброблюваної поверхні зменшують площу її контакту з абразивним кругом, нахилиючи вісь обертання, а отже, і торцеву площину на деякий кут від 3 до 12 градусів, у результаті чого утворюється ввігнута оброблена поверхня.

У випадку круглого шліфування торцем круга оброблювана поверхня конуса виключає не тільки збільшений контакт, але й не забезпечує правильну геометричну форму (прямолінійність) утворюючої оброблюваної конічної поверхні, у зв'язку із чим виключається можливість використання прогресивних методів шліфування врізанням і уступами, оскільки в результаті буде отримана ввігнута тороїдальна поверхня.

Кругле шліфування периферією круга позбавлено згаданих недоліків, тому що забезпечує одержання прямолінійних ділянок утворюючої конічної поверхні оброблюваної деталі при шліфуванні врізанням і уступами, оскільки прямолінійна утворююча циліндричної поверхні круга легко сполучається із прямолінійною утворюючою конуса оброблюваної деталі. Крім того, використання круглого шліфування периферією круга більш технологічно, особливо в умовах інтенсивного зношування круга, коли необхідно збільшувати масу абразивного матеріалу з метою збільшення строку роботи круга й виключення втрат часу на його часті заміни.

3.2. Визначення максимально можливої продуктивності шліфування з урахуванням вимог по точності обробки

Використовуючи залежність (3.29), визначена максимально можлива продуктивність обробки при шліфуванні за пружною схемою з початковим натягом у технологічній системі, рівним t :

$$Q_{\max} = \frac{\vartheta}{\tau_{\min}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot t}{\sigma \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma} \cdot \alpha_3, \quad (3.40)$$

де $\vartheta = L \cdot B \cdot (t - y)$ – об'єм знятого матеріалу, м^3 ;

$\alpha_3 = (t - y) / \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ – розмірний параметр.

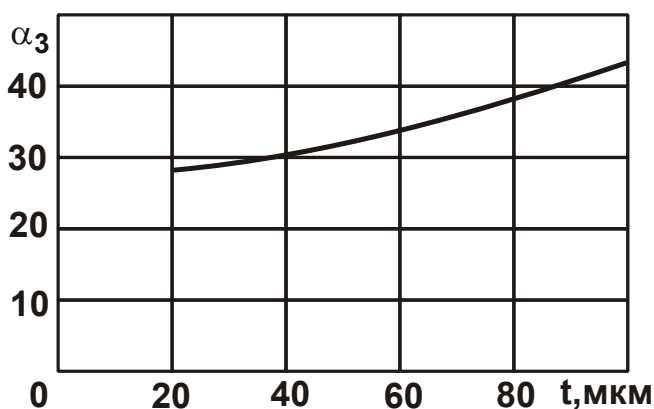


Рис. 3.14. Залежність розмірного параметра α_3 від глибини шліфування t

По суті, максимально можлива продуктивність обробки Q_{\max} відповідає продуктивності багато-прохідного шліфування, яка реалізується з достатньо високою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ й при достатньо великій кількості проходів круга n . Як впливає з отриманої залежності (3.40), рис. 3.14 і табл. 3.11, домогтися збільшення Q_{\max} можна збільшенням параметрів

c , $K_{\text{ш}}$, $V_{\text{кр}}$, t , y і зменшенням σ . Заслуговує на увагу той факт, що Q_{\max} не залежить від ширини шліфування B й довжини ходу круга L .

Таблиця 3.11

Розрахункові значення величини α_3 для $y = 5$ мкм

t, мкм	50	100	500	1 000	10 000
α_3 , мкм	31,2	43,5	127,5	217	1 428,6

Ефект збільшення Q_{\max} зі збільшенням t обумовлений тим, що функція τ_{\min} , яка визначається залежністю (3.29), змінюється не по лінійній залежності зі збільшенням t . У зв'язку із цим відбувається збільшення розмірного параметра α_3 зі збільшенням t . Тому з погляду збільшення Q_{\max} за умови забезпечення заданої точності обробки (обумовленої величиною y) ефективно в системі створювати початковий натяг, рівний припуску (глибині шліфування t). Це погодиться з аналогічними теоретичними рішеннями [122], отриманими іншими методами.

Із залежності (3.40) випливає, що чим менше величина пружного переміщення y , тим менше Q_{\max} . Це вказує на те, що чим вище вимоги до точності обробки, тим менше Q_{\max} . Як відзначалося вище, дане теоретичне рішення отримане стосовно шліфування за пружною схемою з початковим натягом у технологічній системі, рівним t (тобто за схемою виходжування), коли фактична глибина шліфування t_{ϕ} зменшується зі збільшенням кількості проходів круга n .

Як випливає з табл. 3.10, при $n \geq 8$ фактична глибина шліфування t_{ϕ} приймає відносно невеликі значення, характерні для багатопрохідного шліфування. При цьому значення t_{ϕ} більш рівномірно розподіляються за проходами круга. Використовуючи дане рішення, можна (у першому наближенні) перейти від схеми виходжування (зі змінною за проходами фактичною глибиною шліфування t_{ϕ}) до жорсткої схеми багатопрохідного шліфування, реалізуючи на кожному проході однакову глибину шліфування $\Delta t = t/n$. Очевидно, чим менше буде глибина шліфування Δt на кожному проході й відповідно більше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, тим менше буде розбіжність основного часу обробки τ з мінімальним значенням τ_{\min} і відповідно буде більше продуктивність. Збільшуючи швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, наприклад, до значення швидкості круга ($V_{\text{дет}} \rightarrow V_{\text{кр}}$), можна виконати умову $\tau \rightarrow \tau_{\min}$. Практично реалізувати дану умову можна, застосовуючи схему багатопрохідного урізного шліфування всією шириною круга або схему поздовжнього глибинного шліфування з достатньо малою відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} \ll 1$. Використовуючи зазначену схему глибинного шліфування, можна практично весь припуск видалити за один прохід,

установлюючи глибину шліфування t рівною величині припуску, що знімається. У цьому випадку глибина шліфування $\Delta t = t/n$, що приходить на один оберт деталі (при круглому шліфуванні), буде значно менше глибини шліфування t , рівної величині припуску, що знімається (див. рис. 3.6).

Як відомо, при поздовжньому шліфуванні із частковою поздовжньою подачею, значно меншою одиниці, на шліфувальному крузі завжди утворюється забірний конус із кутом φ . Внаслідок цього, фактична глибина шліфування Δt буде значно менше глибини шліфування $t = 0,15$ мм. Так, виходячи із прямокутного трикутника ACD (див. рис. 3.6), маємо $\Delta t/B = \sin \varphi$,

звідки $\Delta t = B \cdot \sin \varphi$. З іншого боку, $\sin \varphi = \frac{t}{\sqrt{H^2 + t^2}} \approx \frac{t}{H}$. Тоді $\Delta t = B \cdot \frac{t}{H} = S_{\text{відн}} \cdot t$.

Для вихідних даних: $t = 0,15$ мм; $V_{\text{дет}} = 50$ м/хв; $H = 63$ мм; $B = 2,2$ мм/об.,

отримано $S_{\text{відн}} = \frac{B}{H} = \frac{2,2}{63} \approx 0,035$. Відповідно $\Delta t = 0,035 \cdot 0,15$ мм = 5,2 мкм.

У результаті досягається незначна фактична глибина шліфування Δt .

Виходячи з рис. 3.6, від схеми глибинного шліфування можна перейти до схеми урізного багатопрохідного шліфування всією шириною круга, розглядаючи глибину шліфування Δt рівною $t \cdot S_{\text{відн}}$, котра менше глибини шліфування при глибинному поздовжньому шліфуванні в $1/S_{\text{відн}}$ разів (де $S_{\text{відн}} = B/H < 1$ – відносна поздовжня подача). Отже, глибина шліфування Δt є номінальною при круглому зовнішньому урізному багатопрохідному шліфуванні.

Необхідно відзначити, що випадок однопрохідного шліфування ($n = 1$), згідно з табл. 3.4 і рис. 3.8, може бути реалізований на практиці шляхом застосування схеми глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}} \ll V_{\text{кр}}$ і відповідно $S_{\text{відн}} = 1$. Порівняно зі схемою поздовжнього глибинного шліфування з параметрами $V_{\text{дет}} \rightarrow V_{\text{кр}}$ і $S_{\text{відн}} \ll 1$, дана схема характеризується меншою продуктивністю обробки, тому що основний час обробки τ більше (див. табл. 3.6).

На рис. 3.15 схематично показане розташування трьох розглянутих (принципових) схем шліфування за рівнем основного часу обробки τ , що досягається за умови забезпечення заданої точності обробки.

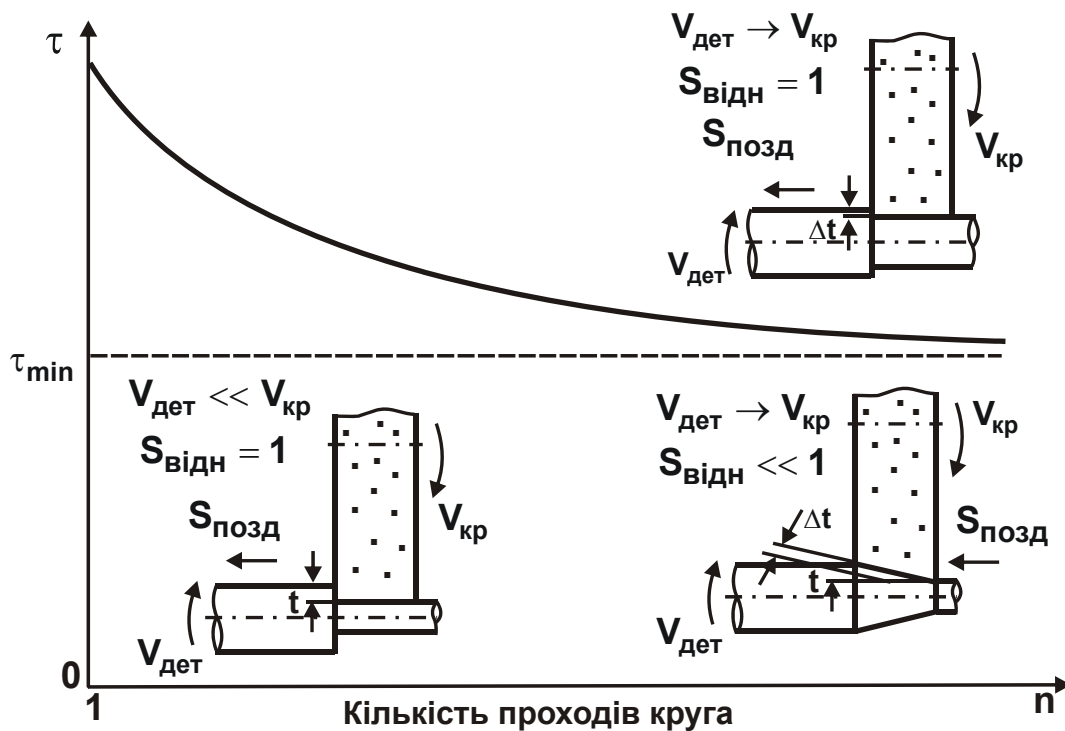


Рис. 3.15. Розташування трьох принципів схем шліфування за рівнем основного часу обробки τ

Очевидно, найменший основний час обробки $\tau \rightarrow \tau_{\min}$ досягається при поздовжньому глибинному шліфуванні з $S_{\text{відн}} \ll 1$ і урізному багатопрхідному шліфуванні всією шириною круга ($S_{\text{відн}} = 1$) з відносно великою швидкістю деталі $V_{\text{дет}} \rightarrow V_{\text{кр}}$. Глибинне шліфування з $S_{\text{відн}} = 1$ і відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}} \ll V_{\text{кр}}$ характеризується значно більшим основним часом обробки τ й відповідно меншою продуктивністю обробки. Таким чином, теоретично обґрунтовані основні умови підвищення продуктивності обробки при забезпеченні необхідної точності оброблюваної поверхні (рис. 3.16) і доведена перспективність застосування кінематичних схем глибинного й багатопрхідного шліфування, які реалізують відносно великі швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

Отримана стосовно пружної схеми шліфування (схеми виходжування) залежність (3.40) для визначення максимально можливої продуктивності обробки Q_{\max} , залишається справедливою й при шліфуванні за жорсткою схемою, тому що глибина шліфування $t = n \cdot \Delta t$ буде залишатися постійною за умов $n \rightarrow \infty$, $\Delta t \rightarrow 0$. Продуктивність обробки при круглому урізному багатопрхідному шліфуванні з $S_{\text{відн}} = 1$ виражається:

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Delta t, \quad (3.41)$$

де Δt – номінальна глибина шліфування, м.



Рис. 3.16. Структурна схема умов підвищення продуктивності обробки при забезпеченні заданої точності оброблюваної поверхні при круглому зовнішньому шліфуванні

Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ у цьому випадку визначається залежністю (3.32), у якій параметр B_1 заданий. Номінальна глибина шліфування Δt також задана. Отже, невідомим параметром режиму шліфування залишається лише ширина шліфування B , яку можна встановити з умови $Q = Q_{\text{max}}$, підставляючи залежність (3.41) в (3.40):

$$B = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot T}{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (3.42)$$

Для заданих значень n , $V_{\text{дет}}$ та інших параметрів, які входять у залежність (3.42), може бути визначена ширина шліфування B . Як видно, зі збільшенням t (сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$) ширина шліфування B зменшується, однак не суттєво в силу нелінійності функції $\ln \varepsilon_{\text{сум}}$.

При круглому поздовжньому глибинному шліфуванні залежність для визначення продуктивності обробки виражається $Q = S_{\text{відн}} \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$. З умови $Q = Q_{\text{max}}$ з урахуванням $t > y$ і відношення $n = 1/S_{\text{відн}}$, маємо:

$$B = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S_{\text{відн}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (3.43)$$

Як видно, залежності (3.42) і (3.43) ідентичні. Отже, з погляду продуктивності обробки обидві розглянуті схеми круглого шліфування рівносильні, тобто з однаковою ефективністю можна застосовувати як схему круглого поздовжнього глибинного шліфування, так і схему круглого урізного багатопрохідного шліфування. Таким чином, отримана розрахункова залежність для визначення оптимальної ширина шліфування B , яка реалізує максимально можливу продуктивність обробки Q_{max} й забезпечує задану точність оброблюваної поверхні, обумовлену виникаючими в технологічній системі пружними переміщеннями.

Із залежності (3.40) також впливає, що збільшуючи параметри c , $K_{\text{ш}}$, $V_{\text{кр}}$, t і зменшуючи умовну напругу різання (енергоємність обробки) σ для заданої величини пружного переміщення y , можна суттєво збільшити продуктивність обробки.

На підставі проведеного аналізу можна зазначити, що глибинне шліфування слід розглядати як метод високопродуктивної фінішної обробки, який дозволяє досягати високих показників точності й продуктивності обробки, об'єднати попередню й остаточну обробку в одну операцію, виключити застосування лезових інструментів і забезпечити більш високу продуктивність порівняно з лезовою обробкою. Очевидно, цим можна пояснити широке застосування глибинного шліфування в промислово розвинених європейських країнах і США.

Як показано вище, за умови $S_{\text{відн}} \approx 1$ реалізується схема круглого зовнішнього врізного багатопрохідного шліфування всією шириною круга.

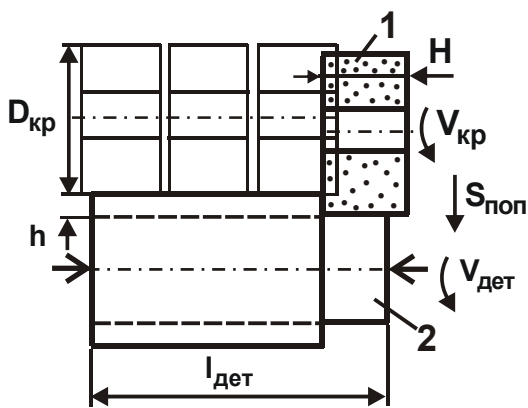


Рис. 3.17. Схема шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами

Умовні позначення : 1 – круг;
2 – оброблювана деталь.

Це дозволяє підтримувати прямолінійну напрямну круга й підвищує точність і шорсткість обробки. За даною схемою можна здійснювати шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами, оброблюючи послідовно всі ділянки поверхні (рис. 3.17) [43]. Ступінчастість ділянок, які утворюються, наприкінці обробки усувається декількома поздовжніми ходами. При шліфуванні за даною схемою, по суті, відсутня поздовжня подача й відповідно виключаються втрати часу, пов'язані з реверсуванням ходи круга, що, очевидно, підвищує

продуктивність і знижує трудомісткість обробки. Тому цю схему шліфування особливо ефективно застосовувати при остаточній обробці, коли необхідно забезпечити прямолінійність напрямної круга.

3.3. Умови підвищення точності обробки і зменшення основного часу обробки з урахуванням зношування зерен круга

Використовуючи залежність (3.28) для умови $y_0 = t$, можна визначити величину пружного переміщення при круглому шліфуванні з урахуванням максимального використання міцності робочої поверхні круга, яка виражається граничною товщиною зрізу окремим зерном круга [9]. Іншими словами, визначається величина пружного переміщення за умови досягнення максимально можливої продуктивності обробки:

$$y = t \cdot e^{-\frac{n}{B \cdot v_1}} \quad (3.44)$$

Для схеми глибокого шліфування з $S_{\text{відн}} < 1$ (див. рис. 3.7) швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ визначається залежністю, наведеною в роботі [87]:

$$V_{\text{дет}} = \frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{S_{\text{відн}} \cdot t}}, \quad (3.45)$$

де m – об'ємна концентрація зерен круга (наприклад, для 100-відсоткової концентрації зерен алмазного круга – $m = 100$);

\bar{X} – зернистість круга, м;

$R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м;

H_{max} – максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, м.

Виходячи з рис. 3.7, справедливе відношення $S_{\text{відн}} \cdot t = \Delta t$, тобто чим більше відносна поздовжня подача $S_{\text{відн}}$, тим більше глибина шліфування Δt , що приходить на оберт деталі. При $S_{\text{відн}} = 1$, маємо $t = \Delta t$.

Відповідно до залежності (3.45), зі збільшенням відносної поздовжньої подачі $S_{\text{відн}} \rightarrow 1$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ зменшується. Отже, для схеми глибинного шліфування з $S_{\text{відн}} = 1$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ менше, ніж для схеми глибинного шліфування з відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} < 1$. З урахуванням залежності (3.45) і відношення $S_{\text{відн}} = B/H$ параметр B_1 опишеться:

$$B_1 = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot H}{c \cdot K_{\text{ш}}^2} \cdot \frac{m \cdot H_{\text{max}}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{відн}} \cdot R_{\text{кр}}}{t}}. \quad (3.46)$$

Важливо визначити характер зміни величини пружного переміщення y для $n = 1$. Тоді залежність (3.28) з урахуванням залежності (3.46) виразиться:

$$y = t \cdot e^{-M \cdot \sqrt{t}}, \quad (3.47)$$

$$\text{де } M = \frac{c \cdot K_{\text{ш}}^2}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot H} \cdot \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m \cdot H_{\text{max}}^3 \cdot \sqrt{S_{\text{відн}} \cdot R_{\text{кр}}}}.$$

Як видно, глибина шліфування t неоднозначно впливає на величину пружного переміщення y , тобто існує екстремум функції y від t .

Для його визначення слід підкорити функцію y необхідній умові екстремуму: $y'_t = 0$.

Після нескладних перетворень, отримано:

$$t_{\text{екстр}} = \frac{4}{M^2}. \quad (3.48)$$

Розрахунками встановлено, що друга похідна $y''_t < 0$. Отже, має місце максимум функції y :

$$y_{\text{max}} = t_{\text{екстр}} \cdot e^{-2} = 0,138 \cdot t_{\text{екстр}}. \quad (3.49)$$

З урахуванням залежностей (3.47) і (3.49) відношення y/y_{max} й y визначаються:

$$\frac{y}{y_{\text{max}}} = 7,41 \cdot \beta \cdot e^{-2 \cdot \sqrt{\beta}}; \quad (3.50)$$

$$y = \frac{4 \cdot \beta}{M^2} \cdot e^{-2 \cdot \sqrt{\beta}}, \quad (3.51)$$

де $\beta = t/t_{\text{екстр}}$ – безрозмірна величина.

Безрозмірний параметр B_1 визначається відношенням

$$B_1 = \frac{y}{t_{\phi}} = \frac{t - t_{\phi}}{t_{\phi}} = \frac{t}{t_{\phi}} - 1, \text{ де } t_{\phi} = t - y. \text{ Із залежності (3.28) випливає:}$$

$$t_{\phi} = t \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{B_1}} \right). \quad (3.52)$$

Тоді відношення t_{ϕ}/t й безрозмірний параметр B_1 визначаються:

$$\frac{t_{\phi}}{t} = 1 - e^{-2 \cdot \sqrt{\beta}}; \quad (3.53)$$

$$B_1 = \frac{1}{\left(\frac{1}{e^{-2\sqrt{\beta}} - 1} - 1 \right)}. \quad (3.54)$$

На рис. 3.18 і в табл. 3.12 наведено розрахункові значення відношень y/y_{\max} , t_{ϕ}/t і безрозмірного параметра B_1 .

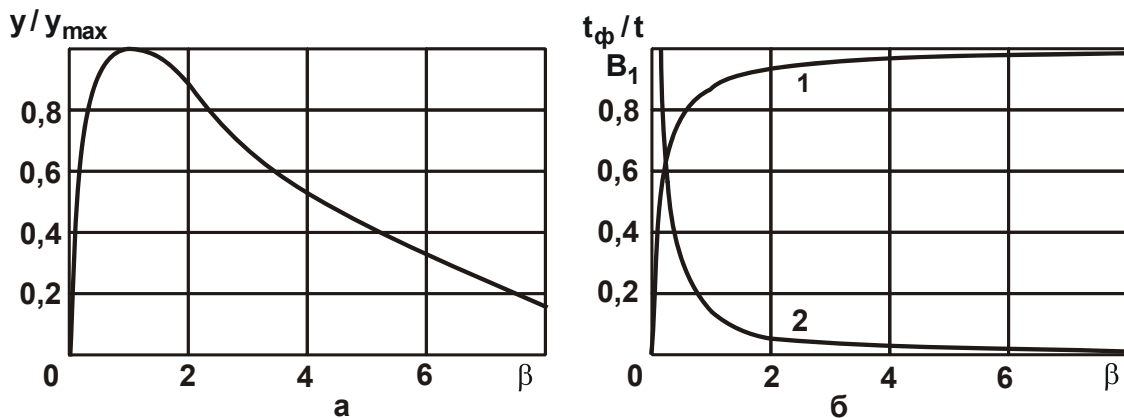


Рис. 3.18. Залежності y/y_{\max} (а) і t_{ϕ}/t , B_1 (б)

від безрозмірної величини β

Умовні позначення : 1 – t_{ϕ}/t ; 2 – B_1 .

Таблица 3.12

**Розрахункові значення відношень y/y_{\max} , t_{ϕ}/t
і безрозмірного параметра B_1**

β	0	0,25	0,5	0,75	1	2	4	8
y/y_{\max}	0	0,681	0,888	0,983	1	0,888	0,532	0,176
t_{ϕ}/t	0	0,632	0,762	0,824	0,865	0,941	0,983	0,998
B_1	∞	0,582	0,312	0,213	0,156	0,062	0,017	0,002

Як видно, зі збільшенням безрозмірної величини β відношення y/y_{\max} спочатку збільшується, потім зменшується, проходячи точку максимуму. Це вказує на можливість суттєвого зменшення відношення y/y_{\max} , реалізуючи ліву й праву гілки залежності. Реалізація лівої гілки залежності припускає здійснення звичайного багатопрохідного шліфування з невеликою глибиною шліфування t . Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ зі збільшенням β і t , виходячи з

залежності (3.45) при заданих значеннях H_{\max} і $S_{\text{відн}}$, зменшується. Отже, для здійснення лівої гілки залежності необхідно зменшувати глибину шліфування й збільшувати швидкість деталі. За умови $S_{\text{відн}} < 1$ реалізувати ліву гілку залежності можна й застосуванням схеми глибинного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. Реалізувати праву гілку залежності можна за рахунок застосування схеми глибинного шліфування з $S_{\text{відн}} = 1$ і відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$.

Використовуючи залежність (3.45), визначено основний час обробки $\tau = L / V_{\text{дет}}$ за один прохід круга:

$$\tau = \frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot L}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3} \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{відн}} \cdot t}{R_{\text{кр}}}}. \quad (3.55)$$

Як видно, зменшення відносної поздовжньої подачі $S_{\text{відн}}$ припускає зменшення глибини шліфування $\Delta t = S_{\text{відн}} \cdot t$, що приходить на один оберт деталі. Це приводить до зниження основного часу обробки τ .

Основний час обробки τ для $n = 1/S_{\text{відн}}$ проходів круга:

$$\tau = n \cdot \frac{L}{V_{\text{дет}}} = \frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot L}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3} \cdot \sqrt{\frac{n \cdot t}{R_{\text{кр}}}} = \frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot L}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{S_{\text{відн}} \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (3.56)$$

Як видно, найменший основний час обробки τ досягається при $n = 1$ (або $S_{\text{відн}} = 1$), тобто при зніманні заданого припуску, у даному випадку рівного t , за схемою глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ й відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} = 1$. Застосування схеми глибинного шліфування з $S_{\text{відн}} < 1$ і збільшеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ з погляду основного часу обробки τ менш ефективно. Зменшити τ в цьому випадку можна збільшенням H_{\max} , що припускає збільшення інтенсивності зношування зерен круга.

На основі отриманого теоретичного рішення можна зробити наступні висновки. З метою зниження витрат, пов'язаних зі зношуванням круга, безсумнівно, більш ефективно обробку здійснювати за схемою

глибинного шліфування з невеликою швидкістю деталі $V_{дет}$ й відносною поздовжньою подачею $S_{відн} = 1$. Даний варіант обробки більше прийнятний при шліфуванні коштовними алмазними кругами, коли навіть незначне збільшення зношування круга приводить до суттєвого підвищення собівартості обробки й зниження ефективності алмазного шліфування. У цьому випадку алмазний круг буде працювати в режимі затуплення, і його необхідно періодично правити, використовуючи, наприклад, прогресивні методи електроерозійного й електрохімічного виправлення алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках [18; 25].

При шліфуванні менш коштовними абразивними кругами можна рекомендувати схему глибинного шліфування з $S_{відн} < 1$ і збільшеною швидкістю деталі $V_{дет}$. У цьому випадку збільшення H_{max} (з метою зниження основного часу обробки τ) є більшою мірою позитивним, ніж негативним фактором, тому що за рахунок інтенсивного зношування й самозагострювання круга забезпечується безперервне видалення з його робочої поверхні затуплених зерен, підтримуючи таким чином у процесі шліфування високу різальну здатність круга. Як впливає з табл. 3.12, відношення $t_{ф} / t$ збільшується зі збільшенням β , а параметр B_1 зменшується, приймаючи достатньо малі значення. Отже, суттєве зменшення величини y (за рахунок реалізації лівої гілки залежності) досягається шляхом збільшення параметра B_1 , а зменшення y (за рахунок реалізації правої гілки залежності) досягається шляхом зменшення B_1 й $V_{дет}$ в умовах глибинного шліфування при заданому значенні H_{max} .

3.4. Обґрунтування умов ефективного застосування алмазного електроерозійного шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

Як показано в розділі 1 даної роботи, при шліфуванні важко-оброблюваних матеріалів ефективно використовувати алмазні круги на металевих зв'язках і метод електроерозійного шліфування [18]. Ефект шліфування в цьому випадку залежить від правильного вибору параметрів режиму роботи джерела технологічного струму. При недостатній енергії електроерозійної дії на робочу поверхню круга процес шліфу-

вання буде протікати хитливо, алмазний круг буде періодично втрачати різальну здатність і його необхідно додатково правити в режимі шліфування з невеликою глибиною різання, а це приведе до зниження продуктивності обробки.

У розділі 1 монографії показано, що дана закономірність має місце при шліфуванні великогабаритних деталей металургійного призначення (контактних поверхонь великих і малих конусів та чаш засипних апаратів доменних печей), відновлених зносостійкими наплавленими матеріалами, які характеризуються високою міцністю й пластичністю. При електроерозійному шліфуванні даних матеріалів відбувається інтенсивне засалювання алмазного круга на металевій зв'язці, у результаті чого він швидко втрачає свою різальну здатність. Для відновлення різальної здатності алмазного круга необхідно здійснювати його часте й достатньо тривале електроерозійне виправлення, що знижує ефективність обробки. Тому важливо визначити оптимальні умови здійснення алмазного електроерозійного шліфування.

Ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає в підтримці високої різальної здатності алмазного круга шляхом ударно-термічного руйнування металевої зв'язки круга від дії електричних розрядів у зоні різання. У результаті забезпечується своєчасне випадіння зношених алмазних зерен із круга й підключення в роботу нових зерен з гострими кромками.

Для виконання даної умови необхідно нагріти стружки, що утворюються, масою m до заданої температури θ , достатньої для їхнього термічного руйнування (згоряння), за рахунок енергії електричних розрядів у зоні різання [75]:

$$E = I \cdot U \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (3.57)$$

де I – сила струму, А;

U – напруга, В;

τ – час нагрівання стружки, що утворюється, за рахунок протікання в ній електричного розряду, с;

c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/кг·К.

Залежність (3.57) з урахуванням відношення $m = \rho \cdot V = \rho \cdot Q \cdot \theta$ приймає вигляд:

$$N = c \cdot \rho \cdot Q \cdot \theta, \quad (3.58)$$

де ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м^3 ;

V – об'єм стружок, що утворюються при шліфуванні за час τ , м^3 ;

$N = I \cdot U$ – потужність електричного струму, Вт.

Таким чином отримана аналітична залежність для розрахунку потужності струму N . З урахуванням умови $N = P_z \cdot V_{\text{кр}}$ за залежністю (3.58) можна визначити енергоємність шліфування (або умовне напруження різання при шліфуванні σ):

$$\frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{S_{\text{сум}} \cdot V_{\text{кр}}} = \sigma, \quad (3.59)$$

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

Після підстановки залежності (3.59) в (3.58), отримано:

$$\sigma = c \cdot \rho \cdot \theta, \quad (3.60)$$

звідки:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} = \frac{1}{c \cdot \rho} \cdot \frac{N}{Q}. \quad (3.61)$$

За фізичною суттю відношення N/Q визначає енергоємність обробки при шліфуванні σ . Розглядаючи параметр N як потужність сили струму при електроерозійному виправленні круга, за залежністю (3.61) можна визначити температуру термічного руйнування стружок (рис. 3.19). Очевидно, при електроерозійному виправленні потужність сили струму N багаторазово перевищує потужність процесу різання, тому що температура руйнування стружок, що утворюються, більш ніж на порядок перевищує температуру шліфування. Із цього випливає, що для ефективного здійснення високопродуктивного процесу глибокого алмазного електроерозійного шліфування наплавочних матеріалів у зону обробки необхідно вводити достатньо велику кількість електричної енергії, яка значно перевищує енергію, що затрачується при шліфуванні. Це не завжди доцільно, чим і обумовлене обмежене застосування алмазного електроерозійного

шліфування на практиці при обробці зносостійких наплавочних матеріалів. Розрахункові значення потужності струму N , що наведено на рис. 3.19, отримані стосовно шліфування сталі ШХ15 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/м³·К).

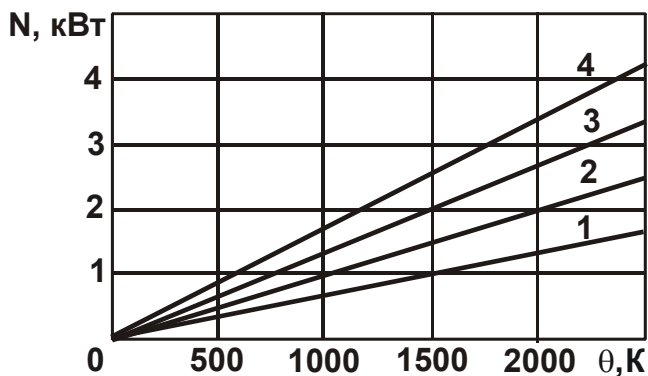


Рис. 3.19. Залежність N від температури θ стружок

Умовні позначення : 1; 2; 3; 4; – $Q = 12\ 000; 18\ 000; 24\ 000; 30\ 000$ мм³/хв.

Важливо провести аналіз взаємозв'язку температури θ нагрівання стружок, що утворюються, з умовним напруженням різання σ на основі залежності (3.61). Як видно, щоб підвищити температуру θ нагрівання стружок (для їхнього термічного руйнування) необхідно збільшити умовне напруження різання σ , яке визначається залежністю [117]:

$$\sigma = \frac{2\sigma_{ст}}{K_{різ}}, \quad (3.62)$$

де $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

$K_{різ} = P_z / P_y = \text{ctg}(\gamma + \psi)$ – коефіцієнт різання;

P_z, P_y – тангенціальна й радіальна складові сили різання, Н;

γ – негативний передній кут різального зерна круга;

ψ – умовний кут тертя передньої поверхні зерна з оброблюваним матеріалом.

Збільшити σ можна шляхом збільшення негативного переднього кута різального зерна круга $\gamma \rightarrow 45^\circ$. Тоді кут $(\gamma + \psi) \rightarrow 90^\circ$, а $\text{ctg}(\gamma + \psi) \rightarrow 0$, відповідно $\sigma \rightarrow \infty$. Отже, збільшити величину σ й температуру θ нагрівання стружок, що утворюються, можна в умовах різання затупленими зернами. Однак, здійснення процесу шліфування в таких умовах мало ефективно або навіть не ефективно, тому що при цьому відбувається різке збільшення сили різання й відповідно зниження якості та точності обробки. Очевидно, для ефективного здійснення процесу шліфування умовне напруження різання σ необхідно зменшити, знижуючи таким чином температуру θ нагрівання стружок, що утворюються.

У підсумку прийшли до суперечливого рішення. З одного боку, для того щоб збільшити температуру θ нагрівання стружок і забезпечити їхнє термічне руйнування, умовне напруження різання σ необхідно збільшувати. З іншого боку, з метою зниження силової напруженості процесу шліфування умовне напруження різання σ необхідно зменшувати. Очевидно, на практиці необхідно реалізовувати другий випадок, тобто прагнути до зменшення умовного напруження різання σ за рахунок зменшення головним чином негативного переднього кута γ різального зерна круга шляхом підтримки в процесі шліфування високої різальної здатності алмазного круга (його гостроти). Виходячи із цього, основним напрямом збільшення температури θ нагрівання стружок для їхнього термічного руйнування слід розглядати підведення в зону різання електричної енергії у формі електричних розрядів, застосовуючи для цього, як відзначалося вище, процес алмазного електроерозійного шліфування.

Важливо виконати розрахунок оптимальних електричних параметрів алмазного електроерозійного шліфування. Експериментально встановлено, що процес електроерозійного руйнування металевої зв'язки алмазного круга й стружок при шліфуванні відбувається при щільності струму $i = (10^5 \dots 10^6) \text{ А/мм}^2$. Виходячи із цього, необхідна сила струму I визначиться залежністю [91]:

$$I = (10^5 \dots 10^6) \cdot S_{\text{сум}}, \quad (3.63)$$

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

Параметр $S_{\text{сум}}$ визначається залежністю $S_{\text{сум}} = Q/V_{\text{кр}}$ (де Q – продуктивність обробки, $\text{мм}^3/\text{с}$). Тоді сила струму I виразиться:

$$I = \frac{(10^5 \dots 10^6) \cdot Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (3.64)$$

Із залежності (3.64) випливає, що сила струму I повинна бути тим більше, чим більше продуктивність обробки Q й менше $V_{\text{кр}}$.

Напруга U , виходячи із закону Ома: $U = I \cdot R$, визначається:

$$R = \frac{\rho_{\text{ом}} \cdot l}{S_{\text{сум}}} = \frac{\rho_{\text{ом}} \cdot l \cdot V_{\text{кр}}}{Q}, \quad (3.65)$$

де R – опір в електричному колі, Ом;

$\rho_{\text{ом}}$ – питомий опір, Ом·мм²/м;

l – середня довжина стружки, що утворюється при шліфуванні, м.

Після перетворень напруга U приймає вигляд:

$$U = (10^5 \dots 10^6) \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot l. \quad (3.66)$$

Як видно, напруга U не залежить від продуктивності обробки Q й швидкості круга $V_{\text{кр}}$, а визначається лише середньою довжиною стружки l , що утворюється при шліфуванні. Зі збільшенням l напруга U пропорційно зростає. Отже, напруга U формує товщину міжелектродного зазору (між кругом й оброблюваним матеріалом), тобто по суті, висоту міжзеренного простору круга, у якому розміщаються стружки, що утворюються, та інші продукти обробки. Знаючи силу струму I й напругу U , можна визначити потужність струму N при шліфуванні:

$$N = (10^5 \dots 10^6) \cdot \frac{\rho_{\text{ом}} \cdot l \cdot Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (3.67)$$

Із залежності (3.67) випливає, що для забезпечення нормального протікання процесу електроерозійного шліфування потужність N джерела технологічного струму необхідно збільшувати зі збільшенням продуктивності обробки Q , середньої довжини стружки l , що утворюється при шліфуванні, і зменшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$. На основі отриманих аналітичних залежностей були розраховані значення l , U і N для $Q = 1\,000$ мм³/хв і $V_{\text{кр}} = 35$ м/с (табл. 3.13), які для $i = 2 \cdot 10^5$ А/мм² погодяться з експериментальними даними. Наприклад, електричний режим роботи електроімпульсного генератора типу ШГІ: $i = 100$ А; $U = 20$ В; $N = 2$ кВт

є оптимальним для багатопрохідного електроерозійного шліфування твердих сплавів та інших важкооброблюваних матеріалів.

Таблиця 3.13

Розрахункові значення I, U і N

Q, мм ³ /хв	I, А	U, В	N, кВт
1 000	50 ... 500	10 ... 100	0,5 ... 5,0

Продуктивність обробки Q, виходячи із (3.67), визначається:

$$Q = \frac{N \cdot V_{кр}}{(10^5 \dots 10^6)^2 \cdot \rho_{ом} \cdot I} \quad (3.68)$$

Збільшити Q при заданому значенні N можна шляхом зменшення I й збільшення $V_{кр}$. Із цього випливає, що найбільш ефективно процес електроерозійного алмазного шліфування реалізується в умовах звичайного багатопрохідного шліфування, що характеризується невеликими довжинами зрізів. Для реалізації глибинного шліфування, а також при обробці відносно великих поверхонь деталей, коли утворюються довгі зрізи, необхідно збільшити N й $V_{кр}$. Найбільш ефективним напрямом збільшення N є застосування імпульсного струму, який забезпечує концентрацію енергії імпульсів у невеликому проміжку часу при однакових середніх значеннях сили струму.

Для оцінювання ефективності електроерозійного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 300х20х6 АС6 125/100 4 М1-01 були проведені експериментальні дослідження на круглошліфувальному верстаті. Для усунення биття алмазного круга й розкриття його алмазного шару (після установки на верстат) здійснювалося електроерозійне виправлення за допомогою правлячого електрода, яким служила циліндрична заготовка зі сталі 45 діаметром 30 мм. Заготовка кріпилася в центрах круглошліфувального верстата й виконувала обертальний і поздовжній рухи. Регулювання сили струму здійснювалося за рахунок зміни поперечної подачі. Сила струму змінювалася в межах

50 ... 100 А. Електроерозійне виправлення здійснювалося протягом 20 хвилин, що забезпечувало зменшення радіального биття круга до 0,01 мм. Оброблений таким методом алмазний круг забезпечував нормальне (стійке) протікання в часі процесу шліфування.

Як оброблюваний виріб використовувалося спеціальне циліндричне оправлення зі сталі 45, у якому механічним шляхом кріпилися 4 пластини із твердого сплаву ВК8. Оправлення встановлювалося в центрах круглошліфувального верстата й при шліфуванні здійснювало обертальне й 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.

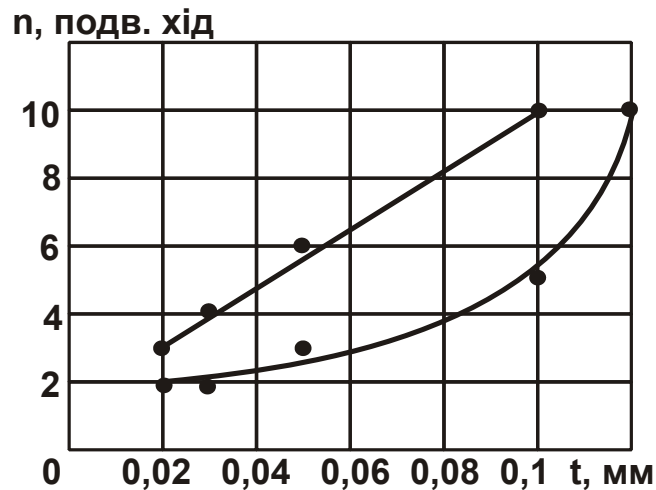
У табл. 3.14 наведені експериментально встановлені значення сили струму I для різних значень глибини шліфування t при електроерозійному шліфуванні циліндричної заготовки зі сталі 45 діаметром 30 мм. Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t від 0,04 до 0,08 мм сила струму I збільшилася від 20 до 80 А, що відповідає теоретично встановленому діапазону зміни сили струму I (див. табл. 3.13).

Таблица 3.14

Експериментальні значення сили струму I

t , мм	0,04	0,06	0,08
I , А	20	40	80

Були також проведені експериментальні дослідження різальної здатності алмазного круга до й після його електроерозійного виправлення. Визначалася кількість поздовжніх ходів стола верстата n при виходжуванні з початковим натягом у технологічній системі, рівним глибині шліфування t (рис. 3.20). Процес виходжування виконувався до моменту зникнення іскріння в зоні шліфування. Установлено, що цьому моменту відповідає погрішність обробки, викликана "недорізом" оброблюваного матеріалу, яка рівна 0,01 мм.



**Рис. 3.20. Залежність кількості поздовжніх ходів
стола верстата n від глибини шліфування t**

Умовні позначення: 1 – шліфування незаправленим алмазним кругом;
2 – шліфування алмазним кругом після електроерозійного виправлення.

Як впливає з рис. 3.20, кількість поздовжніх ходів стола верстата n при шліфуванні заправленим кругом (після електроерозійного виправлення) менше, ніж при шліфуванні незаправленим кругом. Отже, електроерозійне виправлення алмазного круга дозволяє підвищити його різальну здатність і забезпечити знімання припуску за менший час.

3.5. Визначення максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга, при шліфуванні деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами

Наплавлена контактна поверхня характеризується наявністю на ній значних виступів і впадин (нерівностей висотою 1 ... 4 мм). Тому важливо оцінити їхній вплив на продуктивність обробки. Із цією метою розглянуто розрахункову схему плоского шліфування, у якій припуск, що знімається, представлений пакетом елементарних нескінченно тонких горизонтальних шарів, які під різними кутами входять у робочу поверхню круга й зрізуються різальними зернами (рис. 3.21). У роботі [87] показано, що закономірності зрізу елементарного шару можна аналітично описати імовірнісною функцією $\Phi(y)$, що змінюється в межах 0 ... 1 і визначає, яка частка матеріалу є невилученою (рис. 3.22а):

$$\Phi(y) = e^{-\frac{3m \cdot \text{tg} \gamma \cdot V_{\text{кр}}}{200\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}} \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot y^3}} \quad (3.69)$$

де y – координата профілю, яка відлічується від вершини найбільш виступаючого над зв'язкою зерна, м;

t_T – поточне значення глибини шліфування, м.

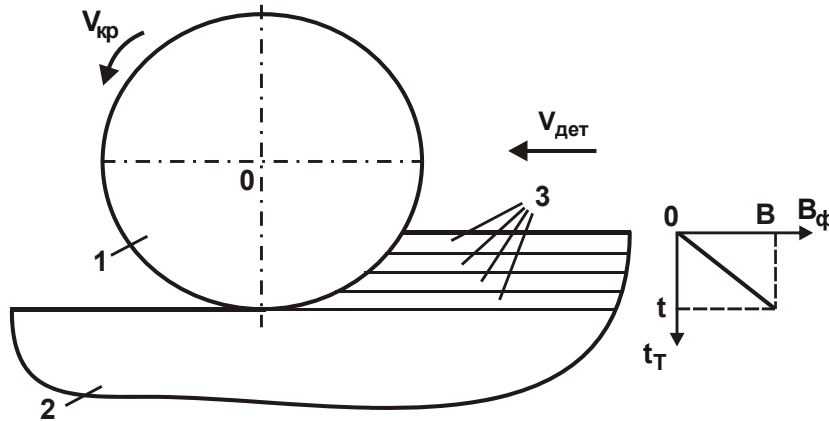


Рис. 3.21. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування

Умовні позначення : 1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – елементарні шари припуску, що знімається.

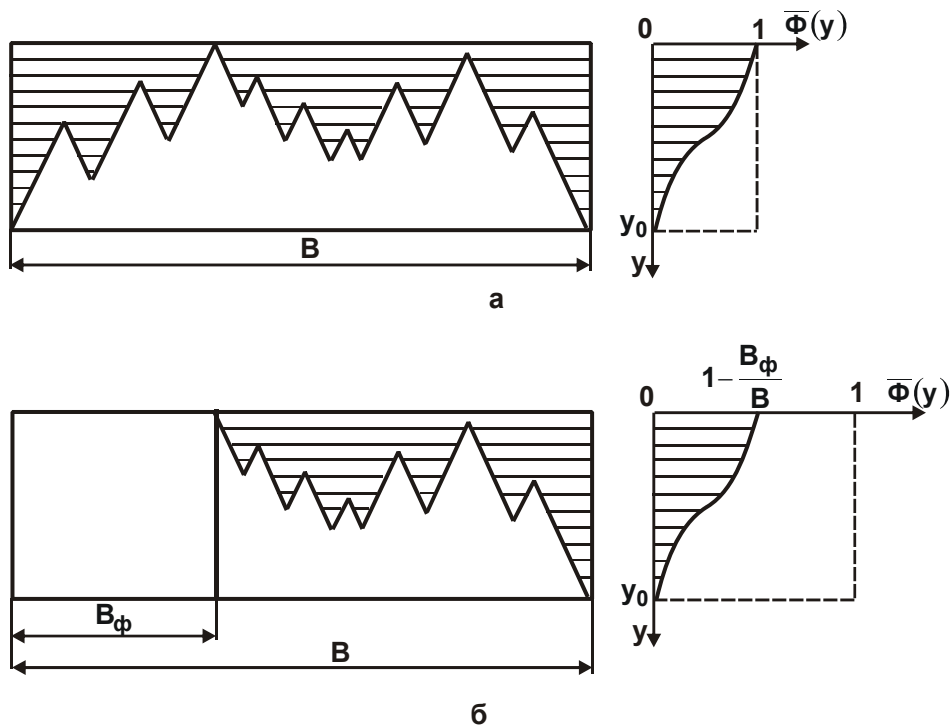


Рис. 3.22. Схеми утворення мікропрофілю на елементарному шарі припуску від накладення проєцій зерен і вигляд функцій $\Phi(y)$ і $\bar{\Phi}(y)$ при шліфуванні суцільного (а) і несуцільного (б) матеріалу

Функція $\Phi(y)$ отримана стосовно зрізу елементарного шару, що складається із суцільного матеріалу. При обробці наплавочного матеріалу розглянутий елементарний шар припуску буде складатися з окремих, не зв'язаних між собою ділянок матеріалу [4; 8]. У результаті фактична ширина шару B_Φ (без порожнин) буде менше номінальної ширини B (див. рис. 3.21). При цьому фактична ширина шару B_Φ буде збільшуватися в міру віддалення від вершини найбільшої мікронерівності вглиб наплавочного матеріалу. У першому наближенні можна прийняти лінійний закон зміни величини B_Φ вглиб наплавочного матеріалу, тобто в міру збільшення поточного значення t_T (див. рис. 3.21):

$$B_\Phi = \frac{B}{t} \cdot t_T = B \cdot \frac{t_T}{t} . \quad (3.70)$$

У цьому випадку глибина шліфування t прийнята рівною величині припуску P , що знімається. Виходячи з рис. 3.22б, імовірність невидалення матеріалу з елементарного шару $\bar{\Phi}(y)$, відповідно до теореми множення незалежних випадкових величин [21], буде визначатися добутком імовірності наявності суцільного матеріалу на елементарному шарі $(1 - B_\Phi / B)$ і функції $\Phi(y)$, тобто:

$$\bar{\Phi}(y) = \left(1 - \frac{B_\Phi}{B}\right) \cdot \Phi(y) = \left(1 - \frac{t_T}{t}\right) \cdot e^{-\frac{3m \cdot \text{tg} \gamma \cdot V_{\text{кр}}}{200 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t_T}} \cdot y^3} . \quad (3.71)$$

Функція $\bar{\Phi}(y)$ змінюється в межах $0 \dots (1 - t_T / t)$, асимптотично наближаючись до нуля (див. рис. 3.22б). Тому встановити координату y_0 , при якій відбувається повний зріз елементарного шару, можна з певним наближенням, задаючи $\bar{\Phi}(y_0)$. Логарифмуючи функцію $\bar{\Phi}(y)$, маємо:

$$y_0^3 = -\frac{200 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{3 \cdot m \cdot \text{tg} \gamma \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t_T}{R_{\text{кр}}}} \cdot \ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)} . \quad (3.72)$$

Знак " - " у залежності (3.55) означає, що функція $\ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)}$ є

негативною. Для зручності аналізу залежність (3.72) можна представити:

$$y_0^3 = -A \cdot \sqrt{\frac{t_T}{t}} \cdot \ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)}, \quad (3.73)$$

де $A = \frac{200 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{3 \cdot m \cdot \text{tg} \gamma \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$.

На рис. 3.23 і в табл. 3.15 наведені розрахункові значення функції $\ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)}$ й параметра y_0 залежно від відношення t_T / t .

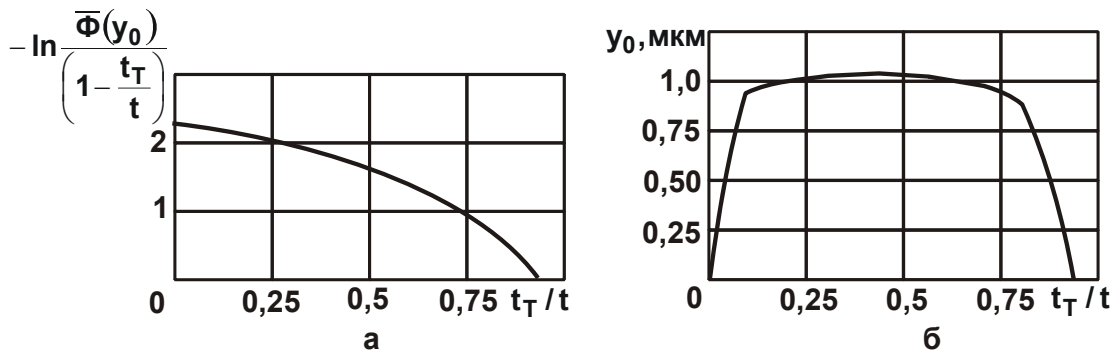


Рис. 3.23. Характер зміни функції $-\ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)}$ (а) і параметра y_0 (б)

від відношення t_T / t при шліфуванні несучільного матеріалу

Як видно, параметр y_0 змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму при $t_T / t = 0,4$. В табл. 3.15 і на рис. 3.24 наведені значення y_0 для шліфування суцільного матеріалу ($V_{\phi} = 0$),

отримані за залежністю (3.73) з урахуванням $\ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)} = \ln \bar{\Phi}(y_0) = -2,3$:

$$y_0^3 = 2,3 \cdot A \cdot \sqrt{\frac{t_T}{t}}. \quad (3.74)$$

Таблиця 3.15

Розрахункові значення величини y_0 при $A = 1 \text{ мкм}^3$ і $\bar{\Phi}(y_0) = 0,1$

Несуцільний матеріал (наплавлення)										
t_T/t	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\sqrt{t_T/t}$	0	0,31	0,45	0,55	0,63	0,7	0,78	0,83	0,89	0,95
$-\ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)}$	2,3	2,2	2,08	1,95	1,8	1,6	1,38	1,1	0,7	0
$y_0^3, \text{ мкм}$	0	0,682	0,936	1,072	1,134	1,12	1,076	0,913	0,623	0
$y_0, \text{ мкм}$	0	0,88	0,98	1,02	1,045	1,04	1,02	0,97	0,85	0

Суцільний матеріал

t_T/t	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$\sqrt{t_T/t}$	0	0,31	0,45	0,55	0,63	0,7	0,78	0,83	0,89	0,95	1
$y_0^3, \text{ мкм}$	0	0,713	1,035	1,265	1,449	1,61	1,794	1,91	2,05	2,18	2,3
$y_0, \text{ мкм}$	0	0,89	1,01	1,08	1,14	1,18	1,22	1,24	1,27	1,3	1,33

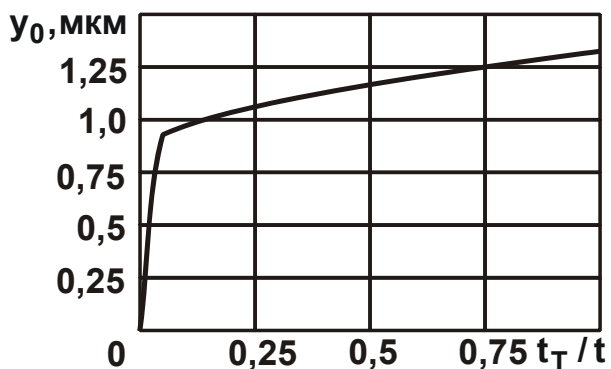


Рис. 3.24. Залежність y_0 від t_T/t при шліфуванні суцільного матеріалу

Як впливає із рис. 3.24, параметр y_0 зі збільшенням відношення t_T/t безупинно збільшується, тобто найбільше значення y_0 досягається за умови $t_T/t=1$. У цьому випадку максимальне значення параметра y_0 на 30 % перевершує максимальне значення параметра y_0 при шліфуванні наплавленого матеріалу (див. рис. 3.23 і табл. 3.15). Таким чином показано,

що застосовуючи схему однопрохідного глибокого шліфування наплавочного матеріалу, можна зменшити максимальну товщину зрізу H_{\max} , яка дорівнює параметру y_0 при $t_T / t = 0,4$.

На рис. 3.25 показаний характер розподілу товщин зрізів уздовж дуги контакту круга з оброблюваною деталлю при шліфуванні суцільного й несучільного матеріалу (наплавлення). Зменшення максимальної товщини зрізу H_{\max} при глибокому шліфуванні потенційно дозволяє збільшити продуктивність обробки Q . Ефект досягається за рахунок збільшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ при одному й тому ж значенні $y_0 = H_{\max}$. Разом з тим, зі збільшенням продуктивності обробки Q збільшується об'єм стружок, що вимагає збільшеного об'єму міжзеренного простору круга з метою їхнього вільного розміщення. Це може бути реалізоване при шліфуванні абразивними кругами, що працюють у режимі інтенсивного зношування й самогострювання. При шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках потрібне застосування електроерозійного виправлення. Для цього можуть бути використані практичні рекомендації, наведені в п. 3.4.

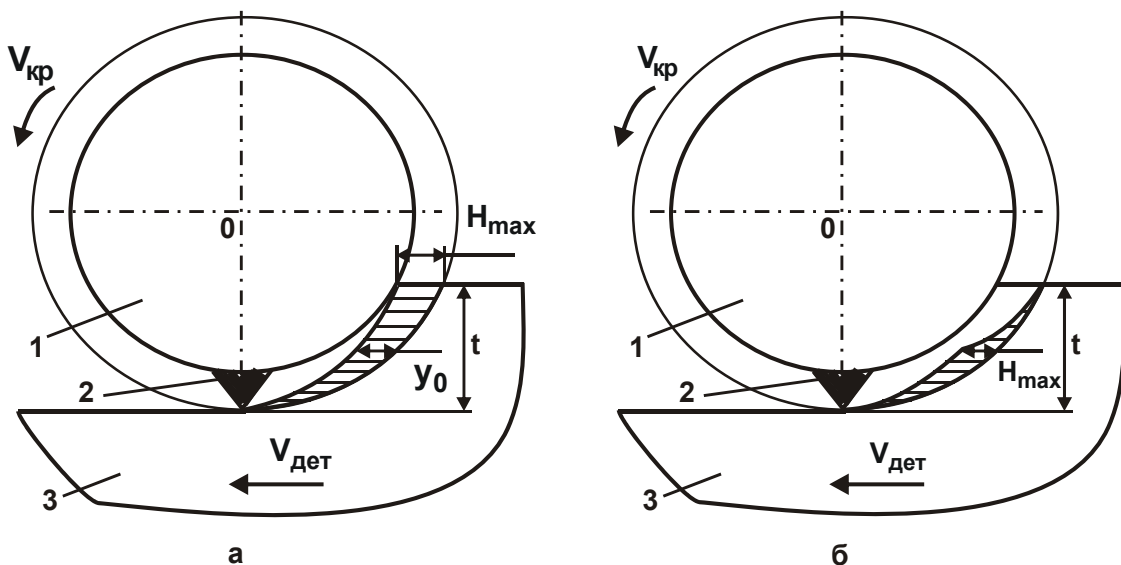


Рис. 3.25. Характер розподілу товщин зрізів уздовж дуги контакту круга з деталлю при шліфуванні суцільного (а) і несучільного (б) матеріалу (наплавлення)

Як показано вище, максимальна товщина зрізу H_{\max} при шліфуванні наплавочного матеріалу дорівнює параметру y_0 при $t_T / t = 0,4$

(див. табл. 3.15). Тоді залежність (3.72) з урахуванням $y_0 = H_{\max}$ і $\ln \frac{\bar{\Phi}(y_0)}{\left(1 - \frac{t_T}{t}\right)} = -1,8$ опишеться:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{75,6 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}} \quad (3.75)$$

Виражаючи залежність (3.75) відносно $V_{\text{дет}}$ й розглядаючи замість номінальної глибини шліфування t її фактичне значення $t_{\text{ф}}$, маємо:

$$Q_{\text{ф}} = \frac{B \cdot \text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t_{\text{ф}}}}{75,6 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{H_{\max}}{\bar{X}}\right)^3 \quad (3.76)$$

Порівнюючи залежності (3.56) і (3.76) за умови $S_{\text{відн}} = 1$, видно, що при шліфуванні наплавочного матеріалу, відповідно до залежності (3.76), фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ (при однаковому значенні H_{\max}) більш ніж у 8 разів перевищує продуктивність обробки при шліфуванні суцільного матеріалу. Однак реалізація даного рішення можлива за умови, якщо на оброблюваній наплавленій поверхні відсутні ділянки суцільного матеріалу, тобто коли вся поверхня складається з нерівностей. У дійсності, така умова практично нездійсненна. Тому складно домогтися збільшення продуктивності обробки на основі встановленої вище закономірності.

Висновки до розділу 3

1. У роботі одержала подальший розвиток математична модель визначення параметрів шліфування з низькою жорсткістю технологічної системи й на її основі обґрунтовані умови підвищення якості й продуктивності обробки при круглому шліфуванні наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення при зніманні значних нерівномірних припусків. Вони полягають в застосуванні шліфування із заданим натягом у технологічній системі й виборі оптимальних параметрів режимів шліфування залежно від величини

уточнення, реалізованого в технологічній системі. Доведено, що при цьому відбувається усунення нерівномірності припуску, що знімається на операції попереднього круглого шліфування, у результаті чого знижується трудомісткість остаточного круглого шліфування, пов'язана із забезпеченням високих показників точності обробки.

2. Теоретично встановлено, що при шліфуванні із заданим натягом у технологічній системі продуктивність обробки визначається величиною натягу й не залежить від швидкості поздовжньої подачі й швидкості деталі. При цьому відношення величини натягу до фактичної глибини шліфування й погрішність обробки тим менше, чим менша швидкість поздовжньої подачі, тобто шліфування ефективно здійснювати з невеликою швидкістю поздовжньої подачі. Установлено також, що підвищити продуктивність і зменшити погрішність обробки при шліфуванні за даною схемою можна зменшенням енергоємності обробки й збільшенням жорсткості технологічної системи й швидкості круга.

3. Теоретично встановлено, що найбільша продуктивність обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні досягається як при використанні пружної схеми шліфування з початковим натягом у технологічній системі (аналогічній схемі виходжування), так і жорсткої схеми шліфування зі збільшеною швидкістю деталі й великою кількістю проходів круга. Доведено, що схеми урізного багатопрохідного шліфування й глибинного шліфування (з відносно невеликою поздовжньою подачею) при цьому рівносильні.

4. Теоретично встановлена величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі, за умови максимального використання властивостей міцності робочої поверхні круга, обумовлених граничною товщиною зрізу окремим зерном круга. Доведено, що в цьому випадку існує екстремум (максимум) величини пружного переміщення від глибини шліфування. Отже, однакове значення пружного переміщення й відповідно точності розміру оброблюваної поверхні можна забезпечити як при багатопрохідному, так і при глибинному шліфуванні. Установлено, що застосування схеми глибинного шліфування із частковою поздовжньою подачею, близькою до одиниці, і відносно невеликою швидкістю деталі забезпечує найменший основний час обробки при зніманні заданого припуску. Досягнення такого ж значення основного часу обробки при глибинному шліфуванні із частковою поздовжньою подачею, значно меншою одиниці, і збільшеною швидкістю деталі вимагає збільшення граничної

товщини зрізу окремим зерном круга, що визначає підвищення зношування круга. Із цього зроблений висновок про ефективність застосування даної схеми при шліфуванні абразивними кругами, які працюють у режимі самозагострювання й характеризуються високою різальною здатністю. Показано, що застосування схеми глибинного шліфування із частковою поздовжньою подачею, близькою до одиниці, і відносно невеликою швидкістю деталі доцільно при обробці алмазними кругами, які працюють у режимі затуплення й періодичного виправлення й не допускають підвищеного зношування.

5. Аналітично з урахуванням імовірнісної участі зерен у різанні описані закономірності знімання припуску наплавочного матеріалу, що характеризується наявністю значних виступів і впадин на оброблюваній поверхні. Отримано аналітичні залежності для визначення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга й максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга. Показано, що при зніманні наплавочного матеріалу у вигляді окремих виступів з'являється можливість підвищення максимально можливої продуктивності обробки порівняно із традиційним шліфуванням суцільного матеріалу.

6. Доведено можливість ефективного застосування схеми круглого зовнішнього алмазного електроерозійного шліфування для обробки деталей зі зносостійкими наплавленими матеріалами з метою підвищення продуктивності та якості обробки. Установлено аналітичний зв'язок температури нагрівання стружок, що утворюються, з енергоємністю шліфування й показана можливість термічного руйнування стружок і за рахунок цього підтримки високої різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці шляхом підведення електричної енергії у формі розрядів у зону різання. Однак для ефективного ведення високопродуктивного процесу глибинного алмазного електроерозійного шліфування наплавочних матеріалів у зону обробки необхідно вводити достатньо велику кількість електричної енергії, що перевищує кількість механічної енергії, яка затрачується при шліфуванні. Цим, властиво, й обумовлене обмежене застосування алмазного електроерозійного шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами на практиці.

Розділ 4. Визначення технологічних можливостей підвищення якості й продуктивності обробки на операціях круглого шліфування

4.1. Визначення умов зменшення температури при глибинному шліфуванні

Практикою встановлено, що процес шліфування характеризується високою тепловою напруженістю, а це приводить до значних температур шліфування й появи на оброблюваних поверхнях різного роду температурних дефектів (припикань, мікротріщин, мікровідколів та ін.), зниженню твердості поверхневого шару термооброблених деталей. При роботі в умовах тертя такі деталі швидко зношуються й втрачають свої експлуатаційні властивості. Особливо це стосується розглянутих у роботі великих і малих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, контактні поверхні яких у процесі експлуатації піддаються інтенсивному зношуванню. Щоб не допустити зменшення твердості поверхневого шару оброблюваних деталей і тим більше утворення температурних дефектів на їхніх поверхнях при шліфуванні, необхідно управляти тепловою напруженістю процесу, виключати перевищення температурою шліфування граничних значень [63].

У зв'язку із цим слід скористатися результатами теоретичних досліджень температури шліфування, наведених у роботах [41; 78; 81; 119; 129], які були розглянуті в п. 1.3. Дані результати отримані на основі рішення рівняння балансу тепла, що переходить в стружки й оброблюваний матеріал при шліфуванні прямолінійного зразка (1.12), який рухається по нормалі до робочої поверхні круга зі швидкістю $V_{різ}$ (див. рис. 1.24). Встановлено, що зі зменшенням цієї швидкості в часі температура шліфування знижується. Це відкриває нові можливості в інтенсифікації процесу шліфування й забезпеченні високоякісної обробки, особливо при глибинному шліфуванні, розглядаючи припуск, що знімається, у вигляді пакета елементарних адіабатичних стержнів (рис. 4.1 [78]), які перерізуються кругом зі зменшеною в часі швидкістю $V_{різ}$. Як показано в п. 1.3, даний підхід дозволяє відносно просто розрахувати температуру

при шліфуванні прямолінійного зразка, що рухається по нормалі до робочій поверхні круга з постійною швидкістю $V_{\text{різ}}$ (див. рис. 1.24).

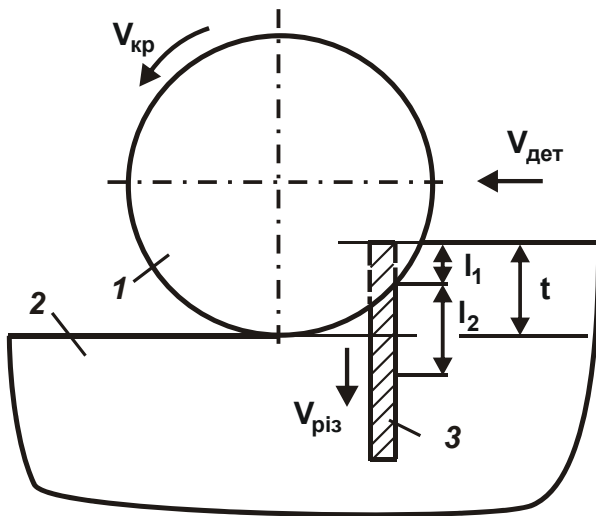


Рис. 4.1. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг;
2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень.

Для визначення температури шліфування у випадку руху зразка зі змінною (зменшуваною в часі) швидкістю $V_{\text{різ}}$, потрібно скласти нове рівняння балансу тепла, яке переходить в стружки й оброблюваний матеріал, аналогічне інтегральному рівнянню (1.12). Тому важливо уточнити відоме рішення [45]. У роботах [76; 86] наведені уточнений розрахунок і аналіз температури при глибинному шліфуванні. У підсумку отримана аналітична залежність для визначення температури θ поверхневого шару оброблюваної деталі:

$$\theta = \frac{0,96 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(1,088 \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t \cdot Q_{\text{пит}}} - \sqrt{t} \cdot Q_{\text{пит}} \right). \quad (4.1)$$

Позначення параметрів, що входять у залежність (4.1), такі ж як і в залежності (1.17). Як видно, залежність (4.1) фактично ідентична аналогічній залежності (1.17), наведеній у роботі [45]. Отже, незважаючи на різні методи розрахунку температури θ поверхневого шару оброблюваної деталі, прийшли майже до одного й того ж результату, що свідчить про вірогідність отриманого теоретичного рішення. Із цього випливає, що температура поверхневого шару оброблюваної деталі θ змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму (див. рис. 1.27) (рис. 4.2). Зменшити температуру θ можна двома шляхами, реалізуючи ліву й праву гілки даної залежності за рахунок застосування багатопрохідного шліфування (з невеликою глибиною шліфування) і глибинного шліфування (із глибиною шліфування на рівні 10 мм і більше).

З огляду на те, що в другому випадку реалізувати такі великі глибини шліфування можна лише в особливих умовах (наприклад, при розрізуванні матеріалів, шліфуванні глибоких пазів і канавок), застосування глибинного шліфування обмежено. Однак тут мається на увазі глибинне плоске або кругле шліфування із відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} = 1$, тобто, по суті, шліфування всією шириною круга. Глибинне поздовжнє шліфування із відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} < 1$ і відносно великою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ (такою ж як і при звичайному багатопрохідному шліфуванні), що реалізує ліву гілку залежності (рис. 4.2), цілком може бути здійснено. Це пов'язано з утворенням на робочій поверхні круга забірного конуса й можливістю реалізації невеликої глибини шліфування Δt (яка приходить на один оберт оброблюваної деталі), тобто такої ж глибини шліфування, як і при багатопрохідному шліфуванні з відносно великою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$.

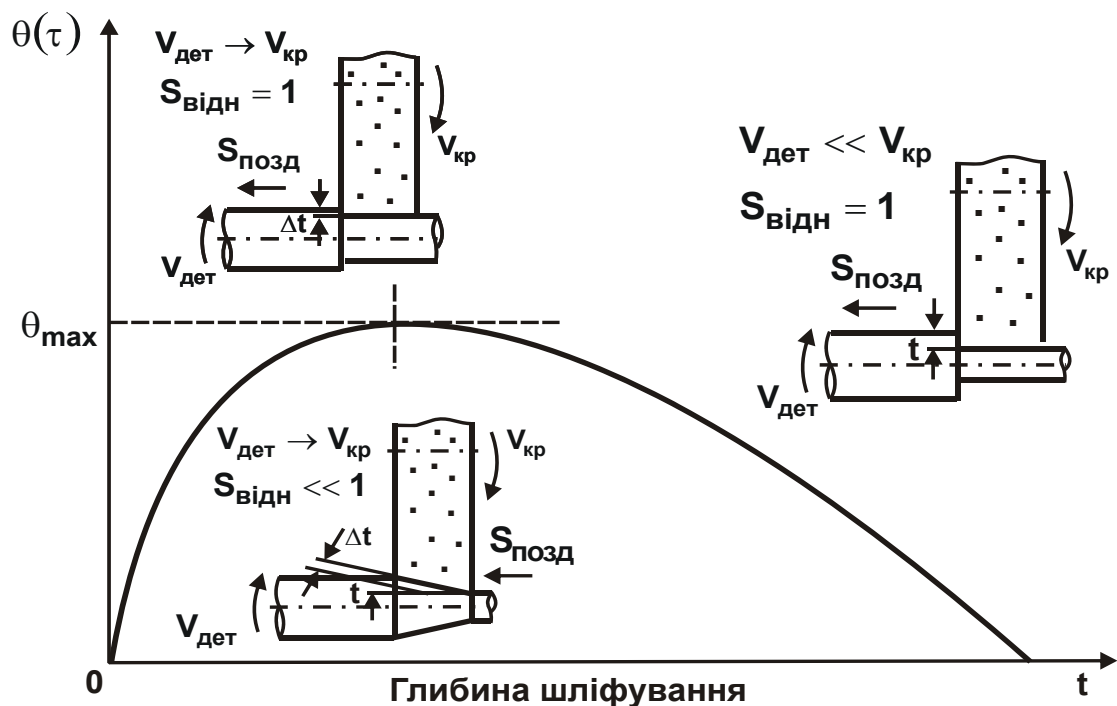


Рис. 4.2. Розташування трьох принципів схем шліфування за рівнем температури поверхневого шару оброблюваної деталі $\theta(\tau)$

Недоліком даної схеми глибинного шліфування, як показано в роботі [87], є збільшення максимальної товщини зрізу зернами круга

H_{\max} , що приводить до підвищеного зношування круга. Тому більш ефективною схемою є глибоке шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ й відносно поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} = 1$. Однак, виходячи з рис. 1.27 (а також з рис. 4.2), у зв'язку з високою тепловою напруженістю дана схема шліфування може бути ефективно використана лише при глибині шліфування 10 мм і більше. Для того щоб реалізувати дану схему шліфування при менших глибинах шліфування необхідно, відповідно до залежності (4.1), зменшити температуру поверхневого шару оброблюваної деталі θ за рахунок зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Інших варіантів зменшення температури θ немає. Тому нижче розглянуто можливості зменшення σ (енергоємності обробки при шліфуванні) з метою визначення умов ефективного застосування глибокого шліфування.

4.2. Загальний підхід до аналітичного визначення і аналізу енергоємності обробки при шліфуванні

4.2.1. Аналітичний опис коефіцієнта шліфування з урахуванням енергій різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом

Із залежності (4.1) випливає, що температура поверхневого шару оброблюваної деталі θ залежить головним чином від умовного напруження різання σ , яке є мірою інтенсивності дії різального інструменту на оброблювану деталь і дорівнює кількості енергії, затрачуваної на знімання одиниці об'єму матеріалу, тобто дорівнює енергоємності обробки. Експериментально встановлено, що дана величина може змінюватися в дуже широких межах. Так, при лезовій обробці вона значно менше, ніж при абразивній обробці. Цим властиво й пояснюється те, що при шліфуванні на оброблюваних поверхнях частіше з'являються припикання, мікротріщини й інші дефекти температурного й силового походження. Тому вивчення закономірностей зміни енергоємності обробки, особливо при шліфуванні, становить великий практичний інтерес. При цьому важливо провести теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення енергоємності обробки як одного з основних факторів підвищення якості й довговічності деталей машин.

Традиційно вважається, що більш висока енергоємність обробки при шліфуванні обумовлена негативними передніми кутами різальних зерен. Виходячи із цього, у роботі [122] отримані залежності, які описують основні параметри плоского багатопрохідного шліфування, включаючи фактичну продуктивність обробки Q_{ϕ} , радіальну складову сили різання P_y й пружне переміщення y , що виникає в технологічній системі:

$$Q_{\phi} = Q \cdot \left(1 - e^{-\frac{K_{\text{ш}} \cdot c}{B \cdot \sigma} \cdot n} \right); \quad (4.2)$$

$$P_y = c \cdot y = P_{y_0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{K_{\text{ш}} \cdot c}{B \cdot \sigma} \cdot n} \right); \quad (4.3)$$

$$y = y_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{K_{\text{ш}} \cdot c}{B \cdot \sigma} \cdot n} \right), \quad (4.4)$$

де $P_{y_0} = \frac{\sigma \cdot Q}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}};$

$$y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot Q}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}};$$

$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с;

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

t, t_{ϕ} – відповідно номінальна й фактична глибини шліфування, м;

n – кількість проходів круга.

Як впливає з рис. 4.3, зі збільшенням кількості проходів круга n при багатопрохідному шліфуванні величини Q_{ϕ} , P_y і y безупинно збільшуються, асимптотично наближаючись до постійних значень Q , P_{y_0} і $y_{\text{ст}}$. Отже, із часом обробки відбувається стабілізація процесу шліфування й фактична

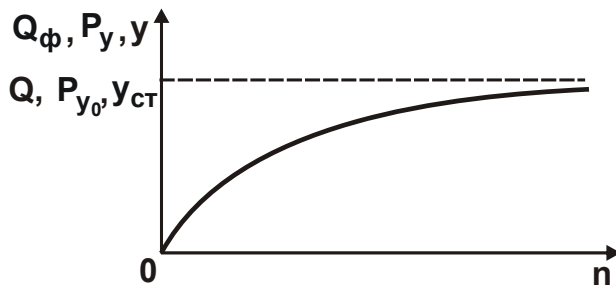


Рис. 4.3. Залежність параметрів Q_ϕ , P_y і y від n

глибина шліфування t_ϕ приймає значення, рівне номінальній глибині шліфування t .

Наведені залежності отримані з умови контакту з оброблюваним матеріалом лише різальних зерен круга. У зв'язку із цим, умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) [102]

можна розглядати постійною величиною, що змінюється тільки внаслідок зношування й затуплення різальних зерен. У дійсності, процес шліфування підкоряється більш складним закономірностям. Так, установлено, що енергоємність обробки в загальному випадку обумовлена не тільки процесом різання зернами круга, але й тертям оброблюваного матеріалу (стружок, що утворюються) зі зв'язкою круга. Причому, частка енергії тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування значно більше, ніж частка енергії різання [6]. Це пов'язано з існуванням граничної продуктивності обробки, обумовленої висотами виступання різальних зерен над рівнем зв'язки круга. Перевищення граничної продуктивності приводить до інтенсивного тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга й виникненню значних пружних переміщень у технологічній системі. А це викликає підвищення сили й температури різання, погіршує якість обробки й знижує продуктивність шліфування. Тому важливо виконати оцінювання частки процесів різання й тертя в загальному енергетичному балансі шліфування.

Відомі рішення про роздільне урахування частки різання й частки тертя при шліфуванні. Однак внаслідок спрощеного підходу вони не дозволяють розкрити фізичну сутність взаємодії круга з оброблюваним матеріалом. Так, у роботі [115] коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ розглядається у вигляді суми коефіцієнта тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом f і коефіцієнта "чистого" різання $K_{шр}$ (без урахування тертя), тобто:

$$K_{ш} = f + K_{шр} \cdot \quad (4.5)$$

Разом з тим, $K_{ш}$ описується більш складною залежністю:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{zp} + P_{zmp}}{P_{yp} + P_{ymp}}, \quad (4.6)$$

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

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

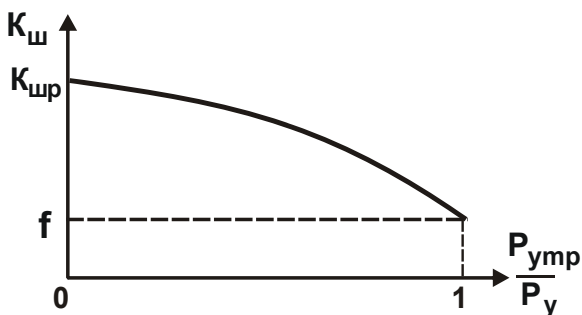
Із залежності (4.6) випливає, що відношення (4.5) справедливо за умови $P_{ymp} = 0$. Однак це суперечить фізичній суті, тому що при контакті оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга існує сила $P_{ymp} > 0$, яка і створює силу тертя $P_{zmp} = f \cdot P_{ymp}$. У протилежному випадку $P_{zmp} = 0$ і тертя матеріалу зі зв'язкою круга відсутнє, що не завжди відповідає практиці шліфування.

Тангенціальну складову сили різання $P_z = P_{zp} + P_{zmp}$ з урахуванням $P_{утр} = P_y - P_{yp}$ слід представити у вигляді:

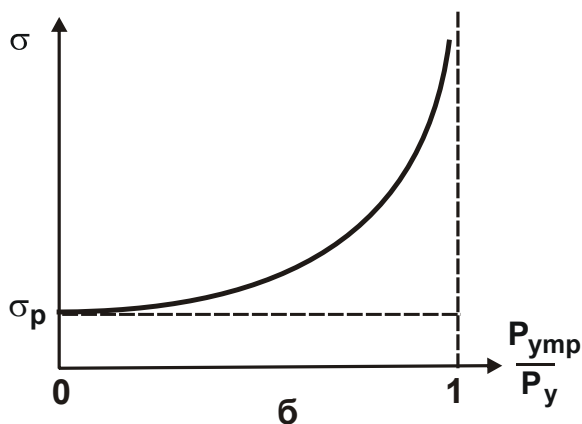
$$\frac{(K_{шр} - K_{ш})}{(K_{шр} - f)} = \frac{P_{ymp}}{P_y} \quad (4.7)$$

або

$$K_{ш} = K_{шр} \cdot \left(1 - \frac{P_{утр}}{P_y}\right) + f \cdot \frac{P_{ymp}}{P_y}. \quad (4.8)$$



а



б

Рис. 4.4. Вигляд залежностей $K_{ш}$ (а) і σ (б) від P_{ymp} / P_y

В узагальненому вигляді характер зміни $K_{ш}$ від P_{ymp} / P_y при однаковому значенні $K_{шр}$ поданий на рис. 4.4а. При $P_{ymp} / P_y = 0$ справедлива умова $K_{ш} = K_{шр}$. При збільшенні відношення $P_{ymp} / P_y \rightarrow 1$ перший доданок залежності (4.8) зменшується до нуля, а другий збільшується до

значення f .

Таким чином показано, що для оцінювання частки енергії різання й частки енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при шліфуванні необхідно враховувати дві складові радіальної сили різання: P_{yp} і P_{ymp} . Вирішити дане завдання, використовуючи лише експериментальні значення двох параметрів P_z , P_y не можна, тому що невідомих (шуканих) параметрів чотири: P_{zp} , P_{zmp} , P_{yp} , P_{ymp} . Для їхнього визначення необхідно встановити додатково ще дві умови. Першою умовою є наведене в роботі [117] відношення, яке визначає умову здійснення процесу стружкоутворення при різанні без урахування тертя зерен і зв'язки круга з матеріалом:

$$\sigma = \frac{2}{K_{\text{ш}}} \cdot \sigma_{\text{ст}}. \quad (4.9)$$

У відношенні (4.9) необхідно $K_{\text{ш}}$ розглядати як коефіцієнт "чистого" різання (без урахування тертя) $K_{\text{ш}} = P_{zp} / P_{yp}$, а σ – як умовне напруження "чистого" різання $\sigma_p = P_{zp} / S_{\text{сум}} = P_{zp} \cdot V_{\text{кр}} / Q$. Тоді (4.9) виразиться

$$\frac{P_{zp}^2 \cdot V_{\text{кр}}}{P_{yp} \cdot Q} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}.$$

Друга умова отримана наступним чином. За наявності тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга відношення (4.9) перетвориться в нерівність $K_{\text{ш}} \cdot \sigma > 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}$, де $K_{\text{ш}}$, σ – експериментально встановлені значення. Очевидно, добуток параметрів $K_{\text{ш}} \cdot \sigma$ буде перевищувати $2 \cdot \sigma_{\text{ст}}$ на величину $f \cdot \sigma_{\text{мп}}$, де $\sigma_{\text{мп}}$ – умовне напруження "тертя"

($\sigma_{\text{тр}} = P_{z\text{тр}} \cdot V_{\text{кр}} / Q$). Тоді друга умова опишеться $\frac{P_{z\text{тт}}^2 \cdot V_{\text{кр}}}{P_{y\text{тт}} \cdot Q} = K_{\text{ш}} \cdot \sigma - 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}$.

Це дозволяє скласти чотири рівняння для визначення чотирьох невідомих параметрів P_{zp} , P_{zmp} , P_{yp} , P_{ymp} і кількісно визначити частки процесів різання й тертя в загальному енергетичному балансі шліфування.

4.2.2. Аналітичний опис і аналіз умовного напруження різання

Умовне напруження різання σ аналітично описується:

$$\sigma = \frac{P_z}{S_{\text{сум}}}. \quad (4.10)$$

З урахуванням залежності для визначення тангенціальної складової сили різання $P_z = P_{zр} + P_{zтр}$, отримано

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_{тр}, \quad (4.11)$$

де $\sigma_p = P_{zр} / S_{\text{сум}}$;
 $\sigma_{тр} = P_{zтр} / S_{\text{сум}}$.

Виражаючи $P_{zтр} = f \cdot P_{yтр} = f \cdot (P_y - P_{yр}) = f \cdot \left(\frac{P_z}{K_{ш}} - \frac{P_{zр}}{K_{шр}} \right)$, з урахуванням залежності (4.11), отримано рівняння відносно величини σ :

$$\sigma = \sigma_p + f \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}} - \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \right). \quad (4.12)$$

Розв'язок рівняння:

$$\sigma = \sigma_p \cdot \frac{\left(1 - \frac{f}{K_{шр}} \right)}{\left(1 - \frac{f}{K_{ш}} \right)}. \quad (4.13)$$

Підкоряючи залежність (4.13) розрахунковим даним, що наведені на рис. 4.4а, за умови $K_{ш} = K_{шр}$, маємо $\sigma = \sigma_p$, а за умови $K_{ш} \rightarrow f$ відповідно $\sigma \rightarrow \infty$ (див. рис. 4.4б). Отже, зі збільшенням відношення $P_{yтр} / P_y$ (тобто з переходом від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга

з оброблюваним матеріалом) умовне напруження різання σ необмежено збільшується. Цим пояснюється висока силова й теплова напруженість процесу шліфування й виникаючі на оброблюваних поверхнях припикання та інші температурні дефекти.

Тому зменшити умовне напруження різання σ при шліфуванні можна, насамперед, за рахунок зниження інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто за рахунок зменшення в залежності (4.13) другого доданка $\sigma_{\text{тр}}$ [66; 84].

Представляючи залежність (4.13) у вигляді суми двох додатків ($\sigma = \sigma_p + \sigma_{\text{тр}}$), обумовлених процесами різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, отримано:

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{\left(1 - \frac{f}{K_{\text{шп}}}\right)}{\left(1 - \frac{f}{K_{\text{ш}}}\right)} - \sigma_p = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шп}}} \cdot \frac{(K_{\text{шп}} - K_{\text{ш}})}{(K_{\text{ш}} - f)} = \\ &= \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шп}}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{\text{утр}}}{P_y}\right)}{\left(1 - \frac{P_{\text{утр}}}{P_y}\right)} = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шп}}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{\text{утр}}} - 1\right)}. \end{aligned} \quad (4.14)$$

За умови $P_{\text{утр}} / P_y = 0$ маємо $\sigma = \sigma_p$, а за умови $P_{\text{утр}} / P_y = 1$ відповідно $\sigma \rightarrow \infty$.

Аналогічний результат отриманий вище на основі аналізу залежності (4.13), графічно представленої на рис. 4.4б. Таким чином, із залежності (4.14) випливає, що зменшити енергоємність обробки σ можна шляхом зменшення параметрів $P_{\text{утр}} / P_y$, σ_p , f і збільшенням $K_{\text{шп}}$. Це погодиться із практикою алмазного й абразивного шліфування.

У табл. 4.1 наведені розрахункові значення безрозмірної величини $1/\left(\frac{P_y}{P_{\text{утр}}} - 1\right)$, яка входить у залежність (4.14).

Таблиця 4.1

Розрахункові значення безрозмірної величини $1/\left(\frac{P_y}{P_{утр}} - 1\right)$

$P_{умр} / P_y$	0	0,25	0,5	0,75	1,0
$1/\left(\frac{P_y}{P_{утр}} - 1\right)$	0	0,33	1,0	3,0	∞

Зважаючи на те, що відношення $f/K_{ш}$ може змінюватися приблизно в межах 0,3 ... 1,0, перший і другий доданки залежності будуть рівні між собою за умови $P_{умр} / P_y \approx 0,5 \dots 0,75$. При перевищенні даних значень $P_{умр} / P_y$ другий доданок залежності більше першого й енергоємність обробки σ буде необмежено збільшуватися. Таким чином показано, що енергоємність обробки при шліфуванні σ цілком однозначно визначається відношенням $P_{умр} / P_y$. З його збільшенням від 0 до 1 пара метр σ необмежено збільшується, що обумовлено перевагою енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

4.2.3. Аналітичний опис відношення $\sigma/K_{ш}$

Оскільки основні параметри шліфування аналітично залежать від відношення $\sigma/K_{ш}$, то слід отримати його аналітичне вираження:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p \cdot \left[1 + \frac{f}{K_{шр}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{утр}}{P_y}\right)}{\left(1 - \frac{P_{утр}}{P_y}\right)} \right]}{\left[K_{шр} \cdot \left(1 - \frac{P_{утр}}{P_y}\right) + f \cdot \frac{P_{утр}}{P_y} \right]} = \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{утр}}{P_y}\right)}. \quad (4.15)$$

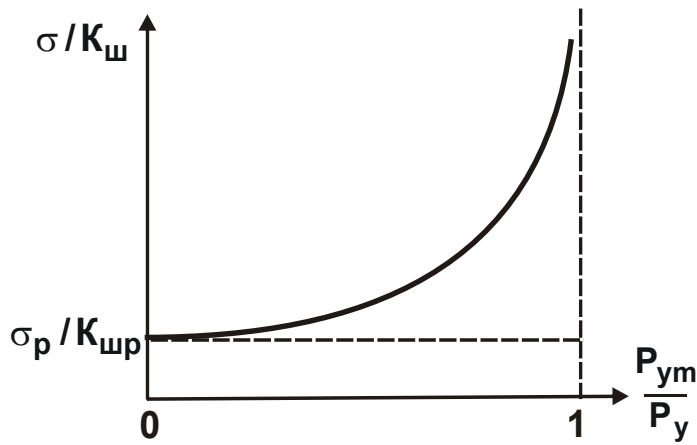


Рис. 4.5. Залежність $\sigma/K_{\text{ш}}$ від $P_{\text{умр}}/P_y$

Графічно залежність (4.15) подано на рис. 4.5, з якого випливає, що зі збільшенням $P_{\text{умр}}/P_y$ від 0 до 1 відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$ збільшується від значення $\sigma_p/K_{\text{шр}}$ нескінченно. Отже, наявність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при шліфуванні приводить до істотного збільшення відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$ й відповідно силової й теплової напруженості процесу шліфування. Тому основним шляхом зменшення відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$ є зменшення $P_{\text{умр}}/P_y \rightarrow 0$ (табл. 4.2), тому що зменшення відношення $\sigma_p/K_{\text{шр}}$ (за рахунок підвищення гостроти різальних зерен круга) не приводить до істотного зменшення $\sigma/K_{\text{ш}}$.

Тому основним шляхом зменшення відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$ є зменшення $P_{\text{умр}}/P_y \rightarrow 0$ (табл. 4.2), тому що зменшення відношення $\sigma_p/K_{\text{шр}}$ (за рахунок підвищення гостроти різальних зерен круга) не приводить до істотного зменшення $\sigma/K_{\text{ш}}$.

Таблиця 4.2

Розрахункові значення безрозмірної величини $1/\left(1 - \frac{P_{\text{утр}}}{P_y}\right)$

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

На відміну від залежностей (4.8) і (4.14), залежність (4.15) не містить параметр f , що дозволяє більш просто й однозначно визначити енергетичний рівень процесу шліфування. Знаючи експериментальні значення $\sigma_p/K_{\text{шр}}$ й $\sigma/K_{\text{ш}}$ у початковий і поточний моменти шліфування, за залежністю (4.15) не складно визначити відношення $P_{\text{умр}}/P_y$ і таким чином виконати оцінювання частки енергії тертя зв'язки круга з матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

4.3. Теоретичний аналіз взаємозв'язку між енергоємністю обробки й продуктивністю шліфування

Із залежності (4.1) випливає, що температура θ поверхневого шару оброблюваної деталі визначається як умовним напруженням різання σ (енергоємністю обробки), так і питомою продуктивністю обробки $Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\text{дет}}$. Чим більше ці величини, тим більше температура θ . Отже, основним шляхом її зменшення є зменшення величин σ і $Q_{\text{пит}}$. Однак це не завжди ефективно, тому що вимагає зниження досягнутого на практиці на конкретних операціях шліфування рівня продуктивності обробки. Тому важливо знати нові технологічні можливості зменшення температури θ поверхневого шару оброблюваної деталі без зменшення продуктивності обробки, забезпечуючи необхідний результат за рахунок зниження умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Це вимагає теоретичного визначення енергоємності обробки σ й питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ з урахуванням обмеження за температурою θ . У зв'язку із цим необхідно провести теоретичний аналіз умов підвищення продуктивності й зниження енергоємності обробки, обумовленої процесом різання зернами круга без урахування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом [10].

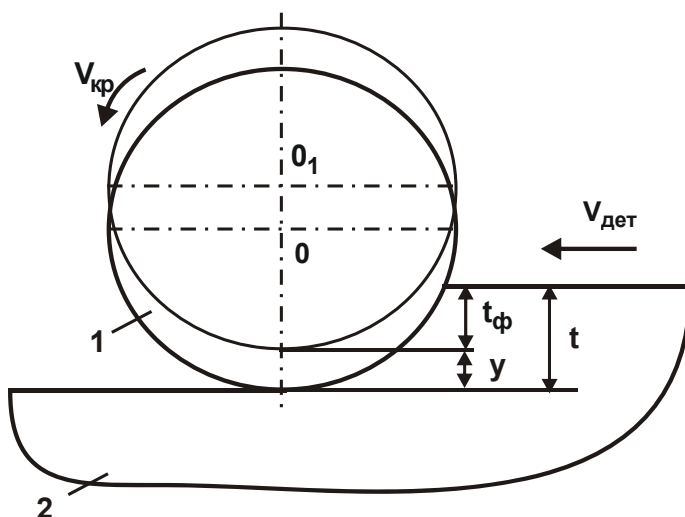


Рис. 4.6. Розрахункова схема плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Як відомо, продуктивність обробки залежить від відношення $t_{\text{ф}} / t$. Чим воно більше, тим вище продуктивність обробки. Тому необхідно визначити $t_{\text{ф}} / t$. З метою спрощення розрахунків розглянуто процес плоского шліфування (рис. 4.6), у якому виникаюча радіальна складова сили різання P_y врівноважується силою пружності $c \cdot y$. Радіальна складова сили різання P_y виражається:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{мит}}}{K_{ш}} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_{\phi}}{V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{V_{\text{кр}}}, \quad (4.16)$$

де $S_{\text{мит}} = Q_{\phi} / V_{\text{кр}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2 ;

$Q_{\phi} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}$ – фактична продуктивність обробки, $\text{м}^3/\text{с}$.

Відношення t_{ϕ} / t визначене з умови рівноваги сил P_y і $c \cdot y$ з урахуванням залежності $t = t_{\phi} + y$:

$$\frac{t_{\phi}}{t} = \frac{1}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{\text{кр}}}\right)}. \quad (4.17)$$

Як видно, відношення t_{ϕ} / t тим більше, чим менше параметри σ , B , $V_{\text{дет}}$ і більше параметри c , $K_{ш}$, $V_{\text{кр}}$. У цьому випадку σ описується залежністю (4.9), а коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ – залежністю [117]:

$$K_{ш} = \frac{1}{\text{tg}(\gamma + \psi)}, \quad (4.18)$$

де γ – половина кута при вершині конусоподібного різального зерна;

ψ – умовний кут тертя на передній поверхні різального зерна ($\text{tg}\psi = f$ – коефіцієнт тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом).

Підставляючи залежність (4.18) в (4.9), визначено умовне напруження різання σ й відношення $\sigma / K_{ш}$:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\gamma + \psi); \quad (4.19)$$

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi). \quad (4.20)$$

Залежність (4.17) з урахуванням (4.19) і (4.20) виразиться:

$$\frac{t_{\phi}}{t} = \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot V_{\text{кр}}}\right)}. \quad (4.21)$$

Чим менше кут γ , тобто чим гостріше різальні зерна круга, тим більше коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ й відповідно більше відношення t_{ϕ} / t . За фізичною суттю кут γ дорівнює негативному передньому куту різального зерна. Умовний кут тертя ψ може змінюватися в межах $0 \dots 45^{\circ}$ (як правило, у межах $10 \dots 30^{\circ}$). Очевидно, зі збільшенням кута ψ умовне напруження різання σ збільшується, що приводить до зменшення відношення t_{ϕ} / t . Тому з погляду збільшення відношення t_{ϕ} / t важливо кут ψ зменшувати за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ, які знижують коефіцієнт тертя інструментального й оброблюваного матеріалів, а також за рахунок застосування абразивних (інструментальних) матеріалів, що характеризуються низьким коефіцієнтом тертя (наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів: алмаза, ельбора та ін.).

У табл. 4.3 наведені розраховані за залежністю (4.18) значення коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$. Як видно, зі збільшенням кута $\gamma + \psi$ коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ безупинно зменшується аж до нуля. Згідно з експериментальними даними, наведеними у науково-технічній літературі, коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ приймає значення $0,1 \dots 1,0$. Отже, кут $\gamma + \psi$ змінюється в межах $45 \dots 85^{\circ}$. Вважається, що кут ψ змінюється в межах $5 \dots 45^{\circ}$, тому що коефіцієнт тертя $f = \text{tg} \psi$ відповідає значенням $0,1 \dots 1,0$. Виходячи із цього, кут γ може приймати значення $(40 \dots 80^{\circ}) - (0 \dots 40^{\circ})$, тобто при мінімальному значенні кута $\psi = 45^{\circ}$ кут $\gamma = 40 \dots 80^{\circ}$, а при максимальному значенні $\psi = 45^{\circ}$ кут $\gamma = 0 \dots 40^{\circ}$.

Таблиця 4.3

Розрахункові значення $K_{\text{ш}}$ залежно від кута $\gamma + \psi$

$\gamma + \psi$, град	0	30	45	60	70	80	85	90
$K_{\text{ш}}$	∞	1,733	1,0	0,577	0,364	0,176	0,087	0

Зважаючи на те, що нижня межа коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ становить 0,1, умовне напруження різання σ , відповідно до залежності (4.9), може приймати значення, в 20 разів перевищуючи межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу $\sigma_{ст}$. Таке велике розходження параметрів σ і $\sigma_{ст}$ пов'язане зі збільшенням негативного переднього кута γ різального зерна через його зношування й затуплення. Наприклад, при обробці твердого сплаву, у якого $\sigma_{ст} = 4 \cdot 10^3$ МПа, умовне напруження різання σ , виходячи із залежності (4.9), може скласти $80 \cdot 10^3$ МПа. Згідно з експериментальними даними [117] (рис. 4.7), які отримані при мікрорізаннях одиничним алмазним зерном твердого сплаву Т15К6, максимальне значення σ досягає $90 \cdot 10^3$ МПа. Це погодиться з теоретичними результатами.

Найменше значення $\sigma = 17,5 \cdot 10^3$ МПа має місце при $K_{ш} = 0,65$. Для даного значення $K_{ш}$ умовне напруження різання σ , розраховане за залежністю (4.9), дорівнює $12,3 \cdot 10^3$ МПа, що фактично відповідає експериментальному значенню. У цьому випадку розходження значень σ і $\sigma_{ст}$ менше й становить усього 3 рази.

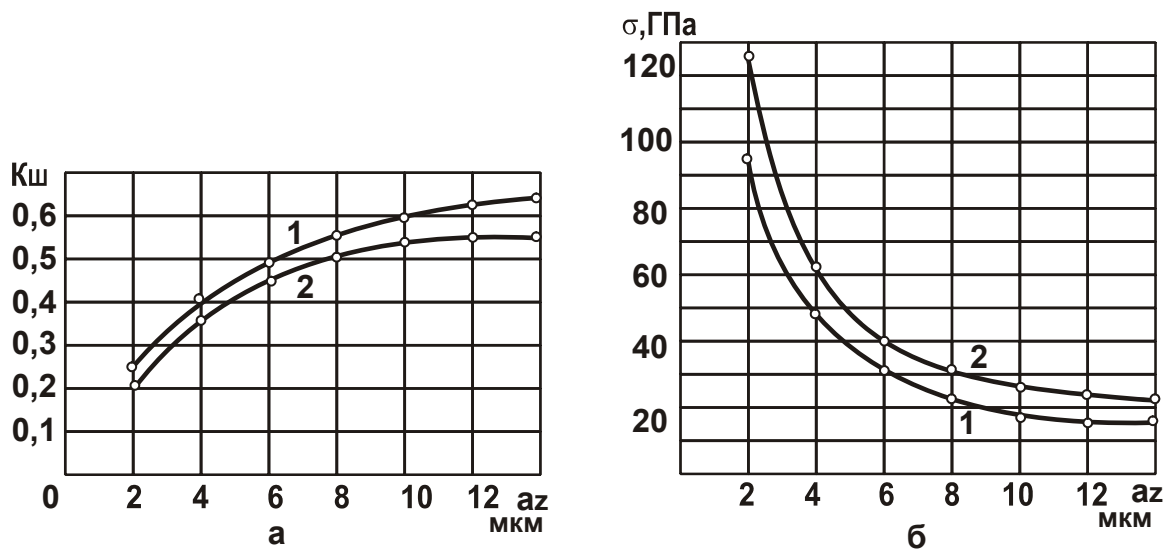


Рис. 4.7. Вплив товщини зрізу a_z на коефіцієнт

шліфування $K_{ш}$ (а) і умовне напруження різання σ (б)

Умови мікрорізання: алмазне зерно АС50; швидкість різання $v = 20$ м/с.

Умовні позначення: оброблюваний матеріал: 1 – твердий сплав Т15К6; 2 – твердий сплав ТН-20.

У роботі [87] показано, що для максимального використання потенційних (різальних) можливостей круга швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно встановлювати за залежністю (3.45) за умови $S_{відн} = 1$:

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}, \quad (4.22)$$

де m – об'ємна концентрація зерен круга (наприклад, для 100-відсоткової концентрації зерен алмазного круга – $m = 100$);

H_{max} – максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, м.

Підставляючи залежність (4.22) в (4.21), отримано:

$$\frac{t_{ф}}{t} = \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot \text{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot B \cdot m \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot c} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}} \right)}. \quad (4.23)$$

Зі збільшенням t відношення $t_{ф} / t$ збільшується, що свідчить про можливість підвищення $Q_{ф} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}$ при глибинному шліфуванні.

Залежність (4.22) отримана без урахування утворення в технологічній системі пружного переміщення y , тобто для випадку $t_{ф} = t$. У дійсності параметри $t_{ф}$ й t пов'язані між собою вираженням $t_{ф} = t - y$. У зв'язку із цим у залежності (4.22) замість номінальної глибини шліфування t необхідно розглядати фактичну глибину шліфування $t_{ф}$:

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t_{ф}}}. \quad (4.24)$$

Тоді фактична продуктивність обробки $Q_{ф} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}$ опишеться:

$$Q_{ф} = \frac{B \cdot m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3 \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot t_{ф}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (4.25)$$

Підставляючи залежність (4.22) в (4.16), з умови рівноваги сил P_y і $(c \cdot y)$ з урахуванням залежності $t = t_{\phi} + y$, маємо

$$y = B_0 \cdot \sqrt{t - y} \quad (4.26)$$

або

$$y^2 + B_0 \cdot y - B_0 \cdot t = 0, \quad (4.27)$$

де
$$B_0 = \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot \operatorname{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot m \cdot H_{\max}^3 \cdot \sqrt{R_{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot c}.$$

Розв'язок квадратного рівняння:

$$y = \frac{2 \cdot t}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{B_0}}\right)}. \quad (4.28)$$

Очевидно, зі збільшенням номінальної глибини шліфування t величина пружного переміщення y збільшується. У той же час відношення

$$\frac{y}{t} = \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{B_0}}\right)} \quad (4.29)$$

зі збільшенням t , навпаки, зменшується, що свідчить про підвищення ефективності шліфування. З урахуванням залежності $y = t - t_{\phi}$ маємо:

$$\frac{t_{\phi}}{t} = 1 - \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{B_0}}\right)}. \quad (4.30)$$

Як видно, зі збільшенням номінальної глибини шліфування t відношення t_{ϕ}/t збільшується. Отже, аналогічно залежності (4.23), домогтися збільшення відношення t_{ϕ}/t можна за рахунок переходу в область глибокого шліфування, забезпечуючи знімання припуску за один

прохід круга. При цьому швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно встановлювати відповідно до залежності (4.24) з урахуванням (4.30), тобто:

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot X^3} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t \cdot \left[1 - \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{B_0}} \right)} \right]}}}. \quad (4.31)$$

Порівняно з аналогічною залежністю (4.22), роль номінальної глибини шліфування t в залежності (4.31) підсилюється, тому що швидкість деталі $V_{дет}$ більшою мірою зменшується зі збільшенням t . Фактична продуктивність обробки $Q_{ф}$, навпаки, більшою мірою збільшується зі збільшенням t . Це впливає із залежності:

$$Q_{ф} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф} = \frac{B \cdot m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630 \cdot \pi \cdot X^3} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot t \cdot \left[1 - \frac{2}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot t}{B_0}} \right)} \right]}}}. \quad (4.32)$$

Таким чином показано, що встановлення швидкості деталі $V_{дет}$ на основі уточненої залежності (4.31) дозволяє підвищити фактичну продуктивність обробки $Q_{ф}$ за рахунок збільшення відношення $t_{ф} / t$ за умови максимального використання міцності робочої поверхні шліфувального круга, узагальнено вираженої параметром H_{max} . При невиконанні даної умови, тобто коли швидкість деталі $V_{дет}$ перевищує розраховане за залежністю (4.31) відповідне значення $V_{дет}$, параметр H_{max} збільшиться. Це приведе до інтенсивного контакту оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, підвищенню сили тертя й енергоємності обробки. У зв'язку із цим важливо визначити енергоємність обробки, обумовлену тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, і умови її зменшення з метою підвищення якості й продуктивності обробки.

4.4. Оцінювання впливу інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом на енергоємність обробки при шліфуванні

Для аналізу закономірностей зміни енергоємності обробки важливо розглянути процес плоского багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою з номінальною глибиною шліфування t (див. рис. 4.6). Прийнято, що різальної здатності круга недостатньо для видалення шару матеріалу товщиною t , тобто круг може зрізати лише шар матеріалу товщиною $t_{\phi} < t$. Тоді невилучений шар матеріалу буде приводити до утворення в технологічній системі пружного переміщення y . Рівняння балансу переміщень у технологічній системі прийме вигляд:

$$n \cdot t = n \cdot t_{\phi} + y \quad (4.33)$$

або

$$y = n \cdot (t - t_{\phi}). \quad (4.34)$$

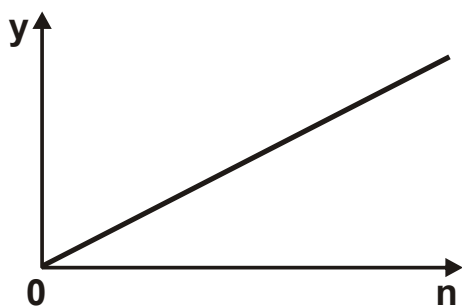


Рис. 4.8. Залежність y від n

Вважаючи величину $(t - t_{\phi})$ постійною для конкретних умов шліфування, на рис. 4.8 показаний характер зміни величини пружного переміщення залежності від кількості проходів круга n . У цьому випадку відбувається пропорційне збільшення величини y зі збільшенням n . Стабілізація процесу шліфування в часі не наступає. Це свідчить про необхідність обмеження n (у зв'язку з високою силовою й тепловою напруженістю шліфування) або необхідність зменшення величини $(t - t_{\phi})$, що припускає зменшення продуктивності обробки й не завжди ефективно.

Таким чином показано, що наявність контакту зв'язки круга з оброблюваним матеріалом принципово змінює характер залежності $y - n$ (див. рис. 4.3), установлений без урахування контакту зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це узгоджується з експериментальними даними, отриманими при дослідженні процесу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування багатолезових інструментів зі швидкорі-

зальної сталі Р18 кругами із ельбору на різних зв'язках [117] (рис. 4.9). Як видно, із часом фактична продуктивність обробки, а відповідно й фактична глибина шліфування t_{ϕ} спочатку зменшуються, потім практично стабілізуються й надалі залишаються незмінними. Причому, для кожної характеристики круга існує своя фактична продуктивність обробки й фактична глибина шліфування t_{ϕ} . Показано, що характер зміни фактичної продуктивності обробки, а отже, і величини y , підкоряється закономірностям, які впливають із рис. 4.8, а не з рис. 4.3. Із цього можна зазначити, що при шліфуванні переважає тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тому що в протилежному випадку характер зміни фактичної продуктивності обробки в часі підкорявся б графікові, поданому на рис. 4.3.

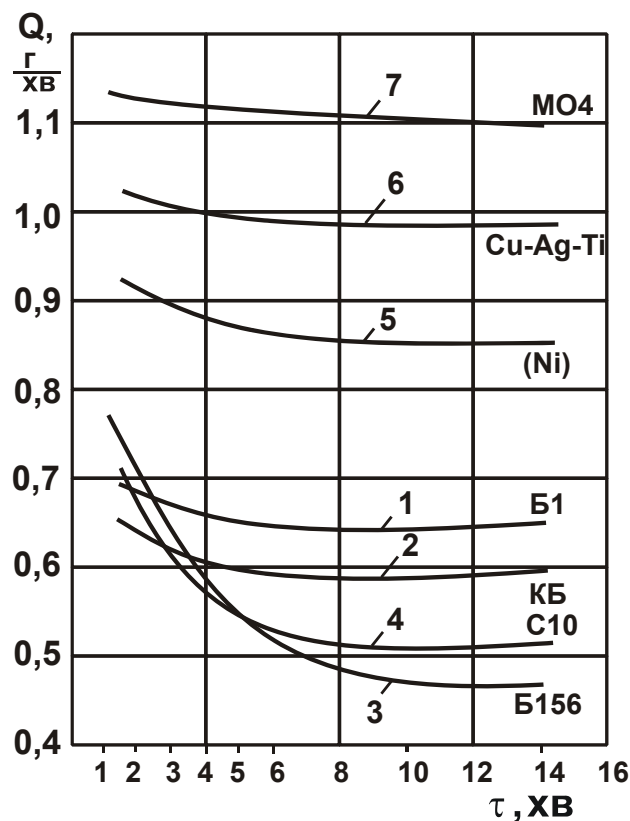


Рис. 4.9. Зміна фактичної продуктивності обробки Q із часом шліфування τ ельборовими кругами на різних зв'язках

Умовні позначення: 1 – Б1; 2 – КБ; 3 – Б156; 4 – С10; 5 – Б1 (з металізованими ельборовими зернами розплавом Ni); 6 – Б1 (з металізованими ельборовими зернами розплавом Cu-Ag-Ti); 7 – МО4.

Виходячи зі сказаного, важливо визначити енергоємність обробки σ , обумовлену лише тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто, по суті, визначити складову енергоємності $\sigma_{\text{тр}}$. Для цього розглянуте плоске багатопрохідне шліфування за жорсткою схемою з номінальною глибиною шліфування t (див. рис. 4.6). Прийнято, що різальної здатності круга недостатньо для видалення шару матеріалу товщиною t , тобто круг може зрізати лише шар матеріалу товщиною $t_{\text{ф}} < t$. Тоді величина $\sigma_{\text{тр}}$ при першому поздовжньому ході круга дорівнює:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{P_{\text{зтр}}}{S_{\text{сум}}} = f \cdot P_{\text{урт}} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{Q_{\text{ф}}}. \quad (4.35)$$

Виражаючи радіальну складову сили різання залежністю $P_{\text{урт}} = c \cdot y$, залежність (4.35) прийме вигляд:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{c \cdot y \cdot f \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф}}}. \quad (4.36)$$

З урахуванням вираження $y = t - t_{\text{ф}}$ (рис. 4.10), маємо:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{c \cdot f \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \left(\frac{t}{t_{\text{ф}}} - 1 \right). \quad (4.37)$$

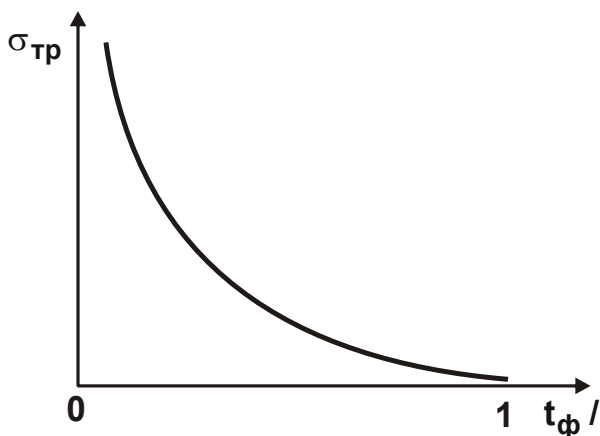


Рис. 4.10. Залежність $\sigma_{\text{тр}}$ від $t_{\text{ф}}$

Як видно, зі зменшенням $t_{\text{ф}}$, тобто зі збільшенням величини y , енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}}$ збільшується. За умови $t_{\text{ф}} = t$ енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}} = 0$. Це можливо у випадку відсутності тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, тобто коли в загальному енергетичному балансі процесу шліфування переважає частка енергії різання зернами круга.

При другому проході круга залежність (4.37) залишається такою ж із тією лише відмінністю, що замість величини y треба розглядати $2y$. Відповідно, при третьому проході круга замість величини y треба розглядати $3y$ та ін. В остаточному підсумку при n -му проході круга залежність (4.37) прийме вигляд:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{c \cdot f \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_{\text{ф}}} - 1 \right). \quad (4.38)$$

Наявність множника n в залежності (4.38) указує на достатньо інтенсивне збільшення енергоємності обробки зі збільшенням кількості проходів круга. Цим, властиво, можна пояснити те, що енергоємність обробки при шліфуванні багаторазово перевищує енергоємність процесу різання окремим зерном. З фізичної точки зору це обумовлено наявністю значних пружних переміщень у технологічній системі та інтенсивним тертям оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга. Причому, як впливає із залежності (4.38), збільшення енергоємності обробки не пов'язане із затупленням зерен круга, хоча, безсумнівно, поява на зернах круга площадок зношування приведе до ще більш інтенсивного збільшення енергоємності обробки.

Із залежності (4.38) випливає, що за умови $t_{\text{ф}} \rightarrow 0$ справедливо $\sigma_{\text{тр}} \rightarrow \infty$ (див. рис. 4.10). Це відповідає аналогічному аналітичному рішенню, яке випливає із залежності (4.13) і графічно подано на рис. 4.4б. Отже, необмежене збільшення енергоємності обробки обумовлено зменшенням фактичної глибини шліфування $t_{\text{ф}} \rightarrow 0$ внаслідок втрати різальної здатності круга.

Використовуючи даний підхід, слід перетворити залежність (4.14) з урахуванням вираження: $P_y = P_{\text{ур}} + P_{\text{утр}} = c \cdot y_1 + c \cdot y_2$, що враховує як процес тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, так і процес різання зернами круга. Тут величини y_1 й y_2 визначають пружні переміщення, які утворюються в технологічній системі під дією складових сили різання $P_{\text{ур}}$, $P_{\text{утр}}$. При цьому сумарне пружне переміщення дорівнює $y = y_1 + y_2$. Приймаючи, що на першому проході круга $y = t - t_{\text{ф}}$,

то справедливі вираження: $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\phi})$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\phi})$, де $\alpha = 0 \dots 1$ – безрозмірна величина.

Приймаючи, що на другому проході круга $y = 2 \cdot (t - t_{\phi})$, отримано:

$$y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\phi}); \quad y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\phi}) + (t - t_{\phi}) = (2 - \alpha) \cdot (t - t_{\phi}).$$

На n -му проході круга $y = n \cdot (t - t_{\phi})$.

Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\phi})$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\phi}) + (n - 1) \cdot (t - t_{\phi}) = (n - \alpha) \cdot (t - t_{\phi})$.

Відношення $\frac{P_{\text{утр}}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$. Отже, зі збільшенням n дане від-

ношення збільшується фактично від 0 до 1, що відповідає умовам шліфування. Тоді:

$$\frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{\text{утр}}} - 1\right)} = \frac{1}{\left(\frac{y_1 + y_2}{y_2} - 1\right)} = \frac{y_2}{y_1} = \frac{n}{\alpha} - 1. \quad (4.39)$$

Відповідно залежність (4.14) прийме вигляд:

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шр}}} \cdot \left(\frac{n}{\alpha} - 1\right). \quad (4.40)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n енергоємність обробки σ збільшується. За умови $\left(\frac{n}{\alpha} - 1\right) > \frac{K_{\text{шр}}}{f}$ другий доданок залежності (4.14), обумовлений тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, більше першого доданка. Складова енергоємності обробки σ_p може бути перетворена до вигляду:

$$\sigma_p = \frac{P_{zр} \cdot V_{кр}}{Q_{\phi}} = \frac{K_{\text{шр}} \cdot P_{ур} \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}} = \frac{K_{\text{шр}} \cdot c \cdot y_1 \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}} = \frac{K_{\text{шр}} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \alpha}{B \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1\right). \quad (4.41)$$

Підставляючи залежність (4.41) в (4.40), маємо

$$\sigma = \sigma_p + \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot (n - \alpha) \cdot \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 \right). \quad (4.42)$$

У підсумку другий доданок залежності (4.42) дорівнює величині $\sigma_{тр}$, яка визначається залежністю (4.38), розглядаючи в ній замість n величину $(n - \alpha)$, що входить у залежність для визначення пружного переміщення y_2 . Таким чином встановлено, що на основі двох різних підходів прийшли до однієї й тієї ж залежності для визначення енергоємності обробки. Це вказує, по-перше, на вірогідність отриманого теоретичного рішення, по-друге, на те, що з фізичної точки зору енергоємність обробки обумовлена розходженням фактичної й номінальної глибин шліфування, тобто обумовлена відношенням $t_{ф} / t$. Зі збільшенням n енергоємність обробки σ необмежено збільшується. Отже, основними шляхами зменшення σ є забезпечення примірної рівності значень $t_{ф}$ і t , а також виключення впливу n на σ за рахунок підтримки в процесі шліфування в технологічній системі заданого натягу, обумовленого міцністю робочої поверхні круга.

Використовуючи залежність (4.8) і $\frac{P_{утр}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$, визначений

коефіцієнт шліфування:

$$K_{ш} = K_{шр} \cdot \frac{\alpha}{n} + f \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{n} \right). \quad (4.43)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується головним чином за рахунок зменшення першого доданка, наближаючись до значення коефіцієнта тертя f зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Відношення $\sigma / K_{ш}$, яке визначається залежністю (4.15), прийме вигляд:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \cdot \frac{n}{\alpha} = \frac{c \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 \right). \quad (4.44)$$

У цьому випадку $\sigma/K_{ш}$, також як σ і $K_{ш}$, визначається кількістю проходів круга n й t/t_{ϕ} . З їхнім збільшенням $\sigma/K_{ш}$ необмежено збільшується.

Для визначення величини $\sigma_{тр}$ за залежністю (4.38) прийняті наступні вихідні дані: $t/t_{\phi} = 2$; $c = 10^7$ Н/м; $n = 20$; $f = 0,5$; $V_{кр} = 30$ м/с; $B = 20$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв. У підсумку отримане $\sigma_{тр} = 30 \cdot 10^4$ МПа. Як видно, дане значення більше аналогічного значення умовного напруження різання $\sigma = 8 \cdot 10^4$ МПа, отриманого в п. 4.3 розрахунковим шляхом для тих же умов обробки, але без урахування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто коли в процесі шліфування беруть участь лише різальні зерна.

Цим показано, що основною причиною збільшення енергоємності обробки при шліфуванні є тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом у зв'язку з утворенням на оброблюваній поверхні після кожного проходу круга "недорізу" величиною $t - t_{\phi}$. Підсумовування "недорізів" приводить до збільшення величини пружного переміщення й енергоємності обробки, що, виходячи із залежності (4.1), є основною причиною збільшення температури шліфування.

З урахуванням залежності (4.37), зменшити енергоємність обробки для заданої продуктивності обробки можна застосуванням пружної схеми шліфування з фіксованим радіальним зусиллям $P_y = c \cdot y$. У цьому випадку кількість проходів круга n не буде впливати на енергоємність обробки, що має місце при шліфуванні за жорсткою схемою, виходячи із залежності (4.38).

Використовуючи залежність (4.38), можна проаналізувати основні шляхи зменшення $\sigma_{тр}$. Вони полягають, головним чином, у збільшенні фактичної глибини шліфування $t_{\phi} \rightarrow t$, оскільки в цьому випадку $\sigma_{тр} \rightarrow 0$, тобто зникає частка енергії тертя при шліфуванні. Збільшити t_{ϕ} можна різними методами. По-перше, застосуванням ефективних методів виправлення круга, які забезпечують збільшене виступання вершин зерен над рівнем зв'язки, достатнє для видалення шару матеріалу товщиною t_{ϕ} й вільне розміщення стружок та інших продуктів обробки в міжзеренному просторі круга. Ефективно в даному напрямку застосування високопористих кругів, а також електро-фізико-хімічних методів

виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках, таких як електроерозійне й електрохімічне виправлення.

Важливим шляхом збільшення $t_{\phi} \rightarrow t$ є реалізація динамічних ефектів при шліфуванні, наприклад, за рахунок використання методу переривчастого шліфування, коли обробка виконується шліфувальним кругом з виступами і впадинами [127] (рис. 4.11).

У цьому випадку різальні зерна глибше впроваджуються в оброблюваний матеріал і, по суті, дозволяють виконати умову $t_{\phi} \rightarrow t$.

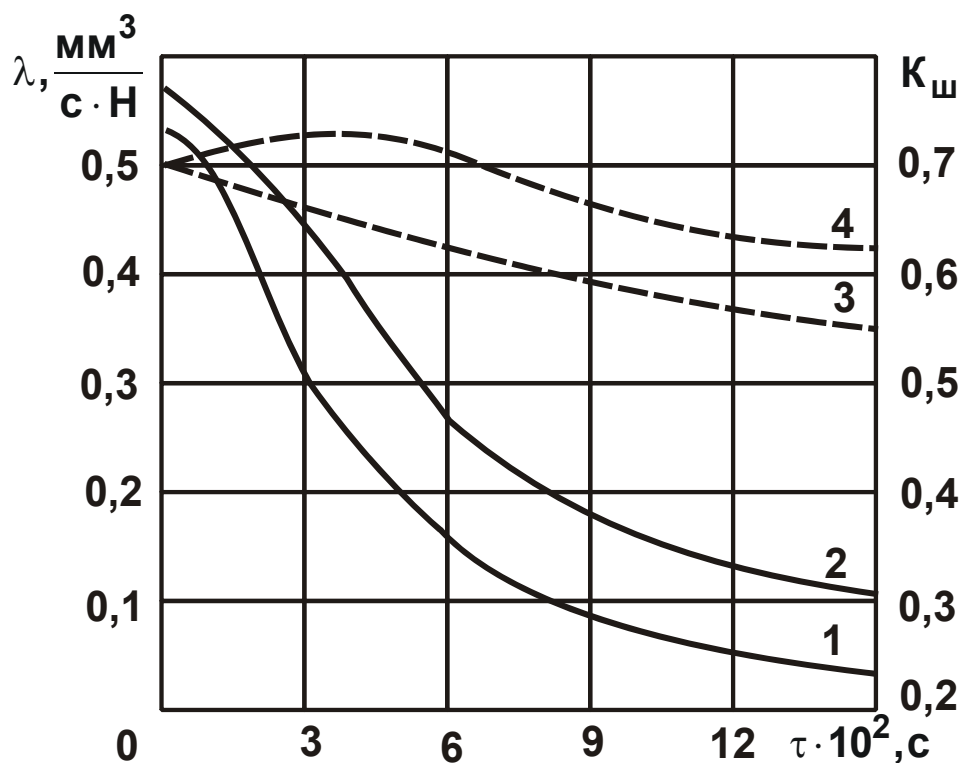


Рис. 4.11. Залежності $\lambda = Q/P_y$ (1; 3) і $K_{\text{ш}} = P_z/P_y$ (2; 4) від часу

шліфування τ суцільним і переривчастим кругами 24А 25 НСМ26К5

Умовні позначення: контурні лінії – суцільний круг; пунктирні лінії – переривчастий круг.

При цьому за рахунок ударного характеру взаємодії круга з оброблюваною деталлю відбувається безперервне виправлення круга, що забезпечує його високу різальну здатність (див. рис. 4.11).

4.5. Визначення енергоємності обробки на основі балансу переміщень у технологічній системі з урахуванням розмірного зношування круга

З огляду на важливість отриманих вище рішень, проведений їхній детальний аналіз із урахуванням балансу переміщень у технологічній системі й розмірного зношування круга Δ , а також того, що фактична глибина шліфування t_{ϕ} обумовлена міцністю робочої поверхні круга:

$$n \cdot t = n \cdot t_{\phi} + y + \Delta. \quad (4.45)$$

Аналогічно підходу, запропонованому в п. 4.3, прийнято, що радіальна складова сили різання аналітично описується вираженням $P_y = P_{yp} + P_{ytr} = c \cdot y_1 + c \cdot y_2$, що враховує як процес тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, так і процес різання зернами круга. Величини y_1 й y_2 визначають пружні переміщення, що утворюються в технологічній системі під дією складових сили різання P_{yp} , P_{ytr} . Сумарне пружне переміщення y з урахуванням залежності (4.45)

дорівнює $y = y_1 + y_2 = n \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{n} \right)$.

Можна вважати, що на першому проході круга справедлива залежність $y = t - t_{\phi} - \Delta$. Тоді $y_1 = \alpha \cdot (t - t_{\phi} - \Delta)$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot (t - t_{\phi} - \Delta)$, де $\alpha = 0 \dots 1$ – безрозмірна величина.

Відповідно на другому проході круга $y = 2 \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right)$. Тоді $y_1 = \alpha \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right)$; $y_2 = (1 - \alpha) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right) + \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right) = (2 - \alpha) \cdot \left(t - t_{\phi} - \frac{\Delta}{2} \right)$.

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

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

$$\frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{\text{утр}}} - 1\right)} = \frac{1}{\left(\frac{y_1 + y_2}{y_2} - 1\right)} = \frac{y_2}{y_1} = \frac{n}{\alpha} - 1. \quad (4.46)$$

Відповідно залежність (4.14) після перетворень прийме вигляд залежності (4.40):

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шр}}} \cdot \left(\frac{n}{\alpha} - 1\right). \quad (4.47)$$

Складова енергоємності обробки σ_p визначається:

$$\begin{aligned} \sigma_p &= \frac{P_{zр} \cdot V_{кр}}{Q_{ф}} = \frac{K_{шр} \cdot P_{ур} \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}} = \frac{K_{шр} \cdot c \cdot y_1 \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}} = \\ &= \frac{K_{шр} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \alpha}{B \cdot V_{дет}} \cdot \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 - \frac{\Delta}{n \cdot t_{ф}}\right). \end{aligned} \quad (4.48)$$

Підставляючи залежність (4.48) в (4.47), для $\Pi = n \cdot t$, отримано:

$$\sigma = \sigma_p + \frac{c \cdot f \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot (n - \alpha) \cdot \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 - \frac{\Delta}{\Pi} \cdot \frac{t}{t_{ф}}\right). \quad (4.49)$$

Залежність (4.49) аналогічна залежності (4.42) з тією відмінністю, що містить у круглих дужках додатковий доданок $\frac{\Delta}{\Pi} \cdot \frac{t}{t_{ф}}$. Зі збільшенням Δ цей доданок збільшується, що приводить до зменшення σ . Відношення $\sigma/K_{ш}$, яке визначається залежністю (4.15), після перетворень із

урахуванням вираження $\frac{P_{\text{утр}}}{P_y} = \frac{y_2}{y_1 + y_2} = 1 - \frac{\alpha}{n}$ прийме вигляд:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{шp}} \cdot \frac{n}{\alpha} = \frac{c \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot n \cdot \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1 - \frac{\Delta}{n \cdot t_{\phi}} \right). \quad (4.50)$$

Відношення $\sigma/K_{ш}$ аналогічно енергоємності обробки σ істотно залежить від розмірного зношування круга Δ . З його збільшенням $\sigma/K_{ш}$ зменшується. Вважаючи величину $(t - t_{\phi})$ постійною для конкретних умов шліфування, з рівняння (4.45) випливає умова зменшення енергоємності обробки σ та її основної складової $\sigma_{тр}$. Вона полягає в збільшенні розмірного зношування круга Δ до значення $\Delta \rightarrow n \cdot (t - t_{\phi})$ за рахунок реалізації режиму самозагострювання круга. Тоді пружне переміщення $y = 0$ і відповідно $\sigma_{тр} = 0$. На підставі сказаного можна зазначити, що забезпечити виконання умови $\sigma_{тр} \rightarrow 0$ можна двома шляхами: $t_{\phi} \rightarrow t$ і $\Delta \rightarrow n \cdot (t - t_{\phi})$ (рис. 4.12). При $n = \Pi/t$ складова $\sigma_{тр}$ опишеться:

$$\sigma_{тр} = \frac{c \cdot f \cdot V_{кр} \cdot \Pi}{Q} \cdot \left[\frac{t}{t_{\phi}} \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\Pi} \right) - 1 \right] = c \cdot f \cdot V_{кр} \cdot \Pi \cdot \left[\frac{1}{Q_{\phi}} \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\Pi} \right) - \frac{1}{Q} \right], \quad (4.51)$$

де $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с.



Рис. 4.12. Структурна схема реалізації умови $\sigma_{тр} \rightarrow 0$

Із залежності (4.51) впливають 4 основні напрями зменшення енергоємності обробки $\sigma_{\text{тр}}$:

1) виконання умови $t_{\text{ф}} \rightarrow t$ або забезпечення примірної рівності фактичної $Q_{\text{ф}}$ й номінальної Q продуктивності обробки;

2) збільшення номінальної й фактичної продуктивності обробки;

3) застосування відносно м'яких кругів, які повністю або частково компенсують виникнення пружних переміщень у технологічній системі за рахунок розмірного зношування шліфувального круга Δ й забезпечення його роботи в режимі інтенсивного самозагострювання;

4) зменшення параметрів f і Π .

Швидкість круга $V_{\text{кр}}$, виходячи із залежності (4.51), неоднозначно впливає на складову енергоємності обробки $\sigma_{\text{тр}}$. З одного боку, зі збільшенням $V_{\text{кр}}$ зменшуються товщини зрізів окремими зернами круга, що сприяє підвищенню фактичної продуктивності обробки $Q_{\text{ф}}$ й зменшенню $\sigma_{\text{тр}}$. З іншого боку, зі збільшенням $V_{\text{кр}}$ відбувається збільшення $\sigma_{\text{тр}}$, тому що швидкість круга безпосередньо входить у залежність (4.51). Очевидно, за певних умов шліфування $\sigma_{\text{тр}}$ буде зменшуватися зі збільшенням $V_{\text{кр}}$, в інших умовах – збільшуватися або змінюватися за екстремальними залежностями, проходячи точки мінімуму або максимуму. З метою зменшення $\sigma_{\text{тр}}$ слід прагнути до того, щоб зі збільшенням $V_{\text{кр}}$ переважав фактор збільшення $Q_{\text{ф}}$.

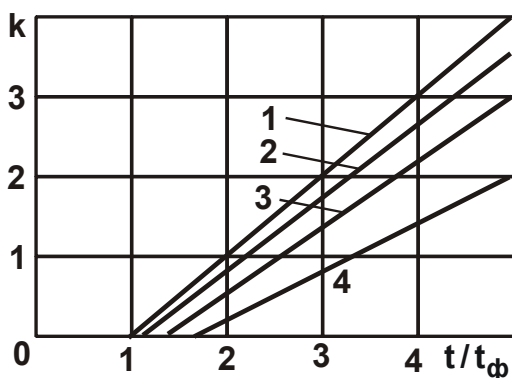


Рис. 4.13. Залежність коефіцієнта k від $t/t_{\text{ф}}$

Умовні позначення: 1 – $\Delta/\Pi = 0$; 2 – $\Delta/\Pi = 0,1$; 3 – $\Delta/\Pi = 0,2$; 4 – $\Delta/\Pi = 0,4$.

На рис. 4.13 поданий характер зміни коефіцієнта $k = \left[\frac{t}{t_{\text{ф}}} \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\Pi} \right) - 1 \right]$, який входить у залежність (4.51), від $t/t_{\text{ф}}$ для різних значень Δ/Π . Як видно, коефіцієнт k , а, отже, і енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}}$ можуть змінюватися в широких межах [7].

Із залежності (4.45) впливає чіткий зв'язок між величинами Δ й y . Чим більше розмірне зношування

шліфувального круга Δ , тим менше величина пружного переміщення y . Тому, збільшуючи жорсткість технологічної системи c й зменшуючи тим самим величину пружного переміщення y , збільшується Δ . Однак, складова енергоємності обробки $\sigma_{\text{тр}}$ при цьому може як зменшуватися, так і збільшуватися, тому що в дану залежність самостійно входить параметр c . Отже, жорсткість технологічної системи c неоднозначно впливає на енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}}$. Із цього можна зазначити, що існує оптимальне значення c , при якому $\sigma_{\text{тр}}$ приймає найменше значення і яке треба визначити.

Відомо, що найменше зношування круга має місце при алмазному шліфуванні. Отже, в цьому випадку енергоємність обробки завжди буде вище, ніж при абразивному шліфуванні. Тому фактично неможливо компенсувати виникнення пружних переміщень у технологічній системі за рахунок розмірного зношування шліфувального круга Δ , тоді як це цілком реалізовано при шліфуванні відносно м'якими абразивними кругами, які працюють у режимі інтенсивного зношування й самозагострювання.

При алмазному шліфуванні залежність (4.51) з урахуванням $\Delta = 0$ й $t/t_{\text{ф}} = Q/Q_{\text{ф}}$ спрощується й приймає вигляд:

$$\sigma_{\text{тр}} = c \cdot f \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{П} \cdot \left(\frac{1}{Q_{\text{ф}}} - \frac{1}{Q} \right). \quad (4.52)$$

Очевидно, за умови $Q_{\text{ф}} = Q$ енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}}$ дорівнює нулю. Отже, першою й основною умовою зменшення й навіть виключення із процесу шліфування параметра $\sigma_{\text{тр}}$ є забезпечення рівності фактичної й номінальної продуктивності обробки. Енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}}$ за фізичною суттю визначається розбіжністю фактичної й номінальної продуктивності обробки. Чим воно більше, тим більше $\sigma_{\text{тр}}$. Із цього випливає важливий висновок, який полягає в тому, що дисбаланс, який утворюється при шліфуванні внаслідок розбіжності значень $Q_{\text{ф}}$ і Q , є основною причиною збільшення енергоємності обробки $\sigma_{\text{тр}}$ й відповідно появи на оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів.

Усунути зазначений вище дисбаланс можна за рахунок застосування пружної схеми шліфування з фіксованим радіальним зусиллям P_y . Як вже відзначалося, у цьому випадку фізично виключається збільшення пружного переміщення в технологічній системі із часом обробки, що є позитивним чинником порівняно зі шліфуванням за жорсткою схемою. Даний висновок впливає із залежності (4.35). У зв'язку із цим важливо встановити оптимальне радіальне зусилля P_y , що забезпечує найменше умовне напруження різання σ (енергоємність обробки), яке визначається залежністю (4.19). Для цього необхідно підставити залежність (4.20) у залежність (4.35) і виразити її відносно P_y :

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot \operatorname{tg}^2(\gamma + \psi) \cdot \frac{Q_{\phi}}{V_{кр}}. \quad (4.53)$$

Як впливає із залежності (4.53), на радіальне зусилля P_y значно впливає кут $(\gamma + \psi)$. З його збільшенням, тобто в міру зношування й затуплення зерен величина P_y збільшується. Тому за умови $P_y = \text{const}$ збільшення кута $(\gamma + \psi)$ буде приводити до зменшення Q_{ϕ} , а також і σ відповідно до залежності (4.19), що є суттєвим недоліком пружної схеми шліфування. Для ефективного ведення процесу шліфування в даних умовах необхідно безупинно підтримувати високу різальну здатність круга за рахунок застосування його виправлення.

Слід зазначити, що при шліфуванні за жорсткою схемою затуплення зерен круга впливає на продуктивність обробки в меншому ступені. Це, наприклад, впливає із залежності (4.21), у яку функція $\operatorname{tg}^2(\gamma + \psi)$ входить окремим доданком. Збільшуючи параметри c , $V_{кр}$ і зменшуючи параметри H й $V_{дет}$, можна суттєво зменшити даний доданок і фактично нівелювати негативний вплив функції $\operatorname{tg}^2(\gamma + \psi)$ на відношення t_{ϕ} / t й відповідно продуктивність обробки. Однак, при шліфуванні за жорсткою схемою, як і при шліфуванні за пружною схемою, зі збільшенням кута $(\gamma + \psi)$ буде суттєво збільшуватися σ відповідно до залежності (4.19).

Підставляючи в (4.53) залежність (4.22) з урахуванням $Q_{\phi} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}$ і $t_{\phi} \approx t$, можна встановити оптимальне радіальне зусилля P_y , яке реалізує максимально можливу продуктивність обробки, обумовлену міцністю робочої поверхні круга. Дана залежність рівносильна залежності (4.22) для визначення $V_{\text{дет}}$ при шліфуванні за жорсткою схемою. Для більш повного аналізу можливостей зменшення $\sigma_{\text{тр}}$ слід скористатися залежністю для визначення максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга, що за фізичною суттю відповідає Q_{ϕ} й з урахуванням (4.22) описується:

$$Q_{\phi} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi} = \frac{B \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t_{\phi}}}{630 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{H_{\text{max}}}{\bar{X}} \right)^3. \quad (4.54)$$

Підставляючи залежність (4.54) в (4.52), маємо:

$$\sigma_{\text{тр}} = c \cdot f \cdot \Pi \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi}{B \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t_{\phi}}} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{H_{\text{max}}} \right)^3 - \frac{V_{\text{кр}}}{Q} \right). \quad (4.55)$$

Як показано вище, основним напрямком зменшення $\sigma_{\text{тр}}$ є виконання умови $Q_{\phi} \rightarrow Q$. Виходячи із цього, верхня межа зміни номінальної продуктивності обробки Q повинна бути обмежена значеннями Q_{ϕ} , установленними на основі залежності (4.54).

Із залежності (4.55) випливає, що найбільше впливає на енергоємність обробки $\sigma_{\text{тр}}$ відношення H_{max} / \bar{X} , яке входить у залежність з найбільшим ступенем. Чим більше максимальна товщина зрізу H_{max} (яка обумовлена міцністю зерен і зв'язки круга), тим менше $\sigma_{\text{тр}}$. Тому ефективно застосування високопродуктивного алмазного шліфування, що забезпечує збільшене виступання зерен над рівнем зв'язки круга за рахунок використання ефективних методів його виправлення. Із залежності (4.55) також випливає можливість зменшення $\sigma_{\text{тр}}$ шляхом зменшення f , Π і збільшення $V_{\text{кр}}$, B , m , $R_{\text{кр}}$ і t_{ϕ} (рис. 4.14).

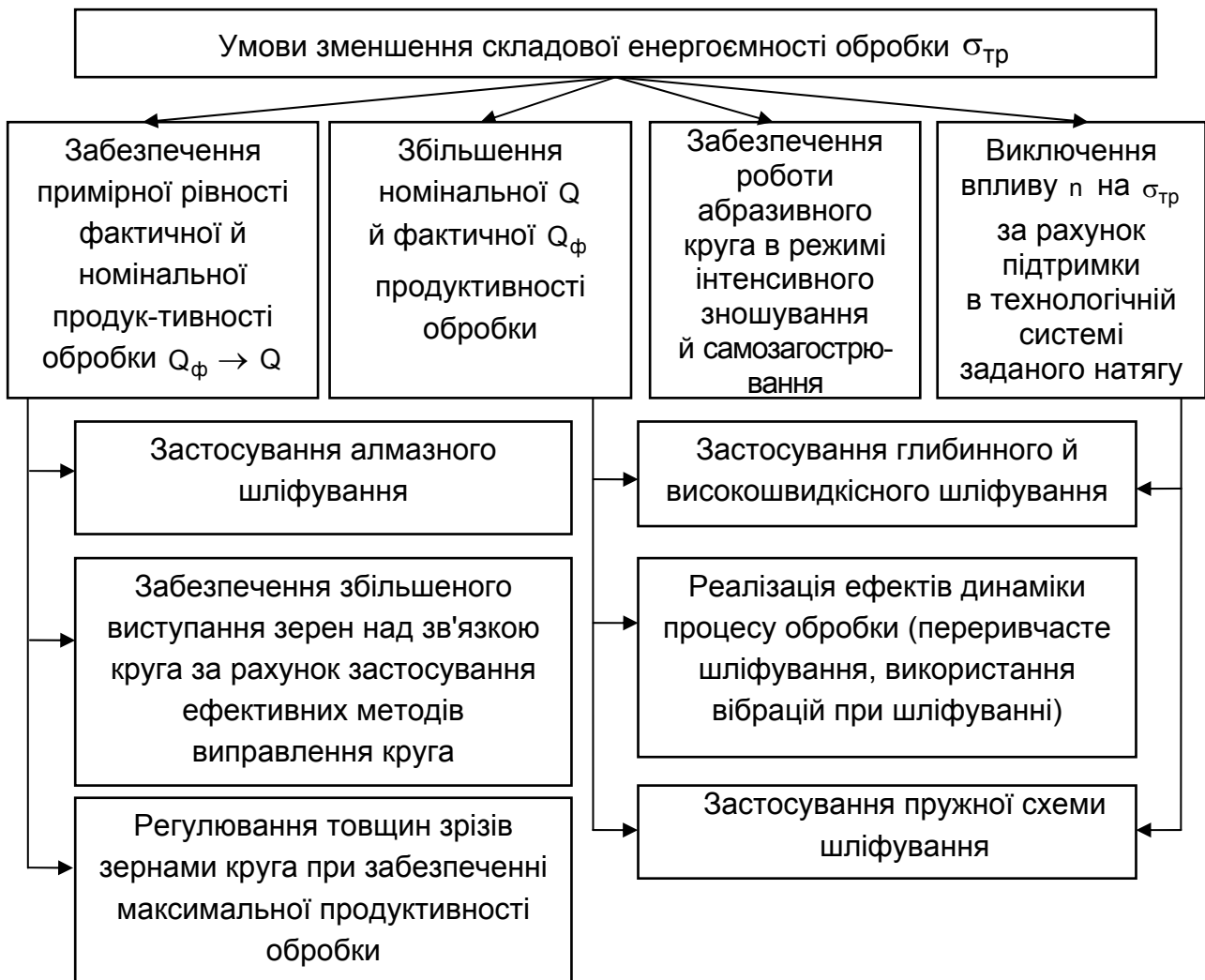


Рис. 4.14. Структурна схема умов зменшення енергоємності обробки $\sigma_{тр}$

Цим доведена ефективність застосування глибинного й високошвидкісного шліфування. Зернистість круга \bar{X} впливає на величину $\sigma_{тр}$ не безпосередньо, а через зміну максимальної товщини зрізу H_{max} . Тому з погляду зменшення $\sigma_{тр}$ доцільно зернистість круга \bar{X} збільшувати. Ці умови є основою для обґрунтування й реалізації нових технологічних можливостей процесу шліфування, чому й присвячена дана робота.

4.6. Оцінювання ефективності роботи абразивного круга в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання

Основною умовою зменшення енергоємності обробки σ є забезпечення роботи абразивного круга в режимі інтенсивного зношування

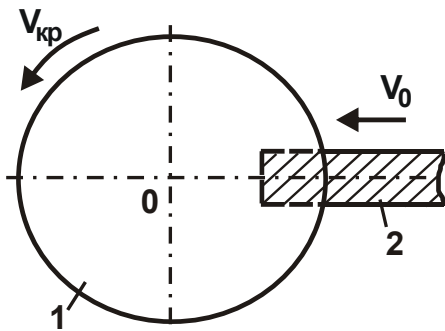


Рис. 4.15. **Розрахункова
схема шліфування**

Умовні позначення: 1 – круг;
2 – деталь.

й самозагострювання. Тому важливо провести аналіз закономірностей процесу шліфування при роботі круга в режимі самозагострювання. Для цього спочатку розглянута спрощена схема шліфування, відповідно до якої оброблювана деталь рухається по нормалі до робочої поверхні круга з постійною швидкістю V_0 (рис. 4.15) [11]. Прийнято, що максимальна швидкість знімання матеріалу, обумовлена міцністю зерен та їхньою стійкістю у зв'язці, дорівнює V .

Тоді, перевищення швидкістю V_0 даного значення V призведе до передчасного випадіння зерен зі зв'язки й зношування круга зі швидкістю $V_{зн}$:

$$V = V_0 - V_{зн} \quad (4.56)$$

Об'єм зношеної частини круга визначиться:

$$Q_{кр} = \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot V_{зн} \cdot \tau, \quad (4.57)$$

де $D_{кр}$, B – діаметр і висота круга, м;

τ – час обробки, с.

Об'єм знятого за час τ оброблюваного матеріалу дорівнює:

$$Q_{мат} = B \cdot H_0 \cdot V \cdot \tau, \quad (4.58)$$

де B , H_0 – висота й ширина оброблюваної деталі, м.

Виражаючи залежність (4.56) відносно швидкості лінійного зношування круга $V_{зн}$ й підставляючи отримане вираження в залежність (4.57), визначене питоме зношування круга, яке дорівнює відношенню об'єму зношеної частини круга до об'єму знятого матеріалу:

$$q = \frac{Q_{кр}}{Q_{мат}} = \frac{\pi \cdot D_{кр}}{H_0} \cdot \left(\frac{V_0}{V} - 1 \right). \quad (4.59)$$

**Розрахункові значення питомого зношування круга q
для $D_{кр} = 500$ мм; $B = 63$ мм**

V_0/V	1	1,25	1,5	1,75	2
q	0	6,23	12,46	18,7	25

Як видно, питоме зношування круга q тим менше, чим менше відношення параметрів $\pi \cdot D_{кр} / H_0$ і V_0 / V . За умови $V_0 / V = 1$ питоме зношування круга $q = 0$. У цьому випадку передчасне випадіння зерен зі зв'язки круга відсутнє, має місце лише поверхнєве зношування зерен з утворенням на них площадок зношування. Збільшення відношення V_0 / V від 1 до 2 приводить до багаторазового збільшення питомого зношування круга q (див. табл. 4.4). Судячи з експериментальних даних, наведених у табл. 4.5 [123], питоме зношування круга q , як правило, менше одиниці. Це вказує на те, що на практиці реалізуються значення V_0 / V , які незначно перевищують одиницю, тобто фактично $V_0 / V \approx 1$.

При шліфуванні твердих сплавів q приблизно дорівнює 30 (табл. 4.5). Отже, у цьому випадку відношення $V_0 / V \approx 2$ і має місце інтенсивне випадіння зерен зі зв'язки круга. У результаті абразивний круг працює в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання.

**Примірні значення питомого зношування кругів
при шліфуванні різних матеріалів**

Оброблюваний матеріал	Характеристика круга			Питоме зношування, $\frac{\text{мм}_{\text{абр}}^3}{\text{мм}_{\text{мет}}^3}$
	Абразивний матеріал	Зернистість і твердість	Зв'язка	
1	2	3	4	5
Вуглецеві конструкційні та інструментальні сталі (40, 45, У10А та ін.)	15А; 24А	16; 25; 40 (СМ1-СТ1)	Керамічна	0,015 – 0,04

Закінчення табл. 4.5

1	2	3	4	5
Низьколеговані конструкційні сталі (40X, ШХ15, 12ХН3А та ін.)	24А; 33А; 37А	16; 25; 40 (СМ1-СТ1)	Керамічна	0,015 – 0,05
Високолеговані конструкційні сталі мартенситного класу (4Х13 та ін.)	24А; 33А; 37А; 44А	16; 25; 40 (М3-С1)	Керамічна	0,05 – 0,10
Високолеговані сталі аустенітного класу (Х18Н10Т, Е17 та ін.)	24А; 33А; 37А; 44А	16; 25; 40 (М3-С1)	Керамічна	0,05 – 0,20
Швидкорізальна сталь Р18	24А; 44А	16; 25 (М3-С1)	Керамічна	0,1 – 0,5
Високванадієві швидкорізальні сталі (Р9Ф5, Р10К5Ф5 та ін.)	24А; 44А	16; 25 (М3-С1)	Керамічна	1,0 – 3,0
Жароміцні сплави (ЕІ437, ЖС6 та ін.)	24А; 44А	16; 25 (М3-СМ2)	Керамічна	0,1 – 0,5
Чавун сірий	63С	16; 25; 40 (СМ1-С1)	Керамічна	0,3 – 0,6
Жароміцні сплави (обдирне шліфування)	15А	80-120 (СТ1-Т2)	Бакелітова	0,1 – 1,0
Литі магніти типу ЮНДК24	24А; 44А	25; 40 (СМ1)	Керамічна	0,05 – 0,3
Титанові сплави	63С	25 (СМ2-М2)	Керамічна	0,8 – 1,5
Тверді сплави (чорнове шліфування, $Q=1\ 500 \div 1\ 800$ мм ³ /хв)	63С	16; 25 (М2-СМ1)	Керамічна	10 – 15 (при роботі круга в режимі інтенсивного самозагострювання, що не потребує виправлення – 30)

Щоб реалізувати оптимальний режим шліфування, який відповідає умові $V_0 / V \rightarrow 1$, необхідно правильно встановити швидкість V_0 , використовуючи аналітичну залежність [87]:

$$V = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^3}{9 \cdot b}, \quad (4.60)$$

де γ – половина кута при вершині конусоподібного різального зерна;

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

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

Як видно, швидкість V залежить, насамперед, від параметра H_{max} . Тому зі збільшенням міцності втримання зерен у крузі швидкість V збільшується й за певних умов $V \rightarrow V_0$. У цьому випадку $q \rightarrow 0$. Забезпечити умову $V \rightarrow V_0$ можна також за рахунок застосування шліфування алмазним кругом, який характеризується високою міцністю й зносостійкістю. Так, експериментально встановлено, що при алмазному шліфуванні твердих сплавів питома зношування круга q приблизно в 100 разів менше, ніж при абразивному шліфуванні. Виходячи із залежності (4.60), це пов'язано зі збільшенням швидкості V через збільшення H_{max} , швидкість V практично дорівнює швидкості V_0 , у результаті чого фактичне знімання матеріалу наближається до номінального значення, установлюваного за лімбом верстата.

Використовуючи залежність (4.56), визначене питома зношування круга q для плоского шліфування за жорсткою схемою (рис. 4.16):

$$t_{\text{ф}} = t - h_{\text{л}}, \quad (4.61)$$

де $t_{\text{ф}}$, t – фактична й номінальна глибини шліфування, м;

$h_{\text{л}}$ – лінійне зношування круга, м.

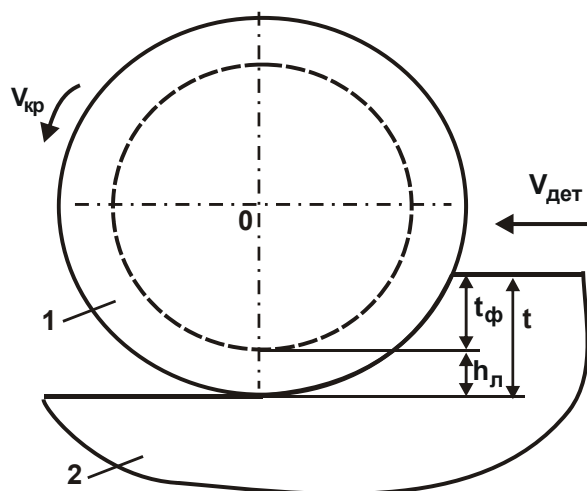


Рис. 4.16. Розрахункова схема плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Об'єм зношеної частини круга (за один прохід круга при шліфуванні) визначиться:

$$V_{кр} = \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot h_{л} \quad (4.62)$$

Відповідно об'єм знятого матеріалу дорівнює:

$$V_{мат} = B \cdot L \cdot t_{ф} \quad (4.63)$$

де B – висота круга, м;

L – довжина оброблюваної поверхні, м.

Тоді питоме зношування круга q виразиться:

$$q = \frac{V_{кр}}{V_{мат}} = \frac{\pi \cdot D_{кр}}{L} \cdot \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 \right) \quad (4.64)$$

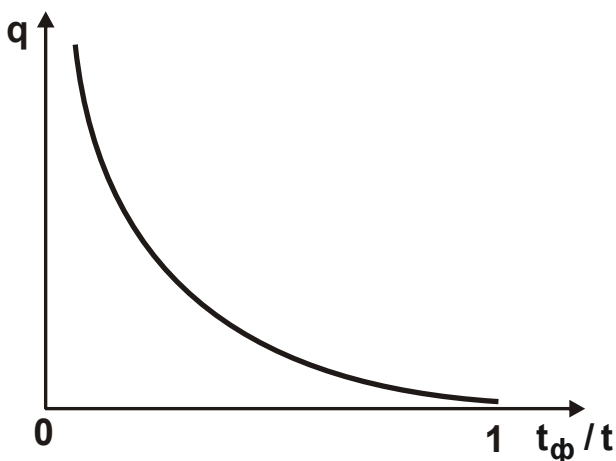


Рис. 4.17. Залежність питомого зношування круга q від $t_{ф} / t$

Як і в залежності (4.59), найбільше впливає на q відношення $t/t_{ф}$. Незначне перевищення відношенням $t/t_{ф}$ одиничного значення приводить до багаторазового збільшення q (рис. 4.17). Тому шліфування ефективно здійснювати за умови $t/t_{ф} \rightarrow 1$. Як випливає із залежності (4.64), зменшити q й підвищити ефективність шліфування можна за рахунок

збільшення довжини L . Це припускає збільшення як довжини поздовжнього ходу круга, так і збільшення кількості проходів у напрямку поперечної подачі при заданій глибині шліфування, тобто чим ширше поверхня обробки, тим більше L й менше q . Залежність (4.64) справедлива й при круглому шліфуванні, розглядаючи $L = \pi \cdot D_{дет}$. Зі збільшенням діаметра деталі $D_{дет}$ питоме зношування круга q зменшується:

$$q = \frac{V_{кр}}{V_{мат}} = \frac{D_{кр}}{D_{дет}} \cdot \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 \right) \quad (4.65)$$

При круглому поздовжньому шліфуванні циліндричних поверхонь параметр L буде визначатися довжиною розгорнення гвинтової лінії:

$$L = n \cdot L_1, \quad (4.66)$$

де $n = l/B$ – кількість обертань деталі, необхідних для переміщення круга в поздовжньому напрямку на довжину оброблюваної циліндричної деталі l ;

$L_1 = \sqrt{(\pi \cdot D_{\text{дет}})^2 + B^2}$ – довжина розгорнення гвинтової лінії за один оберт деталі, м (рис. 4.18);

B – висота круга (поздовжня подача за один оберт деталі), м.

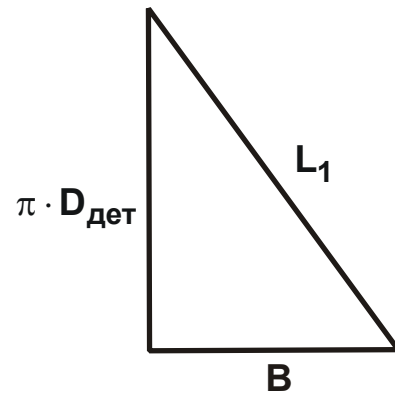


Рис. 4.18. Розгорнення гвинтової лінії

Установлені вище закономірності шліфування справедливі при зніманні припуску Π з номінальною глибиною шліфування $t = \Pi$. Заслуговує на увагу випадок $t < \Pi$. Припускаючи, що знімання припуску Π виконується за $z = \Pi/t_{\text{ф}}$ проходів круга й представляючи залежність (4.58) у вигляді $z_1 = t/t_{\text{ф}}$, отримано:

$$z = z_1 \cdot \frac{\Pi}{t}, \quad (4.67)$$

де z_1 – кількість проходів круга, необхідне для знімання припуску, рівного номінальній глибині шліфування $t = \Pi$.

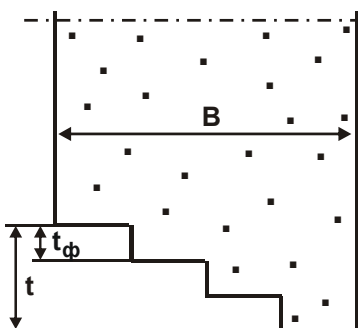


Рис. 4.19. Круг зі східчастою поверхнею

Із цього випливає, що у зв'язку з перевищенням номінальної глибини шліфування t в z_1 разів фактичної глибини шліфування $t_{\text{ф}}$, кількість проходів круга для знімання припуску Π необхідно збільшити в z_1 разів. Очевидно, це призведе до зниження продуктивності обробки, а в сполученні зі значним зношуванням круга – до суттєвого зниження ефективності шліфування. Основним шляхом підвищення ефективності шліфування в цих умовах слід розглядати зменшення поз-

довжньої подачі так, щоб часткова поздовжня подача дорівнювала $1/z_1$. Тоді шліфувальний круг прийме східчасту форму (рис. 4.19), і фактичне знімання матеріалу за один прохід круга буде дорівнювати номінальній глибині шліфування t й відповідно питома витрата круга $q = 0$. Таким шляхом можна усунути передчасне випадіння зерен зі зв'язки круга (у зв'язку із втратою їхньої стійкості) і знизити зношування круга. Однак це буде досягатися за рахунок зменшення поздовжньої подачі й продуктивності обробки, що, як відомо, малоефективно. Тому важливо провести пошук рішень, які дозволяють забезпечити рівність фактичної й номінальної глибин шліфування без зменшення поздовжньої подачі й продуктивності обробки. Для цього необхідно звернутися до залежності для визначення максимальної товщини зрізу H_{\max} при круглому зовнішньому шліфуванні із частковою поздовжньою подачею, рівною одиниці [87]:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t_{\text{ф}} \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{\text{дет}} \cdot Q_{\text{ф}} \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{B}}} \quad (4.68)$$

Як видно, збільшити фактичну глибину шліфування $t_{\text{ф}}$ при заданому значенні H_{\max} можна зменшенням $V_{\text{дет}}$, тобто переходом в область глибинного шліфування, здійснюючи знімання всього припуску Π за один або кілька проходів круга з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. Це дозволить здійснювати шліфування із заданою (граничною) максимальною товщиною зрізу H_{\max} . Розглядаючи фактичну продуктивність обробки у вигляді $Q_{\text{ф}} = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t_{\text{ф}}$, залежність (4.68) виразиться:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t_{\text{ф}} \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{B}}}, \quad (4.69)$$

де $S_{\text{позд}}$ – швидкість поздовжньої подачі, м/с.

Вхідні в дану залежність три параметри режиму шліфування: $V_{\text{дет}}$, $S_{\text{позд}}$ і $t_{\text{ф}}$ однаковою мірою впливають на максимальну товщину зрізу H_{\max} . Зменшення кожного з них веде до зменшення H_{\max} . Однак, з погляду забезпечення заданої продуктивності обробки Q доцільно

зменшувати $V_{дет}$ й обробку здійснювати із частковою поздовжньою подачею, рівною або близькою до одиниці, тобто використовувати схему глибинного шліфування з $S_{відн} = 1$ і відносно невеликою швидкістю деталі $V_{дет}$. Це дозволить зменшити навантаження, які діють на зерна круга, і відповідно його зношування. По суті, наведене рішення справедливо при роботі круга в режимі затуплення, який характеризується найменшим зношуванням і потребує періодичного виправлення. Як показано в п. 3.3, такий режим роботи круга більш прийнятний при шліфуванні коштовними алмазними кругами.

При шліфуванні абразивними кругами ефективно обробку здійснювати в режимі інтенсивного самозагострювання круга, що сприяє підвищенню його різальної здатності й не вимагає виправлення. Для реалізації даного режиму роботи круга необхідно виконати умови (4.56) і (4.61), згідно з якими фактичне знімання оброблюваного матеріалу повинне бути менше номінального знімання. З одного боку, ці умови обробки приводять до інтенсивного зношування круга, а з іншого боку, забезпечують його високу різальну здатність внаслідок передчасного випадіння зі зв'язки круга малозношених зерен. У зв'язку із цим, доцільно максимальну товщину зрізу H_{max} збільшувати, що, відповідно до залежності (4.69), припускає збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ при забезпеченні заданої фактичної продуктивності обробки $Q_{ф} = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд} \cdot t_{ф}$.

Таким чином показано, що для ефективного здійснення процесу шліфування в даних умовах з погляду зменшення енергоємності обробки й підвищення точності та якості оброблюваних поверхонь необхідно використовувати, по-перше, абразивні круги, які працюють у режимі самозагострювання, по-друге, схему глибинного поздовжнього шліфування з відносно великою швидкістю деталі $V_{дет}$ й невеликою відносною поздовжньою подачею ($S_{відн} < 1$).

4.7. Формування параметрів точності обробки під впливом коливань у технологічній системі

4.7.1. Основні співвідношення динаміки матеріальної точки

У процесі шліфування наплавочних матеріалів, які характеризуються нерівномірністю припуску, унаслідок наявності значних виступів

і впадин на оброблюваній поверхні, під дією виникаючих змінних сил у технологічній системі збуджуються механічні коливання, які приводять до зниження точності й продуктивності обробки. Для оцінювання динамічного стану технологічної системи в даних умовах спочатку розглянуті основні співвідношення динаміки матеріальної точки. Теорема про зміну кількості руху матеріальної точки формулюється так: зміна кількості руху матеріальної точки за деякий проміжок часу дорівнює імпульсу прикладеної до неї сили за той же проміжок часу, тобто

$$m \cdot V - m \cdot V_0 = P \cdot \tau, \quad (4.70)$$

звідки

$$P = m \cdot \frac{V - V_0}{\tau} = m \cdot \frac{dV}{d\tau} = m \cdot \ddot{x}, \quad (4.71)$$

де m – маса матеріальної точки, кг;

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

P – сила, Н;

τ – час, с;

x – переміщення матеріальної точки, м;

$\ddot{x} = \frac{dV}{d\tau}$ – прискорення руху матеріальної точки, м/с².

Для розв'язку диференціального рівняння (4.71) слід представити його у вигляді:

$$P = m \cdot \frac{d\dot{x}}{d\tau} \quad (4.72)$$

або

$$\frac{P}{m} \cdot d\tau = d\dot{x}. \quad (4.73)$$

Після інтегрування лівої й правої частин рівняння (4.73), маємо:

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \dot{x} + C_1. \quad (4.74)$$

Постійна інтегрування C_1 визначається з початкової умови: $\dot{x}(\tau = 0) = V_0$. У результаті отримано: $C_1 = -V_0$. Тоді залежність (4.74) прийме вигляд рівняння:

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \dot{x} - V_0. \quad (4.75)$$

Представляючи рівняння (4.75) у вигляді

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \frac{dx}{d\tau} - V_0 \quad (4.76)$$

або

$$\left(\frac{P}{m} \cdot \tau + V_0 \right) \cdot d\tau = dx, \quad (4.77)$$

після інтегрування обох частин рівняння (4.77) отримано:

$$x = \frac{P}{m} \cdot \frac{\tau^2}{2} + V_0 \cdot \tau + C_2. \quad (4.78)$$

Постійна інтегрування C_2 визначається з початкової умови: $x(\tau = 0) = 0$, звідки $C_2 = 0$. Підставляючи $C_2 = 0$ в залежність (4.78) з урахуванням умови $a = P / m$, маємо:

$$x = V_0 \cdot \tau + \frac{a \cdot \tau^2}{2}, \quad (4.79)$$

де a – прискорення руху матеріальної точки, m/c^2 .

Дана залежність справедлива для рівноприскореного руху матеріальної точки. Для рівноуповільненого руху прискорення a необхідно взяти зі знаком "–", тоді залежність (4.79) виразиться:

$$x = V_0 \cdot \tau - \frac{a \cdot \tau^2}{2}. \quad (4.80)$$

Із залежності (4.80) визначається час τ , який відповідає умові $\dot{x} = 0$. Після диференціювання (4.80) за часом τ отримано:

$$\dot{x} = V_0 - a \cdot \tau. \quad (4.81)$$

За умови $\dot{x} = 0$ маємо:

$$\tau = \frac{V_0}{a} = \frac{m \cdot V_0}{P}. \quad (4.82)$$

У результаті отримана залежність, ідентична (4.70) за умови $V = \dot{x} = 0$. Виходячи із залежності (4.80), за умови $\dot{x} = 0$ отримано:

$$x = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P}. \quad (4.83)$$

Звідси випливає закон збереження енергії:

$$P \cdot x = \frac{m \cdot V_0^2}{2}, \quad (4.84)$$

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

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

Наприклад, при деформуванні пружини жорсткістю c , виникаюча при цьому пружно-відновлювальна сила визначається залежністю $P = c \cdot x$, де x – величина стиску пружини, м. Тоді закон збереження енергії, який описується залежністю (4.84), прийме вигляд:

$$c \cdot x^2 = \frac{m \cdot V_0^2}{2}. \quad (4.85)$$

Із залежності (4.80) визначено час τ , при якому виконується умова $\dot{x} = V_1$. У результаті отримано:

$$\tau = \frac{m \cdot (V_0 - V_1)}{P}. \quad (4.86)$$

Із залежності (4.80) визначена величина стиску пружини x , при якій виконується умова $\dot{x} = V_1$:

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (4.87)$$

Дана залежність справедлива для рівноуповільненого руху. У випадку рівноприскореного руху ($V_1 > V_0$) залежність (4.87) необхідно розглядати у вигляді:

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_1^2 - V_0^2). \quad (4.88)$$

Залежності (4.87) і (4.88) у загальному вигляді відображають закон збереження енергії, який, відповідно до залежності (4.87), після її перетворення описується:

$$P \cdot x = \frac{m}{2} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (4.89)$$

Праву частину залежності (4.89) можна перетворити до вигляду:

$$\frac{m}{2} \cdot (V_0 - V_1) \cdot (V_0 + V_1) = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{\text{ср}}, \quad (4.90)$$

де $V_{\text{ср}} = \frac{(V_0 + V_1)}{2}$ – середня швидкість руху.

Стосовно деформування пружини жорсткістю c , коли виконується умова $P = c \cdot x$, закон збереження енергії, що описується рівнянням (4.89) з урахуванням перетворення залежності (4.90), опишеться:

$$c \cdot x^2 = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{\text{ср}}. \quad (4.91)$$

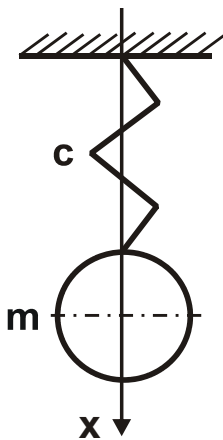


Рис. 4.20. Схема

коливаний маси m

Розглядаючи час $\tau = x / V_{\text{ср}}$, маємо:

$$c \cdot x = m \cdot \frac{(V_0 - V_1)}{\tau}. \quad (4.92)$$

Для нескінченно малих значень $\tau = \Delta\tau$ і $(V_0 - V_1) = -\Delta V$ справедливо $\frac{-\Delta V}{\Delta\tau} = -\ddot{x}$, тоді рівняння (4.92) приймає вигляд $c \cdot x = -m \cdot \ddot{x}$ або

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = 0. \quad (4.93)$$

У результаті отримане рівняння коливання маси m , пов'язаної із пружиною жорсткістю c (див. рис. 4.20). Дане рівняння відповідає класичному диференційному рівнянню вільних коливань механічної системи, наведеному в роботі [114].

4.7.2. Загальні закономірності коливальних процесів

Для розв'язку рівняння (4.93) та його аналізу доцільно представити його у вигляді:

$$\ddot{x} + k^2 \cdot x = 0, \quad (4.94)$$

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

Розв'язання рівняння (4.94) загальновідоме [16]:

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau = A \cdot \sin(k\tau + \alpha), \quad (4.95)$$

де A – амплітуда коливань, м;
 α – початкова фаза, град.

Постійні C_1 й C_2 визначаються з початкових умов: $C_1 = V_0/k$, $C_2 = x_0$. Тоді

$$x = \frac{V_0}{k} \cdot \sin k\tau + x_0 \cdot \cos k\tau; \quad (4.96)$$

$$A = \sqrt{x_0^2 + \left(\frac{V_0}{k}\right)^2}; \quad \alpha = \arctg\left(\frac{k \cdot x_0}{V_0}\right). \quad (4.97)$$

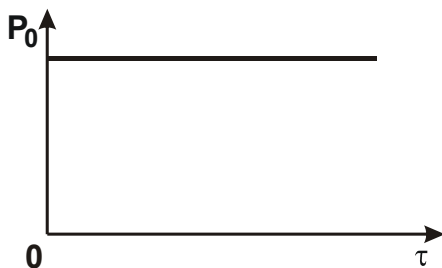


Рис. 4.21. Залежність P_0 від τ

Як видно, амплітуда коливань A тим більше, чим більше початкові значення переміщення x_0 й швидкості руху V_0 маси m , та менше власна частота коливань k . Маса m в цьому випадку здійснює вільні коливання. Необхідно відзначити, що дане рішення отримане без урахування дії сил опору, які приводять, як відомо, до загасання коливань. Якщо в рівнянні (4.89) силу P

прийняти у вигляді: $P = c \cdot x - P_0$ (див. рис. 4.21), то перетворене рівняння (4.93) опишеться:

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = P_0. \quad (4.98)$$

Частковий розв'язок рівняння:

$$x = A_0, \quad (4.99)$$

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

Загальний розв'язок рівняння (4.98):

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau + x_{ст}. \quad (4.100)$$

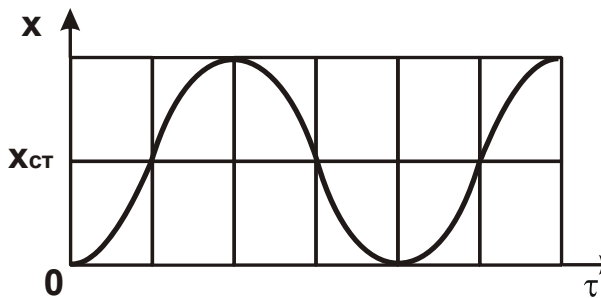


Рис. 4.22. Характер зміни переміщення y в часі τ

Постійні C_1 й C_2 визначаються з початкових умов: $x(\tau = 0) = 0$; $\dot{x}(\tau = 0) = 0$. Тоді $C_1 = 0$, $C_2 = -x_{ст}$:

$$x = x_{ст} \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (4.101)$$

Характер зміни переміщення x в часі поданий на рис. 4.22. Максимальне значення x_{max} дорівнює

$x_{max} = 2 \cdot x_{ст}$ при $k \cdot \tau = \pi$, тобто динамічне переміщення y два рази перевищує статичне переміщення.

При дії короткочасного імпульсу сили P_0 , коли $k \cdot T_1 < \pi$ (де T_1 – час дії імпульсу сили, рис. 4.23), переміщення x , виходячи із залежності (4.101), дорівнює:

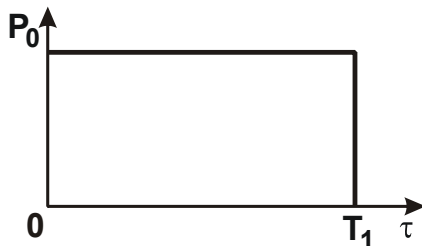


Рис. 4.23. Зміна сили P_0 від часу τ

$$x = 2 \cdot x_{ст} \cdot \sin^2 \frac{kT_1}{2} \approx x_{ст} \cdot \frac{k^2 \cdot T_1^2}{2}. \quad (4.102)$$

За умови $T_1 \rightarrow 0$ маємо $x \rightarrow 0$, тобто в цих умовах можна домогтися значного зменшення амплітуди коливань. Дане рішення може бути використане для аналі-

тичного опису динаміки процесу переривчастого різання, наприклад, процесу стругання, який обумовлений зіткненням двох тіл (різального інструменту й оброблюваної заготовки) у момент врізання інструмента в оброблюваний матеріал. За рахунок появи в технологічній системі коливань пружні деформації інструмента в момент врізання збільшуються у два рази, що може привести до зниження стійкості інструмента, продуктивності та якості обробки.

Використовуючи дане рішення, важливо провести аналіз коливань різального інструменту в напрямку, перпендикулярному руху інструмента, тобто в напрямку осі y , вважаючи, що інструмент рухається в напрямку осі x . Для цього в рішенні замість параметра x слід розглядати параметр y . Спочатку проведено аналіз коливань маси m за законом, що описується залежністю (4.101), у зв'язку зі зміною товщини зрізу. Сила P_0 умовно наведена у вигляді:

$$P_0 = P_{y_0} - \bar{P}_y, \quad (4.103)$$

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

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

a, b – товщина й ширина зрізу, м;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Рівняння (4.98) прийме вигляд:

$$m \cdot \ddot{y} + \bar{c} \cdot \dot{y} = P_{y_0}, \quad (4.104)$$

де $\bar{c} = c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{\text{різ}}}$ – динамічна жорсткість системи, Н/м.

Розв'язок рівняння (4.104) аналогічний розв'язку (4.101):

$$y = \bar{y}_{\text{ст}} \cdot (1 - \cos \bar{k} \tau), \quad (4.105)$$

де $\bar{y}_{\text{ст}} = \bar{P}_{y_0} / c$ – статичне переміщення, м;

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

Як видно, збільшення жорсткості системи c на величину $\sigma \cdot b / K_{\text{різ}}$ приводить до збільшення власної частоти системи \bar{k} . Отже, у процесі різання динамічна жорсткість системи \bar{c} і частота \bar{k} залежать від умов обробки. Наприклад, у міру затуплення інструмента, тобто зі збільшенням відношення $\sigma / K_{\text{різ}}$ жорсткість \bar{c} і частота \bar{k} збільшуються.

Величина $\bar{y}_{\text{ст}}$ визначається:

$$\bar{y}_{\text{ст}} = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (4.106)$$

Чим менше a , b , $\sigma / K_{\text{різ}}$ і більше c , тим менше $\bar{y}_{\text{ст}}$. При заданих значеннях a , b , c зменшити $\bar{y}_{\text{ст}}$ й відповідно величину y можна зменшенням відношення $\sigma / K_{\text{різ}}$ за рахунок підвищення різальної здатності інструмента.

За певних умов можливий випадок $y > a$, тобто інструмент буде виходити з контакту з оброблюваним матеріалом.

4.7.3. Коливання при шліфуванні переривчастих поверхонь

Переривчасте різання є найбільш складним і водночас найменш вивченим питанням у теорії обробки металів різанням. Численні дослідження, проведені з метою виявлення основних закономірностей процесу й, у першу чергу, пояснення низької працездатності різального інструменту, привели до суперечливих результатів [12; 13]. В одних випадках вважається, що основним фактором, який впливає на показники процесу, є механічний удар інструмента з оброблюваною деталлю під час врізання, в інших випадках перевага віддається тепловим і адгезійним явищам, які супроводжують процес різання.

Обробка переривчастих поверхонь характеризується періодичною короткочасною взаємодією інструмента й деталі. На відміну від сталого процесу різання, при якому технологічна система перебуває в статичній рівновазі, несталий процес має дисбаланс енергій, що підводиться та витрачається.

Як відомо, частина енергії йде на пластичні деформації оброблюваного металу й відділення стружки, тобто на процес різання,

а частина енергії витрачається на пружні деформації елементів технологічної системи. Так, при сталому процесі різання співвідношення цих енергій у часі встановлюється й практично залишається незмінним, а у випадку переривчастого різання, коли взаємодія супроводжується механічним ударом, це співвідношення змінюється протягом часу контакту.

У момент врізання інструмента в оброблюваний матеріал значна частина енергії витрачається на деформацію елементів технологічної системи. Через якийсь час процес устанавлюється й фактично нічим не відрізняється від звичайного різання. Тому основна особливість обробки переривчастих поверхонь, якими є наплавлені поверхні розглянутих у роботі конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, має місце в початковій стадії взаємодії інструмента з деталлю.

Ударна взаємодія характеризується прикладенням великої за величиною енергії за малі проміжки часу. Стосовно шліфування переривчастих поверхонь це означає, що величина імпульсу сили визначається відносними лінійними швидкостями шліфувального круга й деталі. У зв'язку із цим, важливим питанням може бути розсіювання енергії шляхом зменшення абсолютної швидкості взаємодіючих тіл.

Застосування зв'язок шліфувальних кругів, які забезпечують демпфірування удару за рахунок їхньої деформації, приводить до зменшення швидкості удару і як наслідок – зменшення імпульсу сили. У цих умовах сила різання є основним показником, який характеризує фізичну сторону процесу шліфування переривчастих поверхонь, що визначає необхідність дослідження ударної взаємодії круга з оброблюваною деталлю.

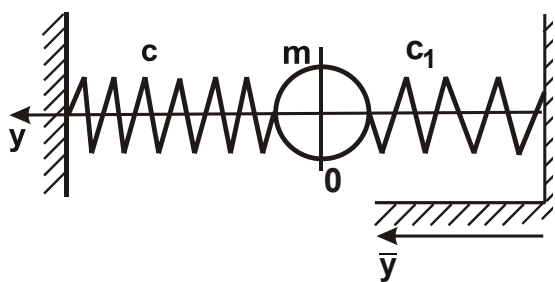


Рис. 4.24. Розрахункова схема коливань елементів технологічної системи

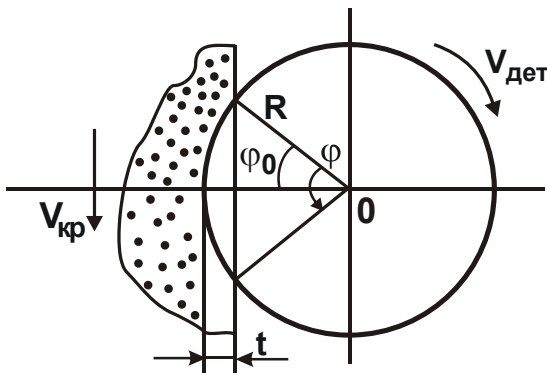
Для цього розглянута розрахункова схема, наведена на рис. 4.24, у якій шліфувальний круг представлений зосередженою масою m , пов'язаною з нерухливою опорою за допомогою пружини жорсткістю c . Характер взаємодії оброблюваного елемента деталі з кругом (тобто впровадження оброблюваного елемента в робочу поверхню круга) урахується

жорсткістю c_1 , яка визначає місцеві деформації робочої поверхні круга. Система "деталі" приймається абсолютно жорсткою, яка рухається в

горизонтальному напрямку за відомим законом, що описується зміною параметра \bar{y} . Закон зміни параметра \bar{y} може бути встановлений, виходячи з розрахункової схеми, наведеної на рис. 4.25:

$$\bar{y} = t - [R - R \cdot \cos(\varphi_0 - \varphi)] = t - R \cdot 2 \sin^2 \frac{(\varphi_0 - \varphi)}{2} \cong t - \frac{R}{2} \cdot (\varphi_0 - \varphi)^2, \quad (4.107)$$

де φ_0 – кут контакту круга з деталлю;



t – глибина шліфування, м;

R – радіус деталі, м;

φ – поточне значення кута φ_0 .

Кут φ_0 , виходячи з наведеної на рис. 4.24 розрахункової схеми, визначиться:

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{2t}{R}}. \quad (4.108)$$

Рис. 4.25. Розрахункова схема взаємодії оброблюваного елемента з кругом

Кут φ визначається як відношення поточної довжини контакту оброблюваного елемента деталі з кругом до радіуса деталі:

$$\varphi = \frac{V_{дет}}{R} \cdot \tau, \quad (4.109)$$

де $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

τ – поточний час, с.

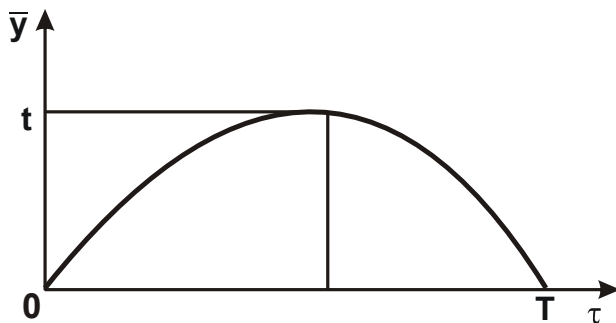


Рис. 4.26. Зміна переміщення \bar{y} в момент контакту круга з деталлю

Як впливає із залежності (4.107), координата \bar{y} пов'язана з параметром φ за квадратичним законом, який приблизно відповідає закону синусоїди: $y = t \cdot \sin \frac{\pi \tau}{T}$, де T – період контакту оброблюваного елемента з кругом, с. Тому для спрощення розра-

хунків з достатньою для практики точністю закон зміни координати \bar{y} , який описується залежністю (4.107), може бути поданий у вигляді синусоїди, графічно показаної на рис. 4.26. Використовуючи принципи складання диференціального рівняння коливань зосередженої маси, які описані в роботі [16], отримаємо диференціальне рівняння:

$$c_1 \cdot (\bar{y} - y) - c \cdot y = m \cdot \ddot{y}, \quad (4.110)$$

де y – переміщення маси m .

Після перетворення рівняння (4.110), маємо:

$$m \cdot \ddot{y} + (c + c_1) \cdot y = c_1 \cdot \bar{y}. \quad (4.111)$$

З урахуванням відношень $(c + c_1)/m = k^2$ і $c/m = k_1^2$, отримано:

$$\ddot{y} + k^2 \cdot y = k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi t}{T}. \quad (4.112)$$

Для розв'язку даного диференціального рівняння необхідно скористатися результатами досліджень, наведених у роботі [16], приймаючи нульові початкові умови й застосовуючи операційне обчислення:

$$\begin{aligned} y &= \frac{1}{k} \cdot \int_0^T k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi \tau_1}{T} \cdot \sin k(\tau - \tau_1) \cdot d\tau_1 = \\ &= \frac{k_1}{k} \cdot t \cdot \int_0^T \left[\cos \left(\frac{\pi \tau_1}{T} - k\tau + k\tau_1 \right) - \cos \left(\frac{\pi \tau_1}{T} + k\tau - k\tau_1 \right) \right] \cdot d\tau_1 = \quad (4.113) \\ &= \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left(\frac{\pi^2}{T^2} - k^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{T^2} \cdot \sin^2 kT + \left(\frac{\pi}{T} \cdot \cos kT - k \right)^2} \cdot \sin(k\tau + \alpha). \end{aligned}$$

Аналіз отриманої залежності (4.113) дозволяє зробити важливий висновок, пов'язаний з тим, що в початковий момент контакту оброблюваного елемента деталі з кругом відбувається запізнювання переміщення маси m від дії імпульсу сили. Про це свідчить присутність у залежності (4.113) множника $\sin(k\tau + \alpha)$. У силу інерційності системи маса m не встигає відреагувати на імпульс сили й отримати переміщення, яке відповідає статичному значенню цієї сили, тобто шліфування

в початковий період контакту відбувається практично без переміщення. Технологічна система в цьому випадку отримує як би властивості, еквівалентні більшій наведеної жорсткості, що приводить до більш глибокого проникнення передньої частини оброблюваного елемента деталі в робочу поверхню круга. З одного боку, це дозволяє збільшити інтенсивність знімання оброблюваного матеріалу, а з іншого боку, це приводить до можливості врізання оброблюваного елемента у зв'язку круга, її інтенсивного руйнування й підвищеного зношування круга. У цьому випадку оброблюваний елемент, по суті, виконує роль правлячого інструмента, тобто не круг обробляє деталь, а деталь обробляє круг.

Цим, властиво, і пояснюється надзвичайно високе зношування круга при шліфуванні деталей з переривчастими поверхнями, а також те, що круг фактично працює в режимі інтенсивного самозагострювання, має високу різальну здатність аж до його повного зношування й не вимагає застосування в процесі шліфування додаткового виправлення.

Для оцінювання інтенсивності ударної взаємодії круга з оброблюваною деталлю слід звернутися до залежності (4.113), приймаючи в ній $\sin(k\tau + \alpha) = 1$ і встановлюючи максимальне значення переміщення:

$$y_{\max} = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left(\frac{\pi^2}{T^2} - k^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{T^2} + k^2 - 2 \cdot \frac{\pi}{T} \cdot k \cdot \cos kT}. \quad (4.114)$$

Після нескладних перетворень залежність (4.114) прийме наступний вигляд:

$$y_{\max} = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left(\frac{\pi}{T} - k \right)} \cdot \sqrt{1 + \frac{2 \cdot \frac{\pi}{T} \cdot k \cdot \cos kT}{\left(\frac{\pi}{T} - k \right)^2}}. \quad (4.115)$$

Аналізуючи залежність (4.115), видно, що за умови $\pi / T = k$ у технологічній системі настає резонанс. Це свідчить про те, що зі збільшенням швидкості обертання деталі, що відповідає зменшенню періоду контакту круга з оброблюваним елементом деталі T , переміщення y_{\max} необмежено збільшується й технологічна система переходить у нестійкий стан, управляти яким надзвичайно складно. Таким чином,

збільшення швидкості деталі, по-перше, збільшує час запізнювання в момент удару й збільшує зношування круга, по-друге, приводить технологічну систему в більш нестійкий стан. Отже, для нормального функціонування процесу шліфування, з погляду динамічної стійкості процесу й силового впливу на круг, швидкість деталі необхідно зменшувати.

Заслуговує на увагу аналіз впливу жорсткості c_1 (яка виражена через параметр k_1) на величину y_{\max} . Як випливає із залежності (4.115), зі збільшенням c_1 параметр y_{\max} збільшується, а отже зменшується шар зв'язки, який може бути вилучений (зрізаний) оброблюваним елементом деталі. У зв'язку із цим представляється доцільним застосування високоміцних металевих зв'язок для алмазних кругів, які забезпечать в умовах ударного характеру взаємодії деталі з кругом зниження його зношування, тому що в цьому випадку удар буде сприйматися не зв'язкою, а всією робочою поверхнею круга й, у першу чергу, різальними зернами. За таких умов обробки технологічна система встигне відреагувати на імпульс сили й отримати переміщення, достатні для безперешкодного переміщення оброблюваного елемента в шарі зерен круга, не торкаючись зв'язки. Виходячи із устанавленого механізму взаємодії круга з деталлю, можна запропонувати деякі шляхи підвищення ефективності шліфування переривчастих поверхонь. По-перше, це застосування кругів на високоміцних 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 в технологічній системі в початковий момент удару й деякою мірою розсіяти енергію удару, тобто як би перевести достатньо несприятливі умови обробки переривчастих поверхонь у більш прийнятні умови шліфування суцільних поверхонь. Крім того, збільшення висоти виступання зерен над рівнем зв'язки дозволить інтенсифікувати лінійне знімання матеріалу й приведе до зменшення в часі координати \bar{y} , тобто в цьому випадку з'являється можливість знімання матеріалу до того моменту, коли він підійде до рівня зв'язки круга.

Другою важливою умовою керування процесом шліфування є встановлення цілком однозначного співвідношення між швидкістю деталі, швидкістю круга й глибиною шліфування, при якому весь матеріал, який підводиться у зону різання, буде повністю зрізаний різальними зернами, не доходячи до рівня зв'язки. Це забезпечить виключення ударного характеру взаємодії й зниження зношування круга.

Цілком очевидно, що управляти таким процесом в умовах значних швидкостей деталі достатньо утруднено, оскільки навіть невелике відхилення якого-небудь параметра (наприклад, висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга та ін.) від заданого значення приведе до недотримання зазначеної вище умови й підвищенню зношування круга. Із цього можна зробити висновок про доцільність здійснення процесу шліфування переривчастої поверхні в умовах відносно невеликих швидкостей обертання деталі, застосовуючи при цьому нові співвідношення параметрів режиму шліфування.

Використовуючи отриману залежність (4.115), можна запропонувати ще один шлях підвищення ефективності шліфування переривчастих поверхонь, пов'язаний із установленням глибини шліфування, яка не перевищує максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга. У цьому випадку, очевидно, оброблюваний елемент не повинен торкатися зв'язки круга, тобто знімання матеріалу повинне відбуватися в шарі зерен вище рівня зв'язки. Однак, з огляду на те, що в умовах застосування достатньо невеликих глибин шліфування має місце багато-прохідність знімання припуску (4.115), тобто повне знімання матеріалу, який підводиться в зону різання, відбувається не на першому, а на наступних проходах, фактична глибина шліфування може значно (в 10 і більше разів) перевищувати номінальну, установлену за лімбом верстата, глибину шліфування. Отже, запропонований шлях інтенсифікації шліфування менш ефективний порівняно із другим.

Таким чином, на основі математичного моделювання коливань елементів технологічної системи показано, що найбільш ефективним шляхом підвищення працездатності круга, що працює в умовах періодичної ударної взаємодії з оброблюваними елементами деталі, є застосування принципово нових (відмінних від традиційних) співвідношень параметрів режимів шліфування: глибини шліфування, швидкостей деталі й круга, які забезпечують повне знімання матеріалу, який підводиться в зону різання, на рівні, що не перевищує рівня зв'язки круга.

Необхідно відзначити, що умови шліфування переривчастих поверхонь суттєво відрізняються від умов переривчастого шліфування, коли переривчастість контакту круга з деталлю дозволяє підвищити техніко-економічні показники обробки [128]. Ефект у цьому випадку досягається за рахунок періодичного переривання контакту й усунення явища теплового насичення поверхневих шарів оброблюваної деталі, тобто за

рахунок зниження температури різання й підвищення якості обробки. Реалізація умов переривчастого шліфування також припускає утворення на профілі робочого виступу круга певного кута атаки α (рис. 4.27) до площини різання, що сприяє більш плавному входу зерен у матеріал, пошаровому його видаленню й основне – розсіюванню енергії удару в момент врізання. Іншими словами, при переривчастому шліфуванні за рахунок самооформлення профілю робочого виступу круга удар у початковий момент обробки практично відсутній і зношування круга в основному підкоряється закономірностям звичайного шліфування суцільних поверхонь. В умовах же шліфування переривчастих поверхонь самоуправління процесом не відбувається й тому завдання підвищення ефективності обробки вимагає іншого підходу до управління процесом шліфування. Як відзначалося вище, для ефективного ведення процесу шліфування в таких умовах необхідно регламентувати глибину впровадження оброблюваного елемента деталі в робочу поверхню круга, не допускаючи перетинання траєкторією руху вершини оброблюваного елемента рівня зв'язки та її інтенсивного руйнування. Оброблюваний матеріал повинен бути повністю вилучений на певному рівні висоти рельєфу круга, обумовленому міцністю зерен, зв'язки й оброблюваного матеріалу.

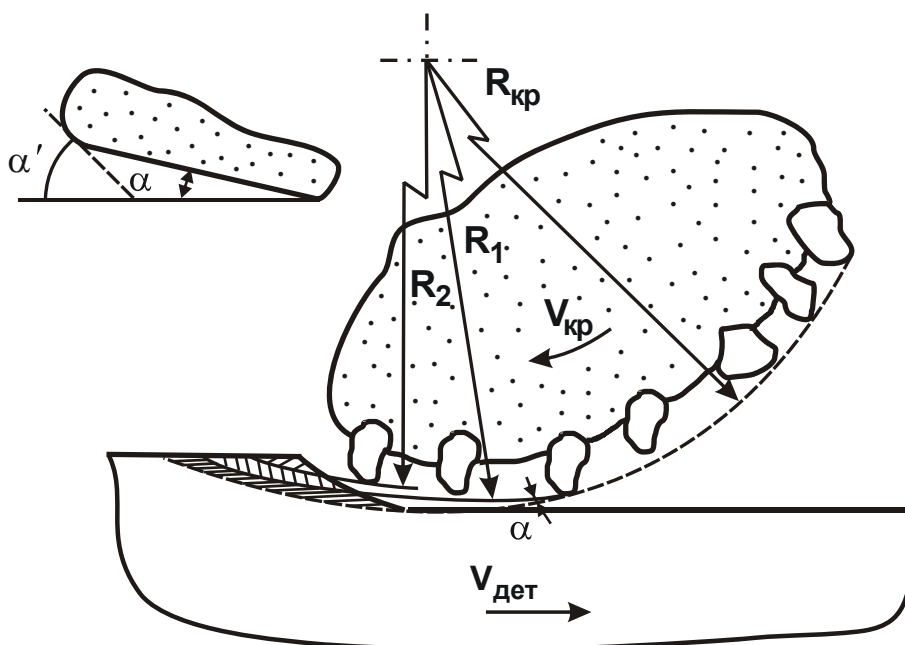


Рис. 4.27. Схема роботи абразивних зерен при переривчастому шліфуванні

Важливим фактором у демпфіруванні удару може бути швидкість круга. Тому необхідно розглянути її вплив на силу, що діє на деталь зі сторони круга у вертикальному напрямку.

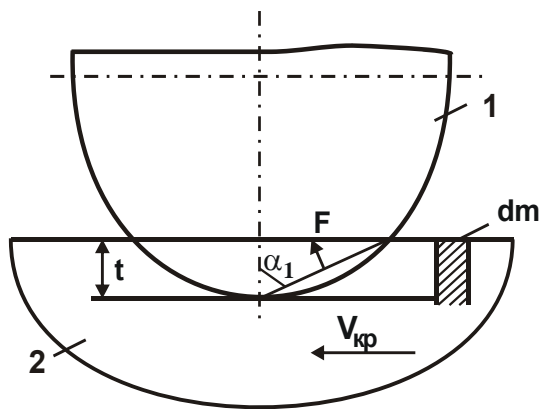


Рис. 4.28. Розрахункова схема процесу шліфування

Умовні позначення: 1 – деталь;
2 – робоча поверхня круга.

З фізичної точки зору зазначена сила характеризує силу швидкісного напору, яка за своєю природою аналогічна дії потоку повітря, що набігає на крило літака або руху катера по поверхні води (глісирування). Для встановлення математичної залежності сили швидкісного напору слід виділити елемент круга масою $dm = \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot d\tau$ (рис. 4.28), де ρ – щільність матеріалу зв'язки круга, кг/м^3 .

Маса dm здійснює удар по оброблюваній деталі зі швидкістю $V_{дет}$. Елементарна сила удару при цьому дорівнює:

$$dF = a \cdot dm, \quad (4.116)$$

де $a = dV / d\tau$ – прискорення, м/с^2 .

Тоді:

$$dF = \frac{dV}{d\tau} \cdot \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot dt = \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot dV. \quad (4.117)$$

Швидкість маси dm в момент удару змінюється від значення $V_{кр}$ до нуля. У результаті отримано:

$$F = \int_{V_{кр}}^0 \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot dV = -\frac{\rho \cdot t}{2} \cdot V_{кр}^2. \quad (4.118)$$

Сила швидкісного напору, що діє у вертикальному напрямку:

$$F = \frac{\rho \cdot t}{2} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \cdot V_{\text{кр}}^2. \quad (4.119)$$

Як випливає з отриманої залежності, сила, що діє на деталь з боку круга, пропорційна квадрату швидкості круга. Виходячи із залежності (4.119), при певних значеннях швидкості круга $V_{\text{кр}}$ проникнення оброблюваного матеріалу вглиб робочої поверхні круга стане неможливим. Оброблювана деталь буде як би глісирувати по поверхні круга, утвореної вершинами максимально виступаючих зерен.

Таким чином, на відміну від швидкості деталі, зі збільшенням якої відбувається більш глибоке впровадження оброблюваного елемента деталі в робочу поверхню круга, зі збільшенням швидкості круга спостерігається зворотна картина – виштовхування деталі з робочої поверхні круга. Слід зазначити, що вплив $V_{\text{кр}}$ на характер взаємодії неоднозначний з кінематичної й динамічної точок зору. Якщо при кінематичному представленні процесу шліфування збільшення $V_{\text{кр}}$ приводить до збільшення кількості одночасно працюючих зерен, що позитивно відображається на працездатності круга, то при динамічному представленні збільшення $V_{\text{кр}}$ відіграє негативну роль.

Отже, збільшення $V_{\text{кр}}$ до певного значення відіграє позитивну роль, тому що це забезпечує збільшення кількості одночасно працюючих зерен і розсіювання енергії удару оброблюваного елемента. При подальшому збільшенні $V_{\text{кр}}$ починає превалювати динамічний фактор, який має аеродинамічну природу, що при значних швидкостях $V_{\text{кр}}$ практично не дозволить виконувати знімання матеріалу. Такий результат підтверджує зроблений раніше висновок про доцільність керування ударним характером взаємодії оброблюваного елемента деталі з кругом шляхом застосування нових (нетрадиційних) співвідношень параметрів режиму шліфування, які можуть бути отримані з умови забезпечення повного знімання матеріалу, який підводиться в зону різання, на заданому рівні висоти рельєфу круга, тобто з умови забезпечення шліфування із заданою максимальною товщиною зрізу.

Висновки до розділу 4

1. Отримано нове уточнене теоретичне рішення про характер зміни температури поверхневого шару оброблюваної деталі при шліфуванні. Установлено, що також як і у відомому аналогічному рішенні, розглянутому в розділі 1, температура поверхневого шару оброблюваної деталі зі зміною глибини шліфування для заданої питомої продуктивності обробки змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму. Із цього випливає, що зменшити температуру поверхневого шару оброблюваної деталі можна двома шляхами, реалізуючи ліву й праву гілки зазначеної залежності за рахунок застосування відповідно багатопрхідного шліфування (з відносно невеликою глибиною шліфування) і глибинного шліфування (із глибиною шліфування на рівні 10 мм і більше). Показано, що основним шляхом зменшення температури поверхневого шару оброблюваної деталі з наплавочним матеріалом слід розглядати застосування багатопрхідного шліфування з відносно великою швидкістю деталі або ж глибинного шліфування з відносно великою швидкістю деталі й невеликою частковою поздовжньою подачею.

2. У роботі отримана узагальнена аналітична залежність для визначення умовного напруження різання (енергоємності обробки при шліфуванні) з урахуванням енергії різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Показано, що в загальному вигляді енергоємність обробки визначається коефіцієнтом шліфування, який в остаточному підсумку залежить від відношення радіальної складової сили різання, обумовленої тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, і сумарної радіальної складової сили різання, що враховує як тертя зв'язки з оброблюваним матеріалом, так і різання зернами круга. Установлено, що енергоємність обробки зі збільшенням даного відношення від 0 до 1 необмежено збільшується. Це є основною причиною високих значень енергоємності обробки, що досягаються на практиці при шліфуванні, і свідчить про перевагу в загальному енергетичному балансі процесу шліфування частки енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

3. Теоретично встановлено, що енергоємність обробки при шліфуванні визначається головним чином відношенням фактичної й номіналь-

ної глибин шліфування. Зі зменшенням даного відношення в межах від 1 до 0 енергоємність обробки необмежено збільшується. Отже, ефективним шляхом зменшення енергоємності обробки є забезпечення умов шліфування, при яких фактична глибина шліфування наближається до номінального значення, установлюваного за лімбом верстата.

4. Теоретично встановлено, що основною умовою зменшення енергоємності обробки при шліфуванні з низькою жорсткістю технологічної системи є підтримка в процесі шліфування заданого натягу, обумовленого міцністю робочої поверхні круга.

5. Проведено теоретичний аналіз умов обробки, які дозволяють наблизити фактичну глибину шліфування до номінального значення. Доведено, що найбільш просто виконати цю умову можна при глибинному шліфуванні, установлюючи швидкість деталі залежно від глибини шліфування й максимальної товщини зрізу окремим зерном круга. Показано також, що виконання даної умови дозволяє реалізувати максимально можливу продуктивність обробки, обумовлену міцністю робочої поверхні круга й оброблюваного матеріалу.

6. Теоретично встановлено істотний вплив розмірного зношування шліфувального круга на енергоємність обробки, обумовлену процесом тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Доведено, що зі збільшенням розмірного зношування круга зменшуються пружні переміщення, які виникають у технологічній системі, інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і відповідно енергоємність обробки.

7. Отримано аналітичну залежність і виконано аналіз питомого зношування круга при шліфуванні з урахуванням передчасного випадіння зерен із зв'язки круга від дії надмірних навантажень. Установлено, що питома зношування круга цілком однозначно визначається відношенням фактичної глибини шліфування (обумовленої міцністю втримання зерен у зв'язці круга) і номінальної глибини шліфування. Зі зменшенням цього відношення від 1 до 0 питома зношування круга необмежено збільшується, що сприяє зменшенню енергоємності обробки. Показано, що домогтися істотного зменшення енергоємності обробки можна при підвищеній жорсткості технологічної системи й роботі абразивного круга в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання при використанні схеми глибинного поздовжнього

шліфування зі збільшеною швидкістю деталі й невеликою частковою поздовжньою подачею, меншою одиниці.

8. Розроблено математичну модель визначення параметрів коливальних процесів, які виникають при шліфуванні переривчастих поверхонь. Установлено характер зміни амплітуди й частоти коливань від технологічних параметрів обробки. Показано, що в силу інерційності елементів технологічної системи вони не встигають відреагувати на імпульс сили й отримати переміщення, яке відповідає статичному значенню цієї сили, тобто шліфування в початковий період контакту відбувається практично без переміщення. Технологічна система в цьому випадку отримує як би властивості, еквівалентні більш наведеній жорсткості, що приводить до більш глибокого проникнення передньої частини оброблюваного елемента деталі в робочу поверхню круга. З одного боку, це дозволяє збільшити інтенсивність знімання оброблюваного матеріалу, а з іншого боку, це приводить до можливості врізання оброблюваного елемента у зв'язку круга, її інтенсивного руйнування й підвищеного зношування круга. Цим, властиво, і пояснюється надзвичайно високе зношування круга при шліфуванні деталей з переривчастими поверхнями, а також те, що круг фактично працює в режимі інтенсивного самозагострювання, має високу різальну здатність аж до його повного зношування й не вимагає застосування в процесі шліфування додаткового виправлення.

Розділ 5. Розробка практичних рекомендацій підвищення ефективності круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів

5.1. Експериментальні дослідження технологічних параметрів абразивного круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь у лабораторних умовах

У п. 3.1 показано, що в умовах круглого шліфування з відносно низькою жорсткістю технологічної системи й невеликим уточненням $\varepsilon \rightarrow 1$ ефективно використовувати схему круглого поздовжнього шліфування із заданим натягом у технологічній системі й відносно невеликою швидкістю поздовжньої подачі. Дана схема забезпечує підвищення продуктивності й точності обробки. Для оцінювання можливостей її ефективного застосування при зніманні значних нерівномірних припусків, які характерні для круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш, проведено експериментальні дослідження в лабораторних і виробничих умовах.

Як було вже показано в п. 3.1, для визначення оптимальних умов шліфування при низькій жорсткості технологічної системи необхідно знати кількісні значення уточнення ε й відповідно всіх параметрів, що

входять у залежність (3.18): $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \sigma}$, тобто жорсткість

технологічної системи c , умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) і коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$. Установити дані параметри можна експериментальним шляхом. Тому спочатку були проведені в лабораторних умовах експериментальні дослідження процесу шліфування на круглошліфувальному верстаті моделі 3А151 (рис. 5.1). Оброблявся циліндричний зразок з наплавленим матеріалом Пл-Нп 500х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТУ 26467-85) твердістю HRC 58 – 59. Обробка здійснювалася за схемою круглого зовнішнього глибинного (однопрохідного) поздовжнього шліфування абразивним кругом 350х40х127 14А 50 СТ3 5 К ПП 35 м/с із

частотою обертання круга $n_{кр} = 1\ 400$ об./хв ($V_{кр} = 25,6$ м/с) без застосування охолоджувальної рідини. Експериментально встановлено, що жорсткість технологічної системи становить $c = 11,11 \cdot 10^6$ Н/м.

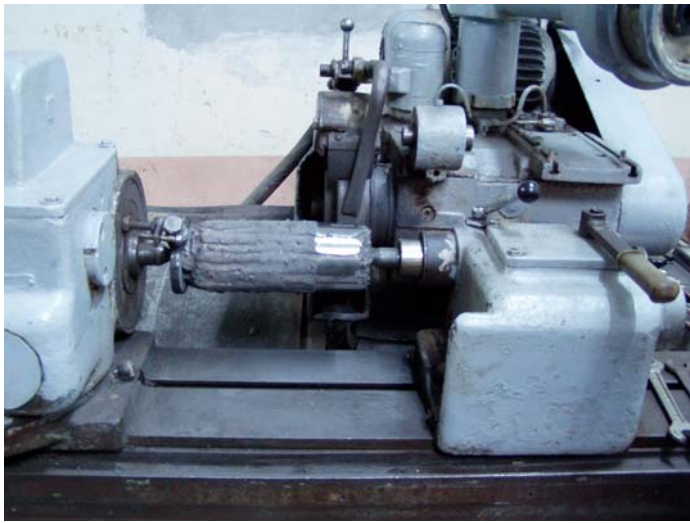


Рис. 5.1. Схема шліфування циліндричного зразка з наплавленим матеріалом на круглошліфувальному верстаті моделі 3А151

$t_{ф}$. Вимірювалася також потужність електродвигуна шліфувального круга при холостому ході й при шліфуванні. За різницею цих значень визначалася ефективна потужність шліфування $N_{еф}$. На основі планованого повного факторного експерименту були розроблені математичні моделі визначення відношення номінальної й фактичної глибин шліфування $t / t_{ф}$, продуктивності обробки Q , тангенціальної P_z й радіальної P_y складових сили різання, коефіцієнта шліфування $K_{ш} = P_z / P_y$, ефективної потужності шліфування $N_{еф}$ й енергоємності обробки $\sigma = N_{еф} / Q$.

Розробка математичних моделей ґрунтується на наступних міркуваннях. Оскільки аналітичні вираження згаданих параметрів невідомі, їх слід представити у вигляді лінійних поліномів, визначення яких можливе в будь-якій точці багатфакторного гіперпростору:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_i b_{i,j} x_i x_j, \quad (5.1)$$

У ході виконання досліджень визначалися фактична глибина шліфування $t_{ф}$, продуктивність обробки Q , ефективна потужність шліфування $N_{еф}$ й енергоємність обробки $\sigma = N_{еф} / Q$. Для встановлення даних параметрів у ході проведення експериментальних досліджень вимірювалися значення діаметрів зразка до й після обробки, за їх різницею визначалася фактична глибина шліфування

де $b_0, b_i, b_j, b_{i,j}$ – коефіцієнти регресії, які можна одержати, використовуючи результати експериментів;
 x_i, x_j – кодовані фактори.

Розробка математичної моделі передбачає: визначення границь існування процесу; кодування факторів; складання плану-матриці експериментів; реалізацію плану експериментів; перевірку відтворюваності дослідів; перевірку адекватності лінійної моделі.

Попередньо проведені досліді дозволили встановити мінімальну й максимальну швидкість обертання деталі (швидкість деталі $V_{дет}$), максимальну глибину шліфування t , мінімальну й максимальну швидкість поздовжньої подачі $S_{позд}$. Фактори та рівні варіювання, закодовані у вигляді +1 і -1, а також інтервали варіювання, які є елементами режиму шліфування, наведені в табл. 5.1.

Таблиця 5.1

**Розробка математичної моделі на базі планованого
повного факторного експерименту
(шліфування в лабораторних умовах)**

Фактори	Рівні варіювання			Інтервали
	-1	0	+1	
t , мм	0,1	0,175	0,25	0,075
$S_{позд}$, мм/хв	60	101	142	41
$V_{дет}$, м/хв	30	38,4	46,8	8,4

Рівняння регресії з урахуванням парних взаємодій має вигляд:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_1x_2. \quad (5.2)$$

Коефіцієнти рівняння регресії $b_0, b_1, b_2, b_3, b_4, b_5, b_6$ визначаються відповідно до результатів дослідів і рівнями варіювання факторів (Додаток А, табл. А.1, А.2). У результаті отримані поліноми вигляду:

$$y = 87,9 + 41,1x_1 + 53,5x_2 - 9,65x_3 + 22,4x_1x_2 - 9,45x_1x_3 - 12,5x_1x_2x_3. \quad (5.3)$$

Перевірка адекватності отриманої лінійної моделі виконується підстановкою значень $x_1, x_2, x_3, x_{1,2}, x_{2,3}, x_{1,3}, x_{1,2,3}$ відповідно до їх знаків у матрицю планування експериментів. Для представлення математичної моделі у вигляді степеневі функції необхідно прологарифмувати коефіцієнти рівняння регресії, однак, оскільки при цьому неможливо врахувати парні взаємодії $x_{1,2}, x_{2,3}, x_{1,3}, x_{1,2,3}$, ними слід зневажити для спрощення вигляду математичної моделі. Після підстановки кодованих факторів за відомими формулами [1], приведено формули до натуральних змінних $t, V_{\text{дет}}, S_{\text{позд}}$:

$$x_1 = \left(\frac{2(\lg t - \lg t_{\max})}{\lg t_{\max} - \lg t_{\min}} + 1 \right);$$

$$x_2 = \left(\frac{2(\lg S - \lg S_{\max})}{\lg S_{\max} - \lg S_{\min}} + 1 \right);$$

$$x_3 = \left(\frac{2(\lg V - \lg V_{\max})}{\lg V_{\max} - \lg V_{\min}} + 1 \right).$$

Після підстановки x і потенціювання поліном виражається степеневою функцією $Q = 2,54 \cdot t^{0,9} \cdot S_{\text{позд}}^{1,01} \cdot V_{\text{дет}}^{0,19}$ (у $\text{мм}^3/\text{с}$). Отримана степенева функція дозволяє визначити продуктивність обробки при різних сполученнях параметрів $t, V_{\text{дет}}, S_{\text{позд}}$. Розрахунки виконані за допомогою електронних таблиць (Додаток А, табл. А.3 – А.9), на підставі яких побудовані графіки залежностей величин $t/t_{\phi}, Q, N_{\text{еф}}, \sigma = N_{\text{еф}}/Q, P_z, P_y, K_{\text{ш}} = P_z/P_y$ від параметрів режимів шліфування (рис. 5.2 – 5.8). На цих рисунках показані: о – експериментальні контрольні точки; – розрахункові дані (за математичною моделлю).

У результаті проведених експериментів встановлено, що основні параметри шліфування змінюються в наступних межах: відношення $t/t_{\phi} = 1,331 \dots 1,464$; $V_1 = 0,331 \dots 0,464$; уточнення $\varepsilon = 6,46 \dots 8,33$; продуктивність обробки $Q = 20,3 \dots 110,9 \text{ мм}^3/\text{с} = 1\,218 \dots 6\,654 \text{ мм}^3/\text{хв}$;

ефективна потужність шліфування $N_{\text{еф}} = 1\,230 \dots 2\,490$ Вт; енергоємність обробки при шліфуванні $\sigma = 11\,810 \dots 35\,110$ МПа; коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}} = 0,11 \dots 0,33$; ширина шліфування $B = 0,37 \dots 1,41$ мм.

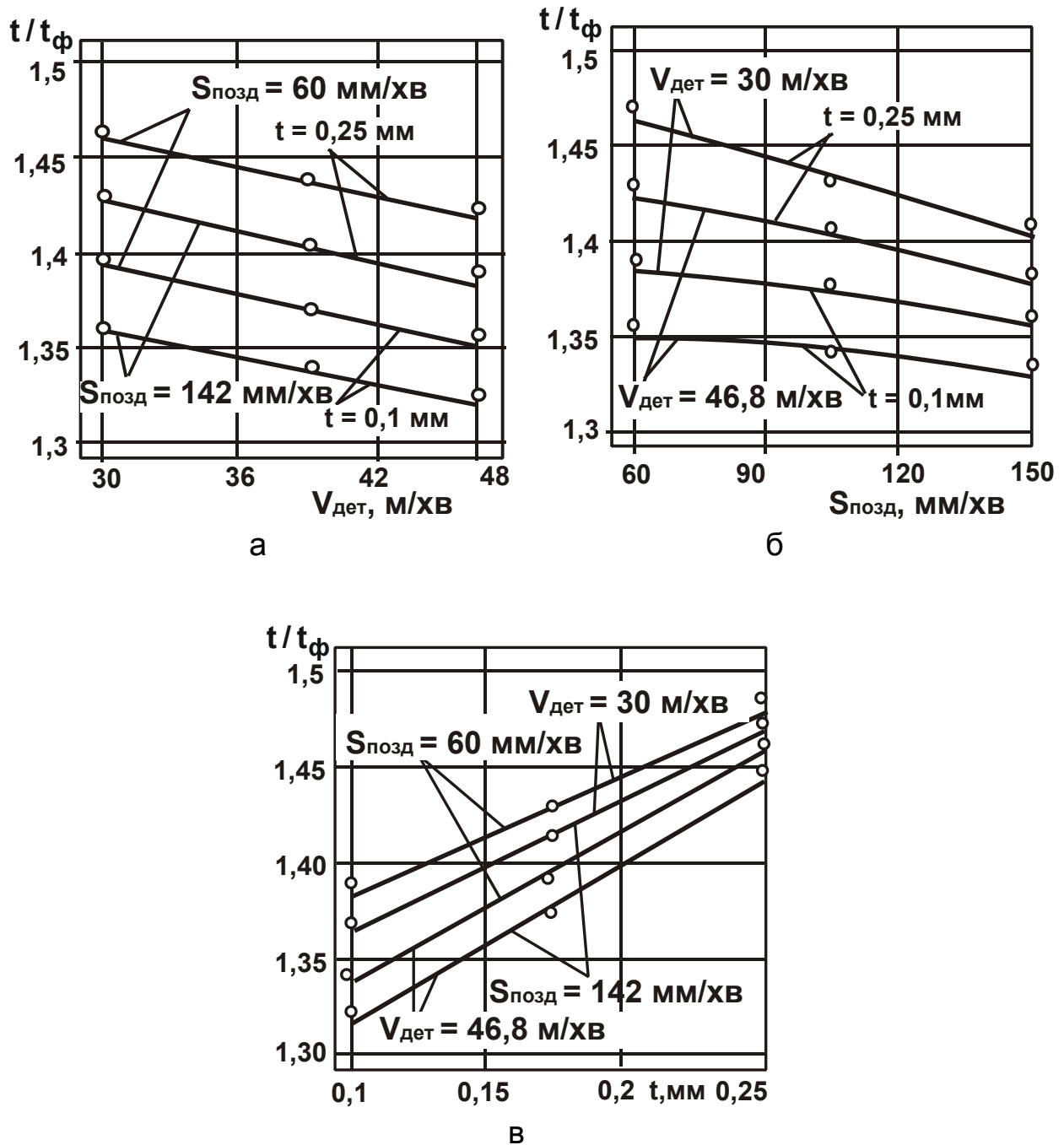


Рис. 5.2. Залежність відношення t/t_{ϕ} від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ (б) і глибини шліфування t (в)

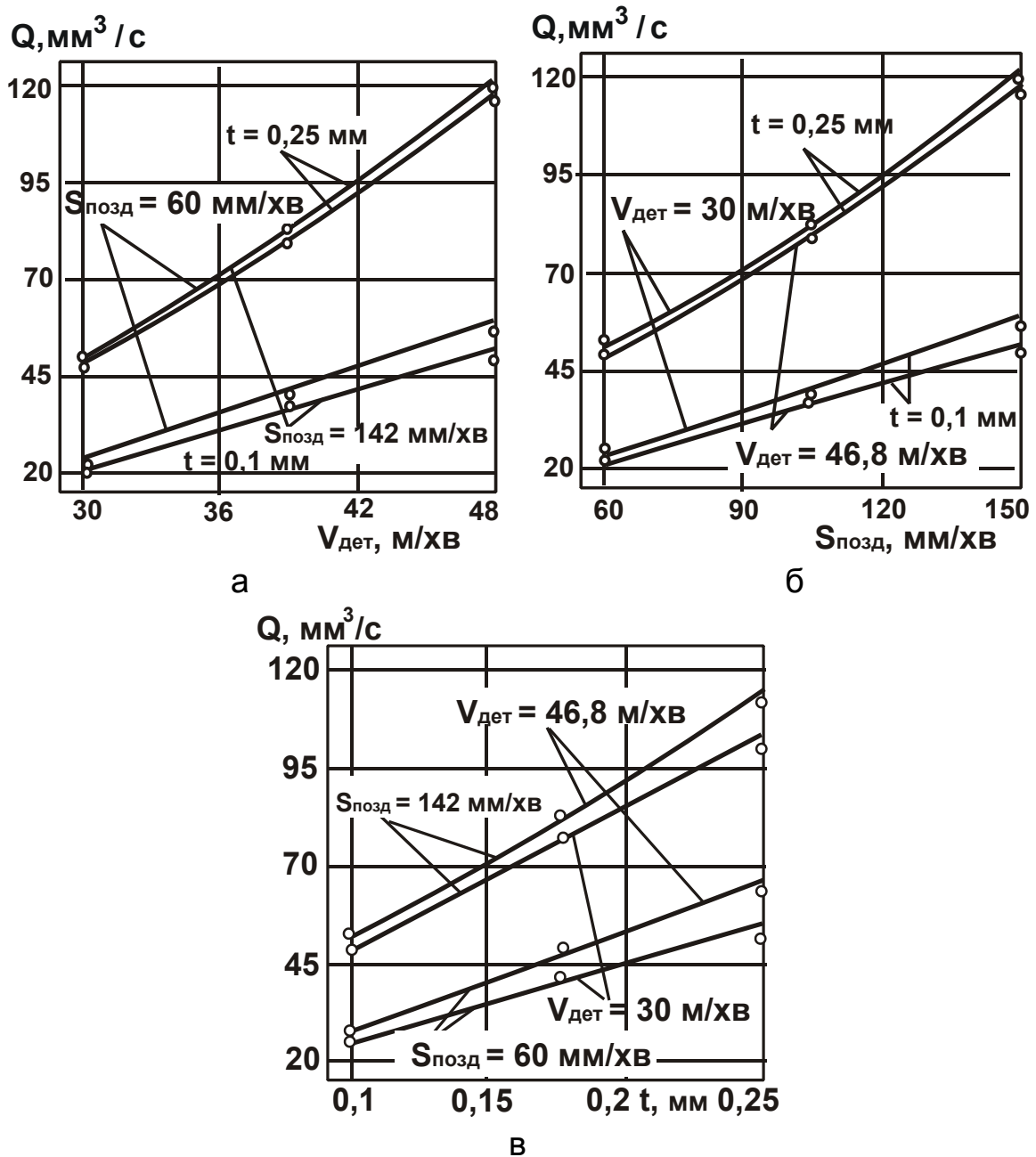


Рис. 5.3. Залежність продуктивності обробки Q від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ (б) і глибини шліфування t (в)

Відносно невеликі значення коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ свідчать про те, що процес шліфування протікає в умовах достатньо інтенсивного тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга. Це підтверджується також і відносно великими значеннями енергоємності обробки σ . Разом з тим, у зв'язку з достатньо високою жорсткістю технологічної системи ($c = 11,11 \cdot 10^6 \text{ Н/м}$) відношення номінальної й фактичної глибин шліфу-

вання t/t_{ϕ} невелике, що вказує на можливість здійснення високопродуктивного процесу абразивного круглого зовнішнього шліфування важко-оброблюваного наплавленого матеріалу твердістю HRC 58 – 59.

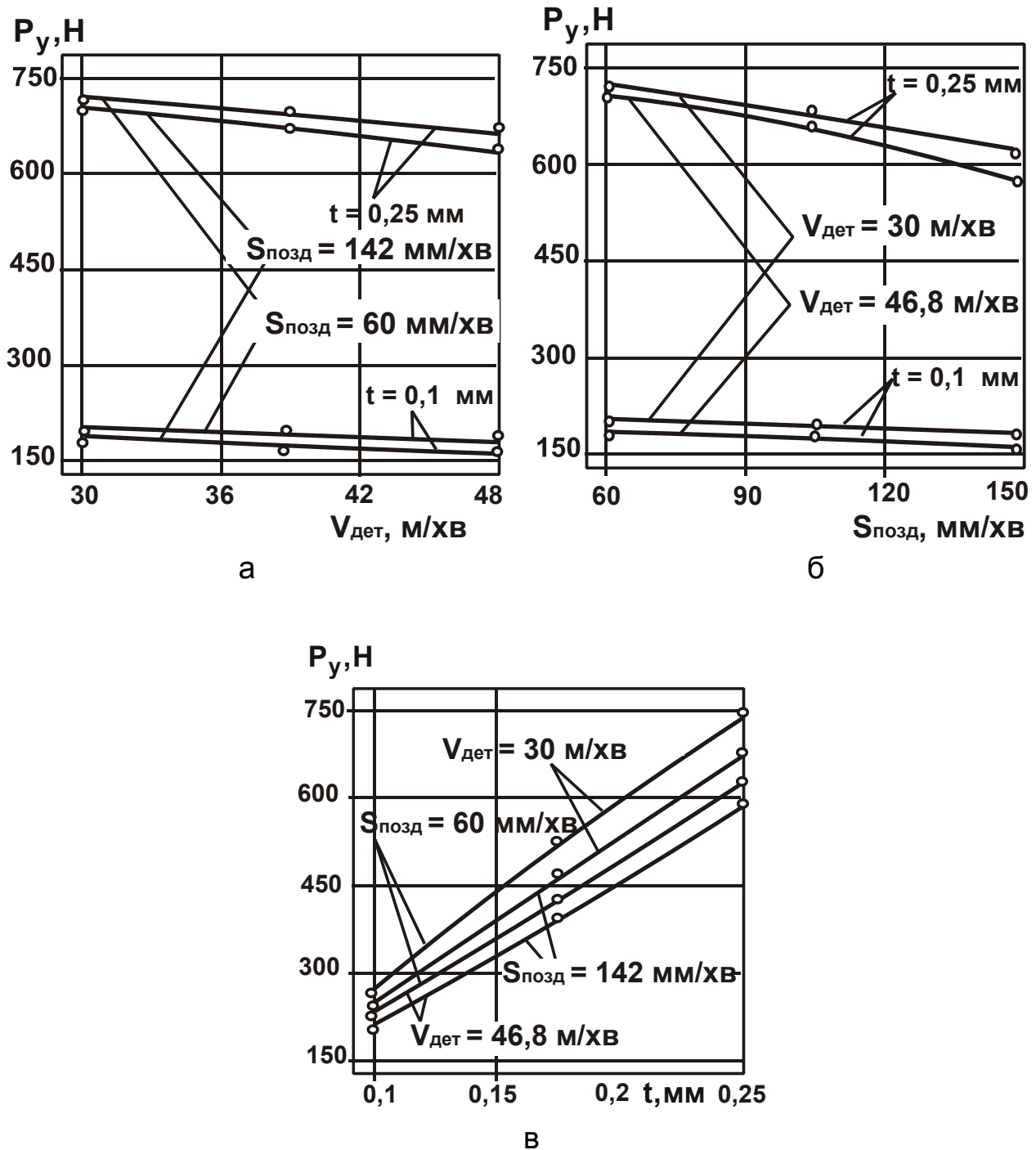


Рис. 5.4. Залежність радіальної складової сили різання P_y від швидкості деталі $V_{дет}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{позд}$ (б) і глибини шліфування t (в)

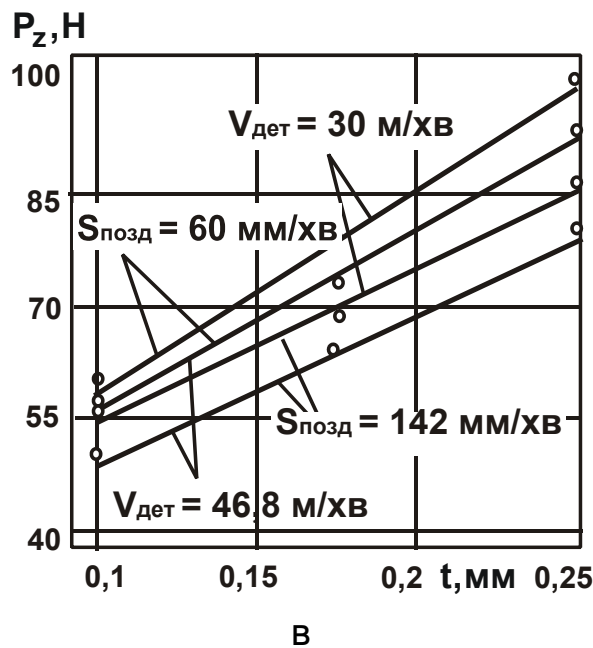
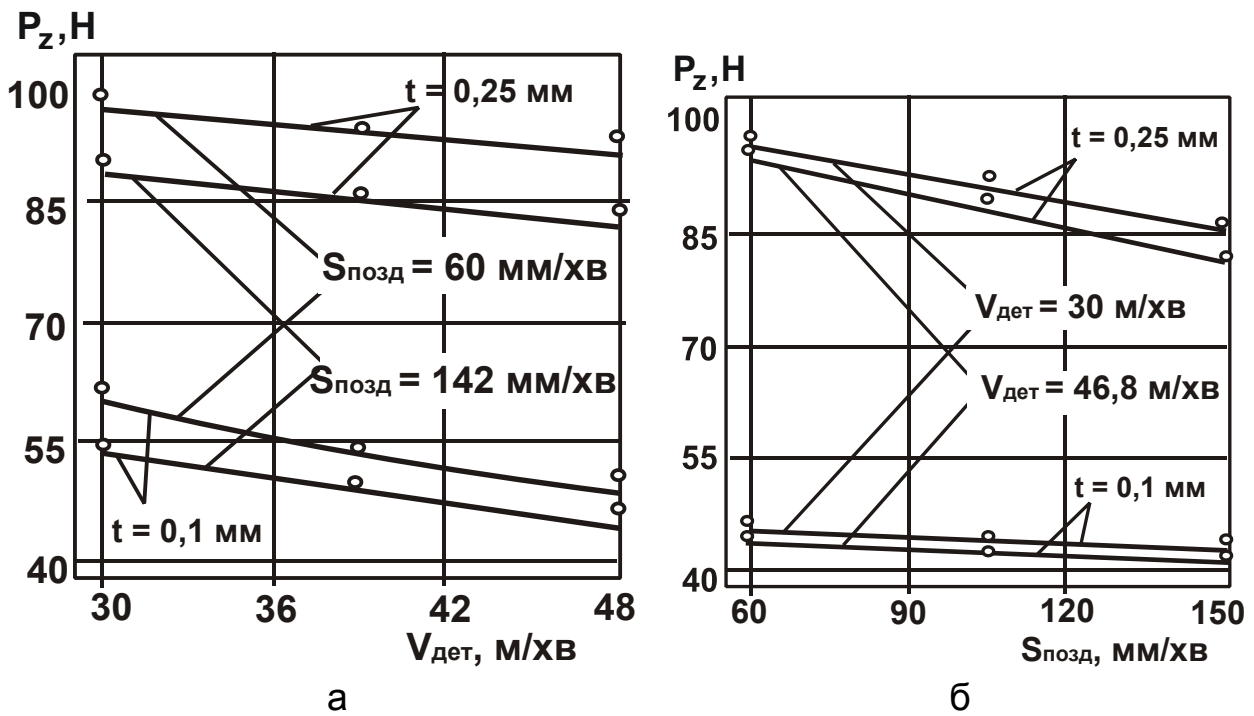


Рис. 5.5. Залежність тангенціальної складової сили різання P_z від швидкості деталі $V_{дет}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{позд}$ (б) і глибини шліфування t (в)

При цьому уточнення ε приймає відносно великі значення, що, відповідно до рішень, наведених у п. 3.1, дозволяє при високоефективному попередньому шліфуванні вирішити завдання усунення погрішності форми оброблюваної поверхні, яка обумовлена

нерівномірністю припуску. Отже, у цьому випадку справедливі всі теоретичні рішення, наведені в п. 3.1. Заслуговує на увагу характер зміни наведених на рис. 5.2 – 5.8 параметрів обробки від режимів шліфування. Зі збільшенням $V_{дет}$, $S_{позд}$ і t збільшується продуктивність обробки Q , а це приводить до зменшення енергоємності обробки σ . При цьому $N_{еф}$ зі збільшенням $V_{дет}$ і $S_{позд}$ зменшується, а зі збільшенням t , навпаки, зростає.

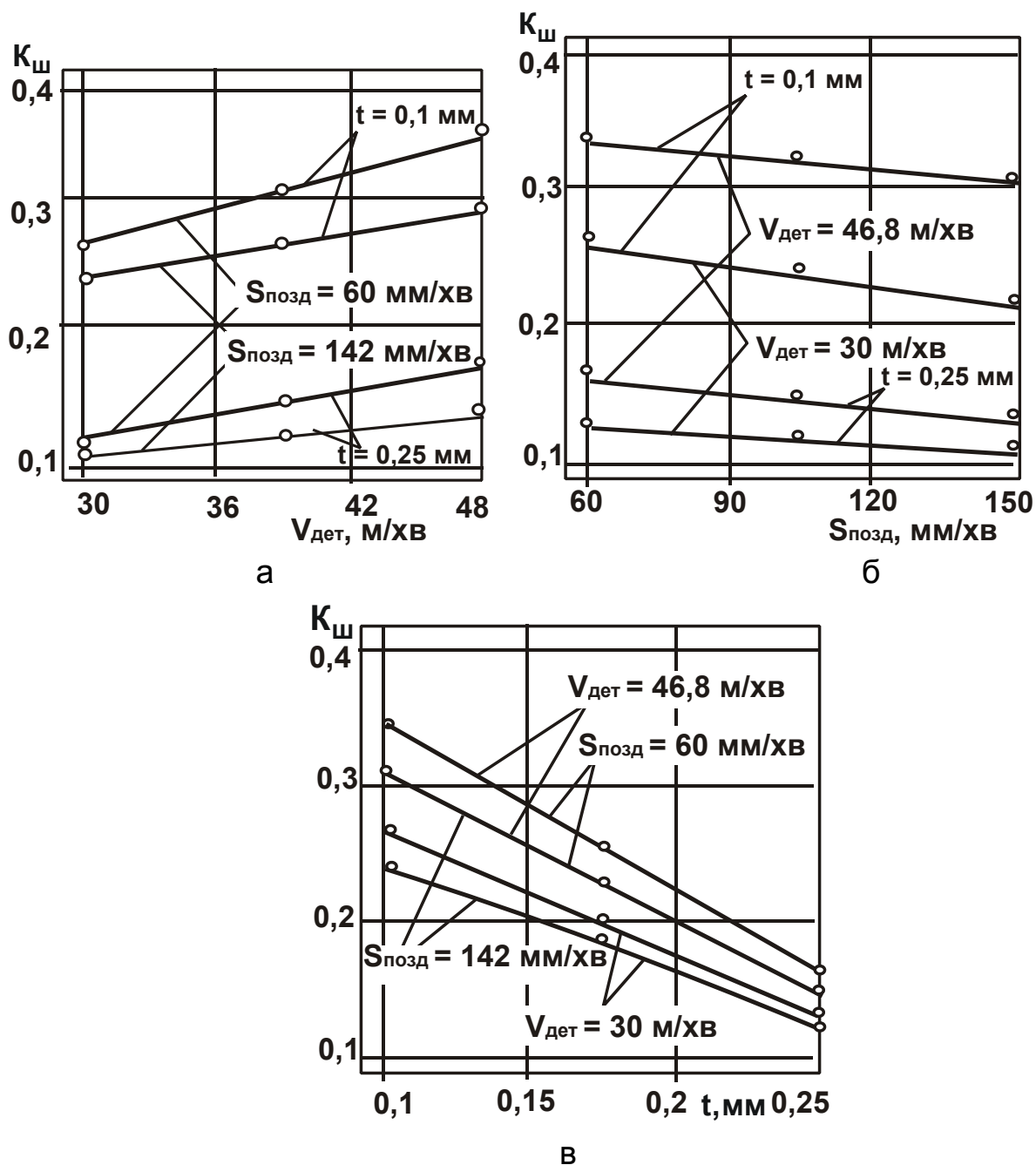


Рис. 5.6. Залежність коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ від швидкості деталі $V_{дет}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{позд}$ (б) і глибини шліфування t (в)

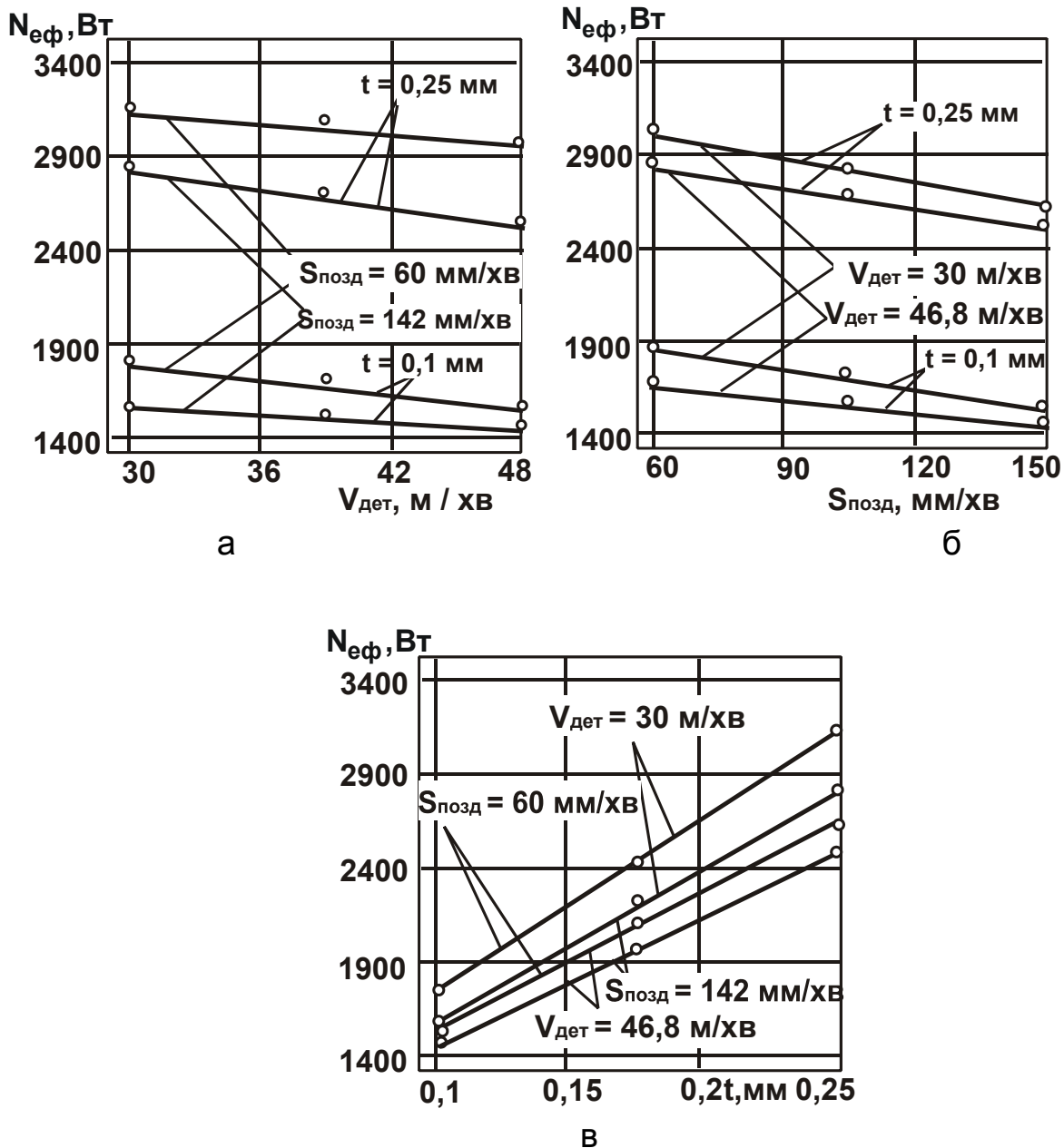


Рис. 5.7. Залежність ефективної потужності $N_{\text{эф}}$ від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ (б) і глибини шліфування t (в)

Таким чином показано, що при застосуванні схеми круглого зовнішнього глибинного шліфування наплавочного матеріалу можна забезпечити високопродуктивне знімання значних припусків й істотно підвищити ефективність обробки. Однак, слід зазначити, що такий результат отриманий у лабораторних умовах при використанні круглошліфувального верстата підвищеної жорсткості. При шліфуванні

наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш у виробничих умовах на токарно-карусельному верстаті, як показує практика, домогтися таких високих результатів складно. Пов'язано це з низькою жорсткістю технологічної системи, яка, як встановлено, дорівнює $3,42 \cdot 10^6$ Н/м, що в 4 рази нижче жорсткості круглошліфувального верстата моделі 3А151, на якому проводилися експериментальні дослідження в лабораторних умовах.

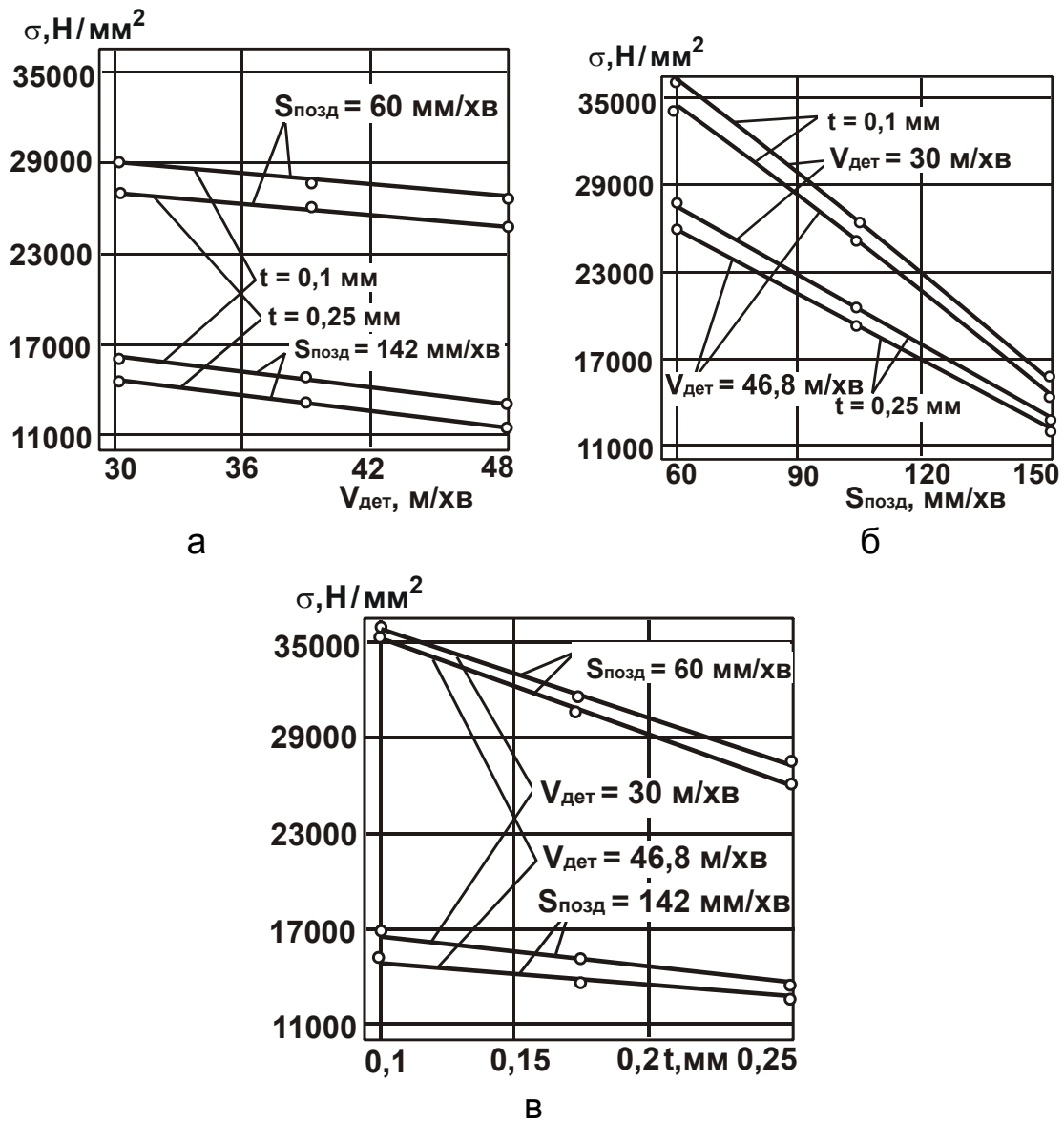


Рис. 5.8. Залежність енергоємності обробки σ від швидкості деталі $V_{дет}$ (а), швидкості поздовжньої подачі $S_{позд}$ (б) і глибини шліфування t (в)

Тому важливо виконати оцінювання технологічних можливостей високопродуктивного круглого шліфування наплавлених контактних

поверхонь великих і малих конусів та чаш у виробничих умовах на токарно-карусельному верстаті.

5.2. Експериментальне оцінювання параметрів круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш у виробничих умовах

Згідно з наведеними вище експериментальними даними, отриманими в лабораторних умовах, уточнення ε приймає достатньо високі значення 6,46 ... 8,33. Якщо звернутися до аналітичної залежності для

визначення уточнення $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \sigma}$, то видно, що у виробничих

умовах при шліфуванні на токарно-карусельному верстаті домогтися таких високих значень ε фактично не можливо, тому що жорсткість технологічної системи c менше в 4 рази, а діаметр оброблюваної деталі ($D_{\text{дет}} = 5\ 000$ мм) більше в 20 ... 50 разів. У цьому випадку при $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв розрахункове значення уточнення достатньо мале $\varepsilon = 1,032$, відповідно $t_{\text{ф}} / t = 32,25$; $B_1 = 31,25$.

При круглому багатопрхідному поздовжньому шліфуванні з $S_{\text{позд}} = 1 - 2$ м/хв значення $t_{\text{ф}} / t$ багаторазово збільшуються, а уточнення $\varepsilon \rightarrow 1$. Властиво, цим і пояснюється низька ефективність (низька продуктивність обробки) діючого технологічного процесу круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш на токарно-карусельному верстаті. При цьому знімання припуску виконується за достатньо велику кількість поздовжніх ходів круга, а виправлення погрішності форми оброблюваної поверхні, яка обумовлена нерівномірністю припуску, при попередньому шліфуванні практично не відбувається. По суті, у процесі шліфування має місце копіювання нерівностей оброблюваної поверхні, що вимагає наступного тривалого виходжування з метою забезпечення заданої точності форми оброблюваної поверхні. Очевидно, це вимагає пошуку нових шляхів підвищення ефективності обробки. Як встановлено в ході експериментальних досліджень у лабораторних умовах, процес шліфування ефективно протікає при глибинах шліфування 0,1 ... 0,25 мм, тобто при високій продуктивності обробки. Щоб реалізувати даний режим шліфування на токарно-карусельному верстаті у виробничих

умовах, необхідно в технологічній системі створити натяг $y_{\text{ст}} = B_1 \cdot t$, рівний $31,25 \cdot (0,1 \dots 0,25 \text{ мм}) = 3,125 \dots 7,8 \text{ мм}$. Очевидно, це практично нездійсненно. Реально можна реалізувати натяг $y_{\text{ст}}$ у межах до 0,5 мм, що відповідає номінальній глибині шліфування $t = y_{\text{ст}} / B_1 = 0,5 \text{ мм} / 31,25 = 0,016 \text{ мм}$. При меншому значенні $y_{\text{ст}}$ глибина шліфування t буде ще менше. Наприклад, при $y_{\text{ст}} = 0,15 \text{ мм}$ – глибина шліфування $t = y_{\text{ст}} / B_1 = 0,0048 \text{ мм}$.

Як показано в розділі 3, для ефективного здійснення процесу обробки при низькій жорсткості технологічної системи, тобто коли $\varepsilon \rightarrow 1$, доцільно використовувати схему круглого шліфування із заданим натягом у технологічній системі й невеликій швидкості поздовжньої подачі. Практичною реалізацією даної схеми може бути глибинне поздовжнє шліфування з невеликою відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} \ll 1$ й збільшеною швидкістю деталі.

Для оцінювання вірогідності теоретичних рішень проведені експериментальні дослідження параметрів круглого зовнішнього шліфування наплавленої контактної поверхні великого конуса діаметром $D_{\text{дет}} = 5 \text{ м}$ на токарно-карусельному верстаті у виробничих умовах ВАТ "Азовмаш". Оброблявся наплавочний матеріал Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85) (див. табл. 1.10). Обробка виконувалася без застосування охолоджувальної рідини. Використовувався абразивний круг на бакелітовій зв'язці ВФ із скловолоком ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВФ. Традиційно дана операція круглого шліфування виконувалася із застосуванням абразивного круга на бакелітовій зв'язці В. Цей круг характеризується більш низькою різальною здатністю, ніж абразивний круг на бакелітовій зв'язці ВФ. У роботі досліджувалися також абразивні круги підвищеної зернистості: 16 – 18 (за FEPA розмір зерна 1,6 – 1,2 мм). Режими шліфування: $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$; $V_{\text{дет}} = 120 \text{ м/хв}$; $S_{\text{позд}} = 41,5 \text{ мм/хв}$ (ширина шліфування $B = 5,4 \text{ мм}$; $S_{\text{відн}} = 0,086$); $y_{\text{ст}} = 0,05 \dots 0,45 \text{ мм}$. У цьому випадку розрахункові значення $B_1 = 8,13$; $\varepsilon = 1,14$.

Експериментально встановлено, що припуск величиною 5 мм при забезпеченні натягу в технологічній системі $y_{\text{ст}} \approx t_{\text{ф}} = 0,15 \text{ мм}$ був вилучений за 140 поздовжніх ходів круга (час одного поздовжнього ходу круга дорівнює 7 хв). Кількість поздовжніх ходів круга, необхідних для видалення припуску величиною $\Pi = 5 \text{ мм}$, дорівнює $n = \Pi / t_{\text{ф}} = 33$. Отже,

при круглому багатопрохідному шліфуванні номінальна глибина шліфування $t=0,036$ мм. Тоді $t_{\phi} / t = 4,1$; $B_1 = t_{\phi} / t - 1 = 3,1$. Як видно, дане значення B_1 в 2,6 раза менше вихідного (розрахункового) значення $B_1 = t_{\phi} / t - 1 = 8,13$.

Аналогічно були визначені параметри t , t_{ϕ} / t і B_1 для інших значень $y_{ст} \approx t_{\phi}$ (табл. 5.2, рис. 5.9). Як видно, у всіх випадках значення безрозмірного параметра B_1 менше вихідного розрахункового значення 8,13. Зі збільшенням величини натягу в технологічній системі $y_{ст} \approx t_{\phi}$ номінальна глибина шліфування t збільшується, а безрозмірний параметр B_1 , навпаки, зменшується, приймаючи значення, які до 4-х разів менші розрахункового значення 8,13 (табл. 5.2). Це вказує на збільшення до 3-х разів номінальної глибини шліфування t й відповідно продуктивності обробки, що обумовлено зменшенням енергоємності обробки σ у зв'язку з роботою абразивного круга в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання.

Таблиця 5.2

Експериментальні значення параметрів шліфування

t_{ϕ} , мм	0,1	0,15	0,45
t , мм	0,019	0,036	0,145
Q , мм ³ /с	206,32	390,93	1574,7
t_{ϕ} / t	5,2	4,1	3,1
B_1	4,2	3,1	2,1
ε	1,31	1,47	1,9
q , мм ³ абразиву / мм ³ матеріалу	0,4	0,5	4

Таким чином, експериментально встановлено, що при шліфуванні за даною схемою досягається ефект обробки. Причому він досягається як за рахунок застосування схеми шліфування із заданим натягом у технологічній системі, так і за рахунок застосування великозернистого абразивного круга, який характеризується високою різальною здатністю. Продуктивність обробки при цьому приймає значення, які перевищують

значення продуктивності обробки, отримані в лабораторних умовах на круглошліфувальному верстаті підвищеної жорсткості (див. рис. 5.3). Це обумовлено тим, що в лабораторних умовах енергоємність обробки σ була вище (див. рис. 5.8) у зв'язку з більш високою твердістю абразивного круга, що застосовувався.

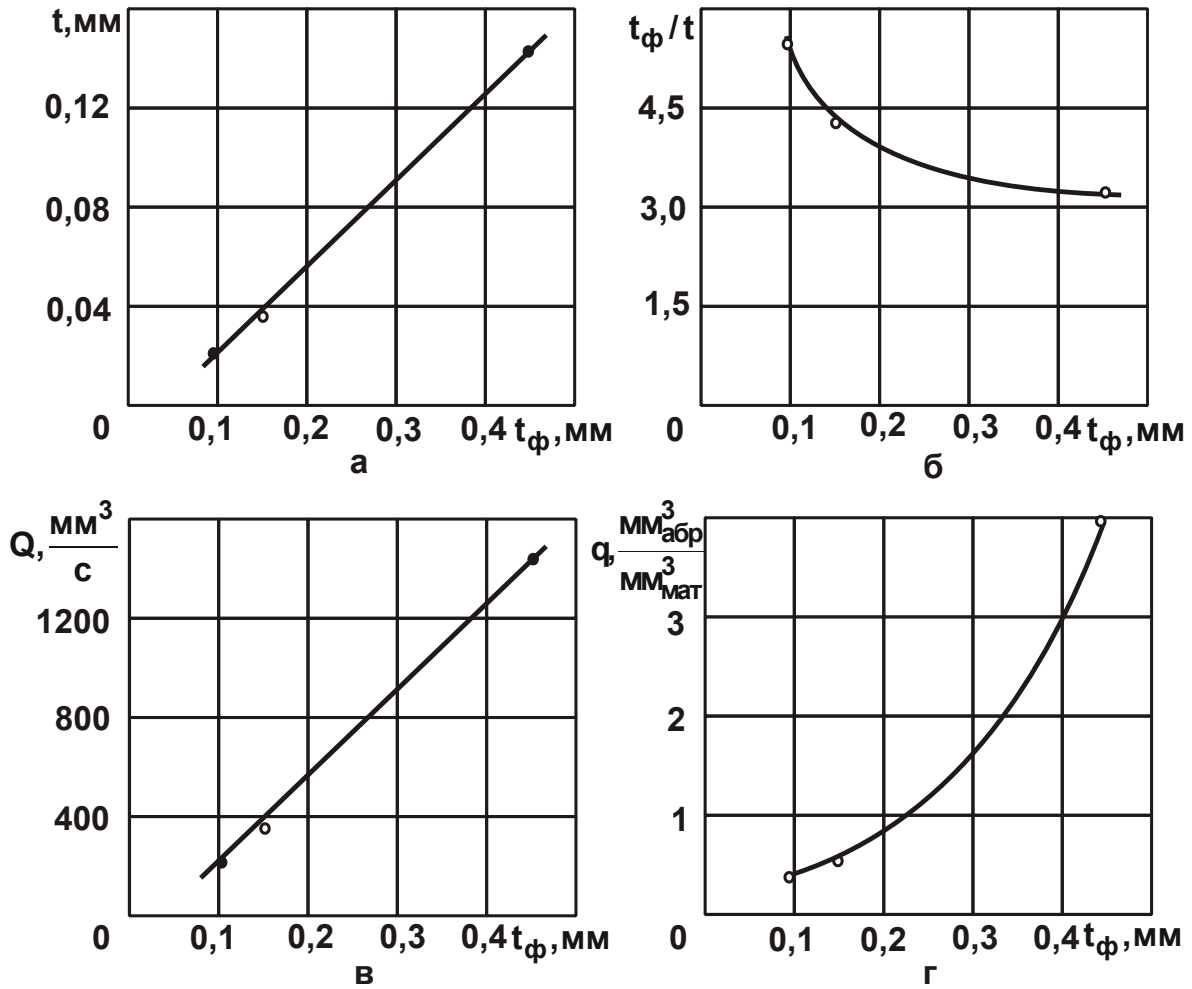


Рис. 5.9. Залежності номінальної глибини шліфування t (а), відношення t_{ϕ}/t (б), продуктивності обробки Q (в) і питомого зношування круга q (г) від фактичної глибини шліфування t_{ϕ}

З метою визначення мінімально можливої енергоємності обробки $\sigma = N_{\text{еф}}/Q$ у виробничих умовах на токарно-карусельному верстаті проведено експеримент за схемою круглого шліфування із заданим початковим натягом у технологічній системі (фактичною глибиною

шліфування) $y_{ст} \approx t_{\phi} = 1$ мм; $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 7,5$ м/хв; $S_{позд} = 41,5$ мм/хв. Експериментально встановлено, що ефективна потужність шліфування дорівнює $N_{еф} = 16,5$ кВт, відношення $t_{\phi} / t = 3$, а фактична продуктивність обробки – $Q = 2\ 625$ мм³/с. Відповідно енергоємність обробки приймає значення $\sigma = 6\ 286$ МПа. Це фактично відповідає значенням енергоємності обробки σ (умовного напруження різання), які отримані Рибицьким В. А. [98] при мікрорізанні одиничним зерном наплавочного матеріалу реліт-мельхіор (табл. 5.3, рис. 5.10). Твердість релітмельхіора приблизно така ж, як і розглянутого у даній роботі наплавочного матеріалу Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85).

Таблиця 5.3

Значення умовного напруження різання σ залежно від глибини шліфування t ($D_{кр} = 200$ мм; $V_{кр} = 15$ м/с)

Оброблюваний матеріал		σ (у Н/мм ²) при глибині шліфування t (у мм)		
Тип (марка)	Твердість	0,005	0,01	0,015
Реліт-мельхіор	Реліт – HRA 89-90 Мельхіор – HRC40	7500	4118	2750
T30K4	HRA 90-92	10000	5882	4000
BK8	HRA 87-88	5000	2941	2250
550K44H34ГСП	HRA 60-62	5000	3529	2500

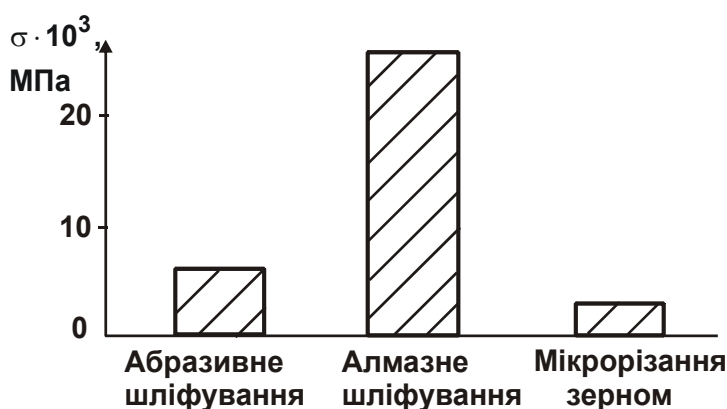


Рис. 5.10. Значення умовного напруження різання σ для різних умов обробки

Наведені в табл. 5.3 значення умовного напруження різання визначалися за величиною тангенціальної складової сили різання. Як показано в роботі [98], досліди по встановленню тангенціальної складової сили різання проводилися на стенді, виконаному на базі плоскошліфувального верстата моделі 3E711B за

схемою мікрорізання з вертикальною подачею врізанням. Для реєстрації сили різання використовувався динамометр на тензорезисторах, тарування якого проводилося динамічним способом [106]. Як різальний елемент застосовувався алмазний конус (кут при вершині $2\alpha = 140^\circ$, радіус округлення $\rho = 0,005$ мм). До складу наплавочного матеріалу реліт-мельхіор входить 30 % реліту (литі карбіди вольфраму) і 70 % марганцевого мельхіору (дисперсійно твердіючого). При його мікрорізанні (див. табл. 5.3) значення σ наближаються до значень σ при мікрорізанні твердого сплаву Т30К4 і перевищують значення σ при мікрорізанні твердого сплаву ВК8. Іншими словами, за оброблюваністю реліт-мельхіор і твердий сплав Т30К4 майже однакові.

Отримані результати свідчать про те, що в енергетичному балансі процесу шліфування абразивним кругом ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВF наплавочного матеріалу Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ДСТ 26467-85) переважає частка енергії різання, а частка тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом незначна у зв'язку з високою різальною здатністю абразивного круга, який працює в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання. Цим, зокрема, доведена відсутність впливу кількості поздовжніх ходів круга n на енергоємність обробки σ , відповідно до залежності (3.48), при шліфуванні із заданим натягом у технологічній системі.

Таким чином показано, що за рахунок забезпечення роботи абразивного круга в режимі інтенсивного самозагострювання практично виключаються втрати енергії шліфування, пов'язані з тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. У різанні беруть участь практично тільки абразивні зерна. Це дозволяє в максимальному ступені використовувати різальні властивості круга й максимально збільшити уточнення ε (для даних значень діаметра деталі $D_{\text{дет}}$ й жорсткості технологічної системи c). Установлено, що уточнення ε при шліфуванні за даною схемою збільшується й приймає значення 1,25 ... 1,477 (див. табл. 5.2). Ці значення значно вище значень уточнень, установлених на основі діючого технологічного процесу шліфування, які не перевищують $\varepsilon = 1,032$.

Крім того, зменшення енергоємності обробки σ до мінімально можливого значення, яке обумовлено участю в різанні лише абразивних зерен, створює об'єктивні передумови підвищення якості обробки за

рахунок зниження теплової напруженості процесу й виключення утворення на оброблюваних поверхнях різного роду температурних дефектів (припикань і мікротріщин). Однак, такий режим роботи круга приводить до його інтенсивного зношування. У зв'язку із цим проведено експериментальні дослідження питомого зношування круга q , рівного відношенню об'єму зношеної частини круга до об'єму знятого матеріалу. При цьому визначався об'єм знятого матеріалу абразивним кругом до його повного зношування.

У результаті встановлено, що при шліфуванні абразивним кругом ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВF параметр q приймає достатньо великі значення – $0,5 \dots 4 \text{ мм}_{\text{абразив}}^3 / \text{мм}_{\text{матеріал}}^3$ (див. табл. 5.2). При шліфуванні різних матеріалів (за експериментальними даними професора Філімонова Л. М., див. табл. 4.5 [123]) питома зношування круга q менше й лише при шліфуванні твердих сплавів перевищує його (рис. 5.11). Це вказує на те, що розглянуті в роботі наплавочні матеріали належать до класу важкооброблюваних матеріалів.



Рис. 5.11. Значення питомого зношування круга q для різних матеріалів

Експериментально встановлено, що зі збільшенням величини натягу в технологічній системі (фактичної глибини шліфування) $y_{\text{ст}} \approx t_{\text{ф}}$ питома зношування круга q збільшується й при $y_{\text{ст}} \approx t_{\text{ф}} = 0,45 \text{ мм}$ приймає велике значення $q = 4 \text{ мм}_{\text{абразив}}^3 / \text{мм}_{\text{матеріал}}^3$. Здійснення

процесу шліфування з такою інтенсивністю зношування круга економічно недоцільно. Економічно обґрунтованими є значення $q = 0,5 \dots 1$ $\text{мм}^3_{\text{абразив}} / \text{мм}^3_{\text{матеріал}}$, тобто із цього погляду шліфування ефективно здійснювати за умови $y_{\text{ст}} \approx t_{\text{ф}} = 0,1 \dots 0,15$ мм. Так, експериментально встановлено, що при шліфуванні з величиною натягу в технологічній системі (фактичною глибиною шліфування) $y_{\text{ст}} \approx t_{\text{ф}} = 0,15$ мм при обробці одного конуса діаметром 5 000 мм засипного апарату витрачається до 8 абразивних кругів. При цьому розмірне зношування круга за його один поздовжній хід становить до 1 мм. Це значно перевищує глибину шліфування й указує на необхідність її постійного регулювання в процесі обробки. Компенсувати розмірне зношування абразивного круга можна за рахунок здійснення безперервної або дискретної радіальної подачі в межах одного поздовжнього ходу круга. Як відзначалося вище, це дозволяє виключити вплив кількості поздовжніх ходів круга n на енергоємність обробки σ й тим самим підвищити ефективність обробки.

Таким чином показано, що абразивний круг при шліфуванні наплавочного матеріалу достатньо інтенсивно зношується. З одного боку, це збільшує витрати на придбання кругів, а з іншого боку, дозволяє підтримувати високу різальну здатність круга, в результаті з часом обробки енергоємність σ не збільшується. Отже, підвищене розмірне зношування круга сприяє зниженню інтенсивності тертя зв'язки з кругом й енергоємності обробки. Причому, застосування абразивних кругів підвищеної зернистості 16 – 18 (за FEPA розмір зерна 1,6 – 1,2 мм відповідно) дозволяє ще більшою мірою зменшити енергоємність обробки. У результаті на оброблюваних поверхнях не утворюються припикання й мікротріщини, які постійно мали місце при шліфуванні абразивними кругами підвищеної твердості. Крім того, відбувається усунення нерівномірності припуску на операції попереднього шліфування, що знижує трудомісткість остаточного шліфування (яке за тривалістю таке ж, як і попереднє шліфування) із забезпеченням вимог за точністю обробки. У результаті загальна трудомісткість обробки знижується в 2 рази. Шорсткість поверхні при попередньому шліфуванні становить $R_a = 1,2 \dots 1,7$ мм, при остаточному шліфуванні – $R_a = 0,6 \dots 0,8$ мм.

Необхідно відзначити, що порівняно зі звичайним багатопрохідним поздовжнім шліфуванням (здійснюваним з невеликими глибинами

шліфування $t=0,01 \dots 0,02$ мм на токарно-карусельному верстаті у виробничих умовах) запропонована схема дозволяє багаторазово збільшити продуктивність обробки. Установлено також, що дана схема дозволяє до 3-х разів збільшити продуктивність обробки порівняно із круглим зовнішнім глибинним шліфуванням деталі з наплавочним матеріалом на круглошліфувальному верстаті (див. рис. 5.3), яке виконувалося в лабораторних умовах.

Із залежності (3.24) випливає, що основним резервом ефективного застосування даної схеми шліфування у виробничих умовах є збільшення жорсткості технологічної системи, тому що за рахунок застосування великозернистого абразивного круга ПП 500x63x203 14A 22 СТ2 ВF на бакелітовій зв'язці (посилений скловолокном) всі резерви, пов'язані зі зменшенням енергоємності обробки, використані – енергоємність обробки приймає фактично мінімально можливі значення, порівнянні зі значеннями при мікрорізанні одиничним зерном.

Таким чином, виконано комплексне експериментальне оцінювання отриманих у роботі теоретичних рішень, яке підтвердило їхню вірогідність. Отже, отримані теоретичні рішення достатньо правильно відображають технологічні закономірності формування параметрів якості обробки й можуть бути використані для розробки практичних рекомендацій з підвищення ефективності технології круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення.

Встановлено також, що використовуючи експериментальні дані, отримані в лабораторних умовах при шліфуванні деталі з наплавочним матеріалом на круглошліфувальному верстаті, можна за встановленими розрахунковими залежностями визначити оптимальні параметри шліфування для реальних умов обробки на токарно-карусельному верстаті.

5.3. Технологічне забезпечення точності обробки при шліфуванні конічної поверхні

Підвищене розмірне зношування круга, як показано вище, дозволяє зменшити енергоємність обробки, однак приводить до погіршення точності обробки конічної поверхні (відхиленню кута утворюючого конуса від заданого значення) і порушенню умов сполучення поверхонь конуса й чаші. У результаті це приводить до зниження експлуатаційних характеристик контактної пари, і до передчасного виходу з ладу засипного

апарату доменної печі. Щоб не допустити порушення точності обробки важливо вишукати ефективні методи компенсації в процесі шліфування розмірного зношування круга.

Як показано в п. 1.1, технологією круглого шліфування, яка застосовується на підприємстві, передбачене адаптивне керування поперечною подачею в міру зношування круга на основі зміни величини електричного струму у двигуні головного руху – зі зменшенням електричного струму включається поперечна подача. Однак дане технічне рішення, як встановлено на практиці, малоефективне й не дозволяє забезпечити високу точність обробки.

Відомий також спосіб шліфування, при якому розраховується поперечна подача абразивного інструмента для чергового поздовжнього ходу. Протягом здійснення поздовжнього ходу виконується корекція поперечного положення інструмента на розраховані величини поперечної подачі. У зазначеному способі до початку обробки задаються необхідні розміри деталі та їхні допуски. При здійсненні кожного поздовжнього ходу фіксуються циліндричні координати оброблюваної поверхні. Далі для кожної зафіксованої точки визначається погрішність обробки й виконується зіставлення поточного розміру деталі із заданим полем допуску. Після завершення поздовжнього ходу обчислюється функція розподілу погрішності обробки. З урахуванням отриманої функції розраховується поперечна подача абразивного інструмента для чергового поздовжнього ходу. На наступному поздовжньому ході виконується корекція поперечного положення інструмента на розраховані величини подачі. Поперечна подача інструмента визначається з умови, що сума радіуса обробки й погрішності із заданою ймовірністю потрапить у встановлене поле допуску.

Недоліком даного способу є те, що для його реалізації необхідно або створити спеціальний шліфувальний верстат, або поперечну подачу виконувати вручну, тому що на шліфувальних верстатах поперечна подача в автоматичному режимі здійснюється імпульсно на задану величину після кожного поздовжнього ходу стола.

Другий варіант, тобто з ручною поперечною подачею, також можна здійснити, але при цьому в результаті подачі абразивного круга вручну утворюються припикання, уступи, виникає небезпека розриву круга через переривчасту ручну подачу й періодичні, ні чим не обмежені навантаження. Крім того, реалізація такого способу обробки приводить до

того, що утворююча обробленої поверхні виявляється криволінійною. Таким чином, недосконалість розглянутих способів полягає в тому, що обробка важкооброблюваних матеріалів здійснюється або занадто твердими кругами, які характеризуються малою величиною зношування й забезпечують одержання необхідної геометричної форми конічної поверхні, але приводять до значного погіршення якості обробленої поверхні, або відносно м'якими абразивними кругами, які не забезпечують одержання необхідної геометричної форми конічної поверхні.

Для одночасного досягнення високої якості обробки поверхонь за одну операцію, очевидно, потрібні нові технічні рішення. У зв'язку із цим було поставлене завдання – удосконалити спосіб шліфування конусів і чаш засипних апаратів, при якому за рахунок використання абразивних кругів з невисокою твердістю зв'язки й автоматичною компенсацією зношування абразивного круга в процесі кожного поздовжнього ходу досягається підвищення якості та точності геометричної форми оброблюваної поверхні. Поставлене завдання може бути вирішене застосуванням описаного вище способу шліфування, який включає багатопрохідну механічну обробку абразивним інструментом з корекцією його положення відносно оброблюваної деталі після першого поздовжнього ходу, здійсненого з автоматичною поздовжньою й одночасною ручною поперечною подачею інструмента, яка компенсує зношування абразивного круга, який визначається за лімбом поперечної подачі як різниця початкового й кінцевого положення абразивного круга. Для подальшої обробки, яка здійснюється тільки з поздовжньою подачею, пропонується змінити напрям руху круга на кут φ , який визначається за залежністю (рис. 5.12):

$$\varphi = \operatorname{arctg} \frac{\Delta}{l}, \quad (5.4)$$

де φ – поправочний кут повороту полозків верстата, град;

Δ – величина лінійного зношування абразивного круга за перший поздовжній хід, мм;

l – ширина поверхні, що шліфується, мм.

Суть даного рішення полягає в наступному. Виходячи з рис. 5.12а, у процесі переміщення уздовж утворюючого конуса 1 круг 2 зношується на величину Δ . При цьому зношування абразивного круга компенсують

ручною поперечною подачею $S_{\text{попер.ручн.}}$. На рис. 5.12б показана схема шліфування, що здійснюється після першого робочого ходу. Для подальшої обробки, здійснюваної тільки з поздовжньою подачею, необхідно змінити напрям руху круга на кут φ . У виробничих умовах дана схема шліфування реалізується наступним чином: за табл. 5.4 вибирають найбільш за значенням величину зношування абразивного круга й відповідний їй кут, на який потрібно додатково до кута, заданого кресленням, повернути ползки верстата.

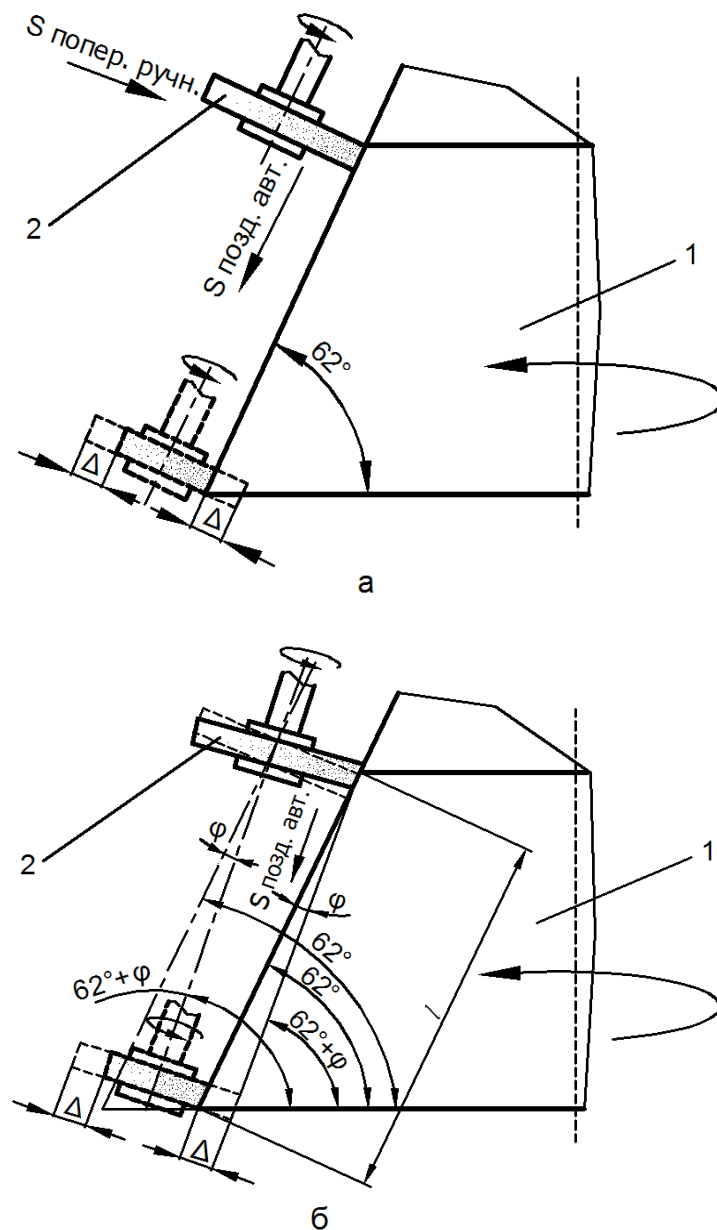


Рис. 5.12. Розрахункова схема круглого шліфування з автоматичною й одночасною ручною поперечною подачами

Умовні позначення: 1 – конус; 2 – абразивний круг.

**Взаємозв'язок між зношуванням абразивного круга Δ
і кутом повороту φ° ползка**

Зношування круга Δ , мм	Кут повороту ползка φ°	Зношування круга Δ , мм	Кут повороту ползка φ°
0,5	5'	10	1° 54'
1	11'	11	2° 6'
1,5	17'	12	2° 17'
2	23'	13	2° 28'
2,5	28'	14	2° 40'
3	34'	15	2° 51'
3,5	40'	16	3° 3'
4	45'	17	3° 14'
4,5	51'	18	3° 26'
5	57'	19	3° 37'
6	1° 8'	20	3° 48'
7	1° 20'	21	4°
8	1° 31'	22	4° 11'
9	1° 43'	23	4° 23'

Наприклад, експериментально встановлено, що при обробці контактної поверхні конуса засипного апарата шириною 300 мм при першому поздовжньому ході зношування абразивного круга склало 6 мм. Тоді відповідно до залежності (5.4), отримано $\varphi = 1,15^\circ$, тобто для одержання кута конусності 62° необхідно повернути ползки верстата на кут $63,15^\circ$. Цим ураховується величина зношування круга, яка визначається дослідним шляхом при першому поздовжньому ході. Отже, зміна напрямку руху круга уздовж утворюючої конічної поверхні на розрахунковий кут дозволяє компенсувати розмірне зношування круга й забезпечує необхідні значення точності форми й розмірів оброблюваної поверхні.

5.4. Експериментальні дослідження технологічних параметрів алмазного електроерозійного шліфування наплавочних матеріалів

Для оцінювання технологічних можливостей алмазного електроерозійного шліфування наплавочних матеріалів, з точки зору зниження енергоємності обробки й забезпечення стабільного протікання процесу обробки, проведено комплекс експериментальних досліджень. Досліди виконувалися на спеціальній установці, яка реалізує пружну схему шліфування з фіксованим радіальним зусиллям P_y . Оброблялися зразки з наплавленим шаром матеріалу, а також для порівняння – пластини із твердого сплаву ВК8. Використовувалися алмазний круг 1А1 300х25х6 АС6 250/200 4 на високоміцній металевій зв'язці М2-01 і джерело технологічного струму ШГІ-80·2-88М, яке забезпечує щільність струму $i = 0,6 \cdot 10^5 \text{ А/мм}^2$ [69]. Шліфування виконувалося зі швидкістю круга $V_{кр} = 28 \text{ м/с}$. У ході проведення експериментів задавалося й підтримувалося постійним у процесі обробки радіальне зусилля P_y , вимірялася ефективна потужність шліфування $N_{еф}$ як різниця потужності на робочому й холостому ходах. За залежністю $P_z = N_{еф} / V_{кр}$ визначалася тангенціальна складова сили різання P_z . Знаючи $N_{еф}$ й Q , визначалася енергоємність обробки

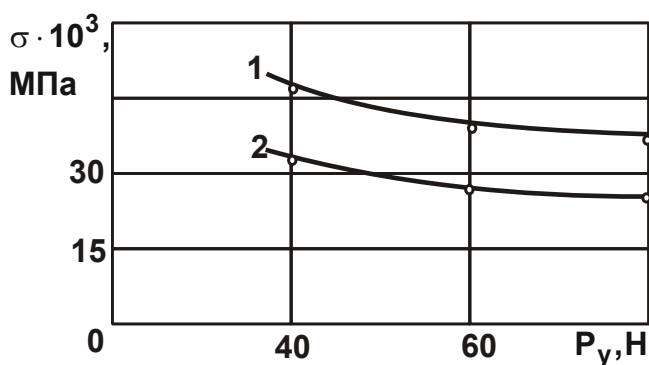


Рис. 5.13. Залежність σ від P_y

Умовні позначення: 1 – твердий сплав ВК8; 2 – наплавочний матеріал.

$\sigma = N_{еф} / Q$. Використовуючи

залежність $\alpha = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{ш} \cdot \sigma}$ [68],

виконано оцінювання частки енергії "чистого" різання в загальному енергетичному балансі процесу шліфування α й частки енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом $(1-\alpha)$.

Експериментально встановлено, що енергоємність обробки

σ при шліфуванні твердого сплаву ВК8 і наплавочного матеріалу відрізняються незначно (рис. 5.13), незважаючи на суттєве розходження меж міцності оброблюваних матеріалів на стиск ($\sigma_{ст} = 3 \cdot 200 \text{ МПа}$ для

твердого сплаву, $\sigma_{ст} = 750$ МПа для наплавочного матеріалу). Це пов'язано з тим, що при шліфуванні наплавочного матеріалу алмазний круг на металевій зв'язці піддається засалюванню, а введення в зону різання додаткової енергії електричних розрядів не дозволяє повністю очистити його робочу поверхню від продуктів обробки. У результаті оброблюваний матеріал контактує зі зв'язкою круга, що збільшує силу тертя зв'язки круга з

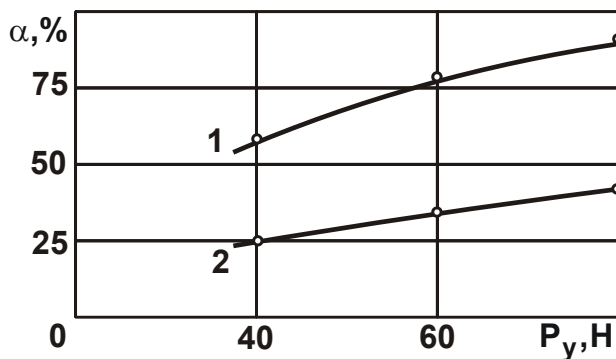


Рис. 5.14. Залежність α від P_y

Умовні позначення: 1 – твердий сплав ВК8; 2 – наплавочний матеріал.

оброблюваним матеріалом і знижує продуктивність обробки. різання α при шліфуванні наплавочного матеріалу значно нижче, ніж при шліфуванні твердого сплаву (рис. 5.14). Як відзначалося вище, це пов'язано з інтенсивним тертям зв'язки алмазного круга й оброблюваного матеріалу.

Експериментально встановлено, що в процесі алмазного електроерозійного шліфування твердого сплаву ВК8 алмазний круг працює достатньо стабільно, не піддається засалюванню і його фактично не потрібно правити, зупиняючи для цього процес шліфування. Виправлення круга здійснюється в процесі обробки. Це обумовлено тим, що твердий сплав ВК8 характеризується високою крихкістю і не приводить до засалювання круга. При алмазному електроерозійному шліфуванні наплавочного матеріалу у зв'язку з його високою пластичністю утворюються довгі зливальні стружки, які заповнюють міжзеренний простір алмазного круга й в умовах високих температур і тисків викликають його інтенсивне засалювання. У результаті електроерозійної дії на стружки відбувається їх часткове ударно-термічне руйнування, що, очевидно, знижує ймовірність засалювання круга. Однак повною мірою засалювання не усувається, особливо при високопродуктивному шліфуванні. Це значною мірою перешкоджає ефективному використанню прогресивного методу алмазного електроерозійного шліфування на практиці. Як впливає

із рис. 5.10, енергоємність обробки σ при абразивному шліфуванні значно менше, ніж при алмазному електроерозійному шліфуванні. Це свідчить про те, що при абразивному шліфуванні нижча інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, у результаті чого круг стабільно працює в режимі самозагострювання й не засалюється.

5.5. Обґрунтування оптимального варіанта круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш й розробка практичних рекомендацій з його впровадження у виробництво

Проведені експериментальні дослідження підтвердили вірогідність отриманих теоретичних рішень. Так, встановлено, що при алмазному електроерозійному шліфуванні наплавлених матеріалів (незважаючи на інтенсивну електроерозійну дію на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці) відбувається засалювання круга. У результаті енергоємність обробки σ майже на порядок вище, ніж при абразивному шліфуванні (див. рис. 5.10). Тому здійснення процесу шліфування в таких умовах малоефективно. Більш ефективним варіантом обробки слід розглядати схему абразивного круглого шліфування із заданим натягом у технологічній системі, яка реалізується шляхом застосування глибокого поздовжнього шліфування з $S_{\text{відн}} < 0,1$ і підвищеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}} = 50 \dots 120$ м/хв. При цьому $t_{\text{ф}} = 0,1 \dots 0,2$ мм; $S_{\text{позд}} < 42$ мм/хв.

Як встановлено експериментально, ця схема виключає утворення на оброблюваних поверхнях припикань і тріщин та забезпечує необхідні параметри якості обробки. Також відбувається усунення нерівномірності припуску на операції попереднього шліфування, що знижує трудомісткість остаточного шліфування (яке по тривалості таке ж, як і попереднє шліфування) із забезпеченням вимог за точністю обробки. Продуктивність обробки на операції попереднього шліфування збільшується до 3-х разів, а загальна трудомісткість обробки на операціях попереднього й остаточного шліфування знижується в 2 рази (рис. 5.15). Шорсткість поверхні при попередньому шліфуванні становить $R_a = 1,2 \dots 1,7$ мм, при остаточному шліфуванні – $R_a = 0,6 \dots 0,8$ мм, що відповідає вимогам технологічного процесу. Доведено, що основним резервом ефективного

використання даної схеми шліфування у виробничих умовах, відповідно до залежності (3.24), є збільшення жорсткості технологічної системи.

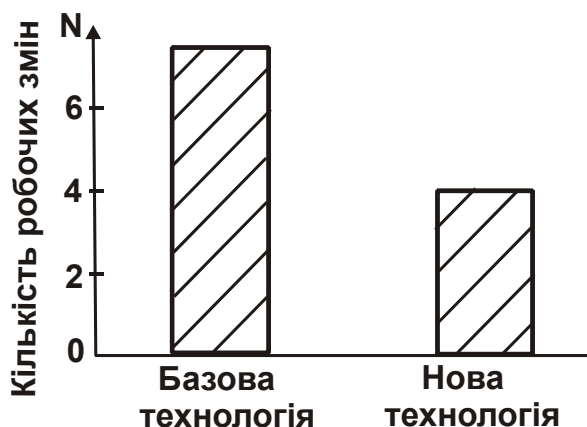


Рис. 5.15. Тривалість обробки конуса N при використанні базової та нової технологій

Таким чином встановлено, що перехід від традиційно застосовуваної схеми поздовжнього багато-прохідного шліфування до схеми поздовжнього глибинного шліфування з $S_{\text{відн}} \ll 1$ і підвищеною швидкістю деталі дозволяє підвищити продуктивність і знизити трудомісткість обробки при забезпеченні необхідних показників якості та точності оброблюваних поверхонь. Для шліфування доцільно використовувати абразивні круги ПП 500x63x203 14А

СТ2 ВF на бакелітовій зв'язці (посиленої скловолокном) підвищеної зернистості: 16 – 18 (за FERA розмір зерна 1,6 – 1,2 мм відповідно), які забезпечують зниження енергоємності обробки за рахунок роботи в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання. У роботі також експериментально доведена ефективність застосування схеми шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами (зі збільшеною швидкістю деталі – 50 ... 120 м/хв і глибиною шліфування 0,02 ... 0,03 мм) для забезпечення необхідних показників якості й точності оброблюваних поверхонь на операції остаточного шліфування. На основі отриманих результатів розроблений ефективний технологічний процес круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, що використовується в основному виробництві ПАТ "Азовмаш" і забезпечує високопродуктивну й високоякісну обробку.

Висновки до розділу 5

1. Для оцінювання вірогідності отриманих теоретичних рішень проведено комплекс експериментальних досліджень у лабораторних і виробничих умовах. Встановлено, що при круглому глибинному абразивному шліфуванні циліндричної деталі з наплавленим матеріалом на круглошліфувальному верстаті в лабораторних умовах досягнута дос-

татньо висока продуктивність обробки, що суттєво перевищує продуктивність обробки діючого технологічного процесу круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь. Це пов'язане з тим, що жорсткість круглошліфувального верстата в 4 рази більше жорсткості токарно-карусельного верстата, на якому реалізується діючий технологічний процес круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь.

2. Експериментально доведена можливість підвищення ефективності круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь при низькій жорсткості технологічної системи шляхом застосування схеми шліфування із заданим натягом у технологічній системі, яка реалізується в умовах глибинного шліфування з невеликою частковою поздовжньою подачею ($S_d < 0,1$) і підвищеною швидкістю деталі 50 ... 120 м/хв.

Експериментально встановлено, що при використанні абразивного круга ПП 500x63x203 14А СТ2 ВF на бакелітовій зв'язці (посиленій скловолокном) підвищеної зернистості: 16 – 18 (за FEPA розмір зерна 1,6 – 1,2 мм відповідно) продуктивність обробки може бути збільшена до 3-х разів порівняно з обробкою на круглошліфувальному верстаті в лабораторних умовах. Ефект обробки досягнуто за рахунок зменшення енергоємності обробки до рівня енергоємності процесу мікрорізання одиничним зерном шляхом реалізації режиму самозагострювання круга. У результаті суттєво знижується тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це дозволило виключити утворення на оброблюваних поверхнях припикань і тріщин й забезпечити необхідні параметри якості обробки, а також зменшити в 2 рази загальну трудомісткість операцій попереднього й остаточного шліфування. При цьому відбувається усунення нерівномірності припуску на операції попереднього шліфування, що знижує трудомісткість остаточного шліфування.

3. На основі отриманих результатів розроблений ефективний технологічний процес круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, що забезпечує підвищення продуктивності та якості обробки.

Висновки

1. У роботі розроблена математична модель визначення умов підвищення продуктивності обробки при багатопрхідному і глибинному шліфуванні. Установлено, що максимально можлива продуктивність обробки при багатопрхідному шліфуванні пов'язана з максимальною товщиною зрізу квадратичною залежністю, тоді як при глибинному шліфуванні глибина шліфування входить у залежність для визначення продуктивності обробки лише в ступені 0,5. Це вказує на існування значних резервів підвищення продуктивності обробки при багатопрхідному шліфуванні, пов'язаних зі збільшенням максимальної товщини зрізу. Показано перспективність застосування великозернистих абразивних кругів підвищеної твердості, які характеризуються підвищеною міцністю абразивних зерен і зв'язки. Доведено існування оптимальних значень міцності зерен і зв'язки круга для кожного оброблюваного матеріалу, що дозволяє реалізувати максимально можливу продуктивність обробки.

2. Розроблено математичну модель визначення найважливішого параметра процесу шліфування – питомого зношування круга, що дозволило провести теоретичний аналіз і встановити умови його зменшення з метою підвищення ефективності обробки. Доведено, що даний параметр визначається головним чином величиною лінійного зношування максимально виступаючого зі зв'язки круга зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Розроблено методику визначення кількості контактів зерна з оброблюваним матеріалом до моменту його об'ємного руйнування, що дозволило по-новому розкрити фізичну суть процесу шліфування й сформулювати умови його вдосконалювання.

3. Проведено теоретичний аналіз напружень, що виникають у різальному клині інструмента, і показано, що вони приблизно однакові у випадку різання інструментами як з негативним, так і з позитивним кутами. Отже, можна чекати приблизно однакового ефекту від застосування процесу шліфування й різання лезовим інструментом, тому що в першому випадку реалізуються негативні передні кути різальних елементів (абразивних зерен), а в другому випадку – як правило, позитивні передні кути. Проведені експериментальні дослідження зношування й стійкості різальних інструментів при шліфуванні й точінні підтвердили

правочинність теоретичного рішення, оскільки за критерієм стійкості інструмента при шліфуванні й точінні реалізуються приблизно однакові значення продуктивності. У цьому випадку ефективність застосування даних методів обробки обумовлена витратами на різальний інструмент, тобто собівартістю обробки. Як показує практика, при шліфуванні собівартість менше, ніж при точінні. Отже, доцільніше використовувати метод круглого шліфування при обробці контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей зі зносостійкого наплавочного матеріалу.

4. Отримала подальший розвиток математична модель визначення параметрів шліфування з низькою жорсткістю технологічної системи й на її основі обґрунтовані умови підвищення якості й продуктивності обробки при круглому шліфуванні наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення при зніманні значних нерівномірних припусків. Вони полягають в застосуванні шліфування із заданим натягом у технологічній системі й виборі оптимальних параметрів режимів шліфування залежно від величини уточнення, яке реалізується в технологічній системі.

5. Теоретично встановлено, що при шліфуванні із заданим натягом у технологічній системі продуктивність обробки визначається величиною натягу й не залежить від швидкості поздовжньої подачі й швидкості деталі. При цьому відношення величини натягу до фактичної глибини шліфування, а також погрішність обробки тим менше, чим менше швидкість поздовжньої подачі.

6. Теоретично встановлено, що найбільша продуктивність обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні досягається як при використанні пружної схеми шліфування з початковим натягом у технологічній системі (аналогічній схемі виходжування), так і жорсткої схеми шліфування з підвищеною швидкістю деталі й значною кількістю проходів круга. Доведено, що схеми урізного багатопрохідного шліфування й глибинного шліфування (з відносно невеликою поздовжньою подачею) з точки зору продуктивності обробки рівносильні.

7. Отримано узагальнену аналітичну залежність для визначення енергоємності обробки при шліфуванні з урахуванням енергії різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Показано, що енергоємність обробки визначається відношенням радіальної складової сили різання, обумовленої тертям зв'язки круга з оброблюваним

матеріалом, і сумарної радіальної складової сили різання, і зі збільшенням даного відношення в межах від 0 до 1 необмежено збільшується. Доведено також, що в остаточному підсумку енергоємність обробки визначається відношенням фактичної й номінальної глибин шліфування й зі зменшенням даного відношення в межах від 1 до 0 необмежено збільшується. Це є основною причиною високих значень енергоємності обробки, які досягаються на практиці при шліфуванні.

8. Теоретично встановлено, що основною умовою зменшення енергоємності обробки при шліфуванні з низькою жорсткістю технологічної системи є підтримка в процесі шліфування заданого натягу, обумовленого міцністю робочої поверхні круга.

9. Експериментально встановлено, що при шліфуванні деталі на круглошліфувальному верстаті підвищеної жорсткості відношення номінальної й фактичної глибин шліфування не перевищує 1,5, тоді як при шліфуванні з тими ж режимами різання на токарно-карусельному верстаті (жорсткість якого в 4 рази менша) це значення становить 9,13. Доведено, що підвищити ефективність обробки в цих умовах можна, насамперед, зменшенням енергоємності обробки за рахунок реалізації режиму самозагострювання абразивного круга: у результаті фактична глибина шліфування й продуктивність обробки збільшуються до 3-х разів. Доведено також, що використовуючи експериментальні дані, отримані при шліфуванні деталі на круглошліфувальному верстаті в лабораторних умовах, можна за встановленими розрахунковими залежностями визначити оптимальні параметри шліфування для реальних умов обробки на токарно-карусельному верстаті.

10. Експериментально встановлено, що застосування абразивного круга ПП 500x63x203 14А 22 СТ2 ВF на бакелітовій зв'язці (посилений скловолокном) підвищеної зернистості 16 – 18 (за FEPA розмір зерна 1,6 – 1,2 мм відповідно) дозволяє зменшити енергоємність обробки до рівня енергоємності процесу мікрорізання одиничним зерном. Ефект обробки досягається за рахунок реалізації режиму самозагострювання круга й зниження тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це дозволило виключити утворення на оброблюваних поверхнях припикань і тріщин й забезпечити необхідні параметри якості обробки, а також підвищити до 3-х разів продуктивність обробки. Загальна трудомісткість операцій попереднього й остаточного шліфування зменшилася в 2 рази.

Використана література

1. Адлер Ю. П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю. П. Адлер, Е. В. Маркова, Ю. В. Грановский. – М. : Наука, 1976. – 254 с.
2. Алмазная обработка : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К. : ІЗМН, 1996. – 168 с.
3. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
4. Андилахай В. А. Аналитическое определение закономерностей съема припуска при шлифовании деталей, восстановленных износостойкими наплавочными материалами / В. А. Андилахай // Физические и компьютерные технологии : труды 15-й Международной научно-технической конференции. – Х. : ХНПК "ФЭД", 2009. – С. 118–124.
5. Андилахай В. А. Выбор оптимальной схемы шлифования контактных (наплавленных) поверхностей крупногабаритных изделий металлургического назначения / В. А. Андилахай // Физические и компьютерные технологии : труды 16-й Международной научно-технической конференции. – Х. : ХНПК "ФЭД", 2010. – С. 119–124.
6. Андилахай В. А. Затраты на трение связки абразивного круга с обрабатываемым материалом в процессе шлифования / В. А. Андилахай, Ф. В. Новиков // Проблеми тертя та зношування : наук.-техн. зб. – К. : Вид-во НАУ "НАУ-друк", 2010. – Вип. 53. – С. 92–98.
7. Андилахай В. А. Обоснование технологических возможностей уменьшения энергоемкости обработки при шлифовании / В. А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2009. – Вип. 81. – С. 173–183.
8. Андилахай В. А. Определение путей повышения эффективности шлифования деталей, восстановленных износостойкими материалами / В. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ПГТУ, 2010. – Вып.12. – С. 238–244.
9. Андилахай В. А. Определение режимов плоского шлифования с учетом ограничения по точности обработки / В. А. Андилахай // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2010. – № 25. – С. 74–78.

10. Андилахай В. А. Теоретический анализ взаимосвязи между производительностью и энергоемкостью обработки при шлифовании / В. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ПГТУ, 2009. – Вып. 11. – С. 36–41.

11. Андилахай В. А. Теоретическое обоснование путей повышения производительности обработки и снижения износа круга при шлифовании / В. А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2010. – Вип. 101. – С. 257–262.

12. Андреев Г. С. Влияние тепловых и адгезионных явлений на работоспособность твердосплавного инструмента при прерывистом резании / Г. С. Андреев // Вестник машиностроения. – М. : Машиностроение, 1974. – № 10. – С. 71–74.

13. Андреев Г. С. Повышение производительности обработки деталей в условиях периодического прерывистого резания / Г. С. Андреев // Вестник машиностроения. – М. : Машиностроение, 1978. – № 12. – С. 48–52.

14. Анельчик Д. Е. Исследование состояния поверхностного слоя деталей с покрытием / Д. Е. Анельчик, С. В. Мироненко // Вісник інженерної академії України. – Одеса : ОНПУ, 2001. – № 3. Частина 1. – С. 48–51.

15. Анельчик Д. Е. Шлифование деталей с покрытиями / Д. Е. Анельчик, Г. В. Новиков. – Х. : ХНПК "ФЭД", 1996. – 178 с.

16. Бабаков И. М. Теория колебаний / И. М. Бабаков. – М. : Наука, 1968. – 560 с.

17. Беззубенко Н. К. К вопросу выбора режима работы режущих зерен при алмазно-искровом шлифовании / Н. К. Беззубенко // Резание и инструмент. – Х. : Вища шк., Изд-во при Харьк. ун-те, 1979. – Вып. 22. – С. 3–6.

18. 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. – Х. : ХГТУ, 1995. – 56 с.

19. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.

20. 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.

21. Вентцель Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М. : Наука, 1969. – 576 с.
22. Високопродуктивне шліфування : навч. посіб. / О. В. Якімов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков та ін. – К. : ІСДО, 1995. – 180 с.
23. Гасанов М. І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / М. І. Гасанов. – Х. : ХГТУ, 1999. – 17 с.
24. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов и др. – М. : Машиностроение, 1984. – 62 с.
25. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Х. : Вища шк., Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
26. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.
27. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
28. Долматов А. І. Наукові основи газодетонаційного нанесення покриттів на лопатки авіаційних газотурбінних двигунів : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.07.084 "Технологія вироблення літальних апаратів" / А. І. Долматов. – Х. : ХАИ, 1993. – 62 с.
29. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
30. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К. : Наукова думка, 1981. – 300 с.
31. Захаренко И. П. Алмазно-электролитическая обработка инструмента / И. П. Захаренко, Ю. Я. Савченко. – К. : Наукова думка, 1977. – 223 с.
32. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.
33. Зубарь В. П. Замена шлифования точением / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Інформаційні технології : наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я : міжнар. наук.-практ. конф., тези докладів. – Х. : Вид-во "Курсор", 2006. – С. 73–74.

34. Иванов И. Е. Выбор оптимального метода механической обработки из условия прочности режущего инструмента / И. Е. Иванов // Вісник Приазовського державного технічного університету. Серія: Технічні науки : зб. наук. праць. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2012. – № 2(24). – С. 231–235.

35. Иванов И. Е. Определение технологических возможностей повышения эффективности процесса шлифования / И. Е. Иванов, Ф. В. Новиков // Вісник Приазовського державного технічного університету. Серія : Технічні науки : зб. наук. праць. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2013. – Вип. 26. – С. 187–193.

36. Иванов И. Е. Основные направления повышения производительности обработки деталей с высокотвердыми наплавочными материалами / И. Е. Иванов // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ГВУЗ "Приазов. гос. техн. ун-т", 2012. – Вып. 14. – С. 209–213.

37. Иванов И. Е. Повышение производительности обработки при круглом шлифовании крупногабаритных деталей / И. Е. Иванов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 86–90.

38. Иванов И. Е. Теоретическое и экспериментальное определение технологических возможностей процессов шлифования и точения / И. Е. Иванов // Вісник Приазовського державного технічного університету. Серія : Технічні науки : зб. наук. праць. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2012. – № 25. – С. 184–189.

39. Иващенко Г. А. Сравнительная оценка износа резцов при обработке стали и наплавленного слоя / Г. А. Иващенко, Н. С. Пилипенко // Сб. научн. трудов Московского инст. инж. сельхоз. производства. – М. : МИИСП, 1975. – Т. 12, вып. 4. – В 2-х частях. Ч. 2. – С. 77–79.

40. Катанович Д. И. Фрезерование наплавленных прокатных валков в нагретом состоянии / Д. И. Катанович // Резание и инструмент. – Х. : Вища шк., Изд-во при Харьк. ун-те, 1970. – Вып. 2. – С. 33–37.

41. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.

42. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. – К. : Наукова думка, 1979. – 244 с.

43. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещагин. – М. : Машиностроение, 1988. – 480 с.
44. Кащук В. А. Справочник заточника / В. А. Кащук, Д. А. Мелехин. – М. : Машиностроение, 1982. – 228 с.
45. Кленов О. С. Сравнение температуры резания при глубинном и многопроходном шлифовании / О. С. Кленов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2009. – Вип. 81. – С. 197–203.
46. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. А. Королев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212 с.
47. Корсаков В. С. Точность механической обработки / В. С. Корсаков. – М. : Машиностроение, 1961. – 378 с.
48. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
49. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / В. І. Лавриненко. – К. : ІСМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2000. – 35 с.
50. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования) : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. П. Ларшин. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 33 с.
51. Ларшин В. П. Интегрированные технологические системы в машиностроении / В. П. Ларшин // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса : ОГПУ, 1999. – Вып. 3 (9). – С. 55–58.
52. Лебедев В. Г. Кинетика изменения температур критических точек при шлифовании закаленных сталей / В. Г. Лебедев, Н. М. Клименко // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса : ОГПУ, 2000. – Вып. 2 (11). – С. 47–50.
53. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К. : Техніка, 2001. – 300 с.
54. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
55. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Ленинград : Машиностроение, 1984. – 103 с.

56. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М. : Машиностроение, 1969. – 197 с.
57. Малыхин В. В. Математическая модель стружкообразования при микрорезании / В. В. Малыхин, Ф. В. Новиков, М. Д. Узунян // Резание и инструмент. – Х. : Вища шк., Изд-во при Харьк. ун-те, 1986. – Вып. 35. – С. 102–108.
58. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 319 с.
59. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Ленинград : Машиностроение, 1985. – 496 с.
60. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. – М. : Машиностроение, 1970. – 390 с.
61. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – К. : Техніка, 1996. – 320 с.
62. Матюха П. Г. Обобщенные режимы процесса шлифования, обеспечивающие стабильные показатели качества / П. Г. Матюха, В. В. Полтавец // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2010. – Вип. 7 (166). – С. 39–45.
63. Михелькевич В. Н. Автоматическое управление шлифованием / В. Н. Михелькевич. – М. : Машиностроение, 1975. – 304 с.
64. Мякота В. Себестоимость продукции от выпуска до реализации / В. Мякота, Т. Войтенко. – Х. : Фактор, 2007. – 288 с.
65. Новіков Ф. В. Оцінка економічної ефективності технологічних процесів обробки деталей / Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурूपій // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Х. : ХНЕУ, 2011. – №1 (57). – С. 22–24.
66. Новиков Г. В. Аналитическая оценка энергоемкости обработки при шлифовании / Г. В. Новиков, В. А. Андилахай, О. С. Кленов // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Х. : НТУ "ХПІ", 2009. – Вип. 1 (18). – С. 151–156.
67. Новиков Г. В. Закономерности повышения производительности алмазного шлифования деталей с наплавками и покрытиями / Г. В. Новиков, В. А. Андилахай // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации : материалы VII Междунар. научн.-техн. конф. – Курск : Курск. гос. техн. ун-т, 2010. – С. 273–277.

68. Новиков Г. В. Определение условий повышения эффективности шлифования деталей с высокопрочными покрытиями / Г. В. Новиков, В. А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2009. – Вип. 6 (154). – С. 72–78.

69. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Новиков Григорий Васильевич. – Х. : ХПИ, 1989. – 210 с.

70. Новиков Г. В. Физические закономерности высокопроизводительного алмазного шлифования деталей с покрытиями / Г. В. Новиков, В. А. Андилахай // Актуальные проблемы современной промышленной безопасности и экологии : материалы междунар. научн.-практ. конф. : Курский институт социального образования (филиал) РГСУ. – Курск : ООО "Мечта", 2010. – С. 148–151.

71. Новиков Г. В. Физические закономерности механической обработки высокотвердых наплавленных материалов / Новиков Г. В., Иванов И. Е. // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2011. – Вип. 118. – С. 171–177.

72. Новиков Д. Ф. Инновационная политика модернизации машиностроительных предприятий / Д. Ф. Новиков // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: сб. научн. тр. XI-й Междунар. научн.-практ. конф. : В 4-х т. Том 3. – Курск : Юго-Зап. гос. ун-т, 2014. – С. 193–196.

73. Новиков Н. В. Совершенствование технологий финишной механической обработки / Н. В. Новиков, С. А. Клименко // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Х. : НТУ "ХПІ", 2002. – Вип.1(5). – С. 259–276.

74. Новиков Ф. В. Закономерности съема материала и формообразования поверхностей при шлифовании / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ГВУЗ "Приазов. гос. техн. ун-т", 2011. – Вып. 13. – С. 202–206.

75. Новиков Ф. В. Определение оптимальных параметров электроэрозионного шлифования труднообрабатываемых материалов / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // [Физические и компьютерные технологии] : труды 14-й Междунар. научн.-техн. конф. – Х. : ХНПК "ФЭД", 2008. – С. 330–333.

76. Новиков Ф. В. Определение технологических возможностей уменьшения температуры при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай, И. В. Гершиков // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ГВУЗ "Приазов. гос. техн. ун-т", 2012. – Вып. 14. – С. 224–232.

77. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования плоских и внутренних цилиндрических поверхностей деталей / Ф. В. Новиков, Р. А. Бережной // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2010. – Вип. 101. – С. 28–39.

78. 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. – Х. : ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

79. Новиков Ф. В. Пути повышения производительности шлифования износостойких наплавленных материалов высокой твердости / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов // Вісник національного технічного університету "ХПІ" : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2011. – № 40. – С. 98–105.

80. Новиков Ф. В. Расчет и анализ закономерностей изменения величины упругого перемещения при шлифовании с течением времени обработки / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. научн.-техн. сб. – Х. : НТУ "ХПІ", 2008. – Вып. 75. – С. 299–305.

81. Новиков Ф. В. Расчет температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2008. – № 1/2 (31). – С. 9–12.

82. 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. – Донецьк : ДонНТУ, 2010. – Вип. 7 (166). – С. 46–53.

83. Новиков Ф. В. Теоретический анализ производительности обработки при многопроходном и глубинном шлифовании / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов // Вісник Приазовського державного технічного університету. Серія : Технічні науки : зб. наук. пр. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2011. – № 2 (23). – С. 191–196.

84. Новиков Ф. В. Теоретический подход к определению энергоёмкости обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении : мат. научн.-техн. конф. – Одесса – Киев : АТМ України, 2009. – С. 132–136.
85. Новиков Ф. В. Технологическое обеспечение высококачественной обработки деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2010. – Вип. 7 (166). – С. 53–60.
86. Новиков Ф. В. Условия уменьшения температуры шлифования / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении : мат. научн.-техн. конф. – Одесса – Киев : АТМ України, 2010. – С. 94–97.
87. 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" / Ф. В. Новиков. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 36 с.
88. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.
89. Обработка резанием деталей с покрытиями : монография / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др. ; под общ. ред. С. А. Клименко. – К. : ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН України, 2011. – 353 с.
90. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Ленинград : Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
91. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование / Ю. А. Пахалин. – Ленинград : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 178 с.
92. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М. : Машиностроение, 1977. – 263 с.
93. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – К. : Техніка, 1989. – 277 с.
94. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
95. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : навч. посіб. / за ред. А. І. Грабченко – Х. : ХДПУ, 1999. – 436 с.

96. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – К. : Наукова думка, 1980. – 223 с.
97. Рыбицкий В. А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В. А. Рыбицкий. – К. : Общество "Знание" УССР, 1987. – 23 с.
98. Рыбицкий В. А. Силовые зависимости и обрабатываемость износостойких материалов при микрорезании единичным алмазным зерном / В. А. Рыбицкий // Физические и компьютерные технологии : тр. 5-й Междунар. научн.-техн. конф. – Х. : ХНПК "ФЭД", 2002. – С. 57–61.
99. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К. : Наукова думка, 1994. – 180 с.
100. Рябенков И. А. Определение условий образования погрешностей обработки при шлифовании / И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал. – Х. : УГАЖТ, 2008. – №3/5 (33). – С. 6–9.
101. Самойлов С. И. Технология тяжелого машиностроения / С. И. Самойлов. – М. : Машиностроение, 1967. – 596 с.
102. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ, 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.
103. Сизый Ю. А. Динамика нагрева и охлаждения фрикционного диска с учетом теплообмена с окружающей средой / Ю. А. Сизый // Известия вузов. Машиностроение. – М. : Машиностроение, 1993. – №7–9. – С. 139–146.
104. Сизый Ю. А. О балансе тепла от работы деформации на плоскости сдвига при резании единичным абразивным зерном / Ю. А. Сизый, А. Н. Ушаков, Д. В. Сталинский // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2010. – Вип. 7 (166). – С. 65–75.
105. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
106. Синтетические алмазы в машиностроении / под ред. В. Н. Бакуля. – К. : Наукова думка, 1976. – 351 с.
107. Синтетические сверхтвердые материалы : в 3-х т. Т. 3. Применение синтетических сверхтвердых материалов / редкол. : Н. В. Новиков (отв. ред.) и др. – К. : Наукова думка, 1986. – 280 с.

108. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 166 с.

109. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжов и др.; под общ. ред. Л. В. Худобина. – М. : Машиностроение, 2006. – 544 с.

110. Справочник технолога-машиностроителя : в 2-х т. Т. 1 / под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1985. – 656 с.

111. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.

112. Тепловые и механические процессы при резании металлов : учеб. пособ. / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1997. – 179 с.

113. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.

114. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. – М. : Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1975. – 576 с.

115. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Х. : НТУ "ХПИ", 2003. – 359 с.

116. Усов А. В. Применение ЭВМ для управления качественными характеристиками шлифуемых поверхностей / А. В. Усов, А. А. Богач, Д. В. Иоргачев // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Х. : ХДПУ, 1998. – С. 285–288.

117. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 1. "Механика резания материалов" / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с.

118. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 3. "Резание материалов лезвийными инструментами" / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 546 с.

119. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 802 с.

120. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 6. "Качество обработки деталей машин" / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 716 с.

121. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 7. "Точность обработки деталей машин" / под общей ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2004. – 546 с.

122. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения" / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2005. – 565 с.

123. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Ленинград : Машиностроение, 1979. – 245 с.

124. Якимов А. А. Повышение эффективности прерывистого шлифования деталей, закаленных до высокой твердости : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. А. Якимов. – Одесса : ОПИ, 1991. – 16 с.

125. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1984. – 212 с.

126. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – К. : Техніка, 1993. – 152 с.

127. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.

128. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 176 с.

129. 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 : ОНПУ, 2006. – 21 с.

130. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / G. Werner – Werkstattstechnik. – 1979. – Nr. 10. – S. 613–620.

Додатки

Додаток А

**Результати експериментальних досліджень
основних технологічних параметрів круглого
зовнішнього глибинного (однопрохідного)
поздовжнього шліфування циліндричного зразка
зі зносостійким наплавочним матеріалом**

Таблиця А.1

Матриця планування повного факторного експерименту

№ п/п рандомізація дослідів	lgB ₀	lgB ₁ t, мм	lgB ₂ S _{позд} , мм/хв	lgB ₃ V _{дет} , м/хв	Q, мм ³ /с	lg Q
8	+	-(0,1)	-(60)	+(46,8)	26,84	1,428
2	+	-(0,1)	+(142)	+(46,8)	56,5	1,750
7	+	+(0,25)	-(60)	+(46,8)	56,7	1,750
1	+	+(0,25)	+(142)	+(46,8)	141,2	2,150
6	+	-(0,1)	-(60)	-(30)	23,87	1,377
3	+	-(0,1)	+(142)	-(30)	60	1,778
5	+	+(0,25)	-(60)	-(30)	53,69	1,730
4	+	+(0,25)	+(142)	-(30)	141,2	2,150

Матриця планування повного факторного експерименту

№ п/п рандомізація дослідів	$N_{\text{еф}}$, Вт	$\lg N_{\text{еф}}$	$\lg B_0$	$\lg B_1$ t , мм	$\lg B_2$ $S_{\text{позд}}$, мм/хв	$\lg B_3$ $V_{\text{дет}}$, м/хв
8	1 320	3,12	+	-(0,1)	-(60)	+(46,8)
2	1 290	3,11	+	-(0,1)	+(142)	+(46,8)
7	2 340	3,37	+	+(0,25)	-(60)	+(46,8)
1	1 560	3,193	+	+(0,25)	+(142)	+(46,8)
6	1 290	3,11	+	-(0,1)	-(60)	-(30)
3	1 230	3,09	+	-(0,1)	+(142)	-(30)
5	2 430	3,385	+	+(0,25)	-(60)	-(30)
4	2490	3,39	+	+(0,25)	+(142)	-(30)

Умови обробки: наплавлений матеріал Пл-Нп 500x40НС2 РЦ-Б-С (ДСТУ 26467-85) твердістю HRC 58 – 59; абразивний круг 350x40x127 14А 50 СТ3 5 К ПП 35 м/с; частота обертання круга $n_{\text{кр}} = 1\,400$ об./хв; швидкість круга $V_{\text{кр}} = 25,6$ м/с; без застосування охолоджувальної рідини.

Таблиця А.3

Результати розрахунку математичної моделі $\frac{t}{t_{\phi}} = 2,54 \frac{t^{0,05}}{V_{\text{дет}}^{0,026} \cdot S_{\text{позд}}^{0,06}}$

t / t_{ϕ}	Глибина шліфування t , мм	t / t_{ϕ}	Швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$, мм/хв	t / t_{ϕ}	Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, м/хв
При $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв	
1,367	0,10	1,464	60	1,398	30
1,395	0,15	1,448	90	1,383	36
1,415	0,20	1,438	120	1,370	42
1,431	0,25	1,429	150	1,359	48
При $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв	
1,331	0,10	1,425	60	1,367	30
1,358	0,15	1,410	90	1,352	36
1,378	0,20	1,4	120	1,340	42
1,394	0,25	1,392	150	1,329	48
При $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв	
1,398	0,10	1,361	60	1,431	30
1,427	0,15	1,347	90	1,416	36
1,447	0,20	1,337	120	1,403	42
1,464	0,25	1,329	150	1,391	48
При $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв	
1,361	0,10	1,398	60	1,464	30
1,389	0,15	1,383	90	1,448	36
1,409	0,20	1,373	120	1,434	42
1,425	0,25	1,365	150	1,423	

Таблиця А.4

Результати розрахунку математичної моделі $K_{ш} = 0,0069 \frac{V_{дет}^{0,62}}{t^{0,82} \cdot S_{позд}^{0,096}}$

$K_{ш}$	Глибина шліфування t , мм	$K_{ш}$	Подача $S_{позд}$, мм/хв	$K_{ш}$	Швидкість деталі $V_{дет}$, м/хв
При $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{позд} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{позд} = 60$ мм/хв	
0,23	0,10	0,12	60	0,25	30
0,17	0,15	0,12	90	0,28	36
0,13	0,20	0,11	120	0,31	42
0,11	0,25	0,11	150	0,34	48
При $V_{дет} = 46,8$ м/хв; $S_{позд} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{дет} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{позд} = 142$ мм/хв	
0,3	0,10	0,16	60	0,23	30
0,27	0,15	0,15	90	0,26	36
0,13	0,20	0,15	120	0,29	42
0,14	0,25	0,14	150	0,31	48
При $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{позд} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{дет} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{позд} = 142$ мм/хв	
0,25	0,10	0,33	60	0,11	30
0,18	0,15	0,32	90	0,12	36
0,14	0,20	0,31	120	0,14	42
0,12	0,25	0,30	150	0,15	48
При $V_{дет} = 46,8$ м/хв; $S_{позд} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{позд} = 60$ мм/хв	
0,33	0,10	0,25	60	0,12	30
0,24	0,15	0,24	90	0,13	36
0,19	0,20	0,24	120	0,15	42
0,16	0,25	0,23	150	0,16	48

Таблиця А.5

Результати розрахунку математичної моделі

$$N_{\text{еф}} = 27542 \frac{t^{0,57}}{V_{\text{дет}}^{0,25} \cdot S_{\text{позд}}^{0,13}}$$

$N_{\text{еф}}$, Вт	Глибина шліфування t , мм	$N_{\text{еф}}$, Вт	Подача $S_{\text{позд}}$, мм/хв	$N_{\text{еф}}$, Вт	Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, м/хв
При $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв	
1 663	0,10	3 136	60	1 860	30
2 095	0,15	2 975	90	1 777	36
2 468	0,20	2 865	120	1 710	42
2 803	0,25	2 783	150	1 653	48
При $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв	
1 488	0,10	2 788	60	1 663	30
1 875	0,15	2 645	90	1 589	36
2 209	0,20	2 548	120	1 528	42
2 508	0,25	2 475	150	1 478	48
При $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{\text{позд}} = 142$ мм/хв	
1 860	0,10	1 653	60	2 803	30
2 343	0,15	1 569	90	2 678	36
2 763	0,20	1 511	120	2 577	42
3 136	0,25	1 468	150	2 492	48
При $V_{\text{дет}} = 46,8$ м/хв; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{\text{позд}} = 60$ мм/хв	
1 653	0,10	1 860	60	3 136	30
2 084	0,15	1 764	90	2 996	36
2 455	0,20	1 700	120	2 883	42
2 788	0,25	1 651	150	2 788	48

Таблиця А.6

Результати розрахунку математичної моделі

$$Q = 2,54 \cdot t^{0,9} \cdot v^{0,005} \cdot s^{1,01}$$

Продуктивність Q, мм ³ /с	Глибина шліфування t, мм	Продуктивність Q, мм ³ /с	Подача S _{позд} , мм/хв	Продуктивність Q, мм ³ /с	Швидкість деталі V _{дет} , м/хв
При V _{дет} = 30 м/хв; S _{позд} = 142 мм/хв		При t = 0,25 мм; V _{дет} = 30 м/хв		При t = 0,1 мм; S _{позд} = 60 мм/хв	
48,5	0,10	46,3	60	20,32	30
70	0,15	69,8	90	20,34	36
90,5	0,20	93,4	120	20,36	42
110,7	0,25	117,0	150	20,38	48
При V _{дет} = 46,8 м/хв; S _{позд} = 142 мм/хв		При t = 0,25 мм; V _{дет} = 46,8 м/хв		При t = 0,1 мм; S _{позд} = 142 мм/хв	
48,6	0,10	46,6	60	48,53	30
70,0	0,15	70,0	90	48,57	36
90,7	0,20	93,6	120	48,61	42
110,9	0,25	117,2	150	48,62	48
При V _{дет} = 30 м/хв; S _{позд} = 60 мм/хв		При t = 0,1 мм; V _{дет} = 46,8 м/хв		При t = 0,25 мм; S _{позд} = 142 мм/хв	
20,3	0,10	20,3	60	110,7	30
29,3	0,15	30,6	90	110,8	36
38,0	0,20	41,0	120	110,9	42
46,37	0,25	51,4	150	110,97	48
При V _{дет} = 46,8 м/хв; S _{позд} = 60 мм/хв		При t = 0,1 мм; V _{дет} = 30 м/хв		При t = 0,25 мм; S _{позд} = 60 мм/хв	
20,3	0,10	20,3	60	46,3	30
29,3	0,15	30,6	90	46,4	36
38,0	0,20	41,0	120	46,45	42
46,4	0,25	51,3	150	46,4	48

Таблиця А.7

Результати розрахунку математичної моделі $P_z = 81,3 \frac{t^{0,57}}{V_{дет}^{0,24} \cdot S_{позд}^{0,13}}$

P_z , Н	Глибина шліфування t , мм	P_z , Н	Подача, $S_{позд}$, мм/хв	P_z , Н	Швидкість деталі $V_{дет}$, м/хв
При $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{позд} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{позд} = 60$ мм/хв	
50,8	0,10	96	60	57	30
64,0	0,15	90	90	54	36
75,4	0,20	87,5	120	52	42
85,6	0,25	85	150	50	48
При $V_{дет} = 46,8$ м/хв; $S_{позд} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{дет} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{позд} = 142$ мм/хв	
45,6	0,10	86	60	50	30
57,5	0,15	81	90	48	36
68,0	0,20	78,7	120	47	42
77,0	0,25	76	150	45	48
При $V_{дет} = 30$; $S_{позд} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{дет} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{позд} = 142$ мм/хв	
57	0,10	51	60	85	30
71	0,15	48	90	82	36
84	0,20	46	120	79	42
96	0,25	45	150	76	48
При $V_{дет} = 46,8$ м/хв; $S_{позд} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{позд} = 60$ мм/хв	
51	0,10	57	60	96	30
64	0,15	54	90	91	36
76	0,20	52	120	88	42
86	0,25	50	150	85	48

Таблиця А.8

Результати розрахунку математичної моделі $P_y = 1524 \frac{t^{1,4}}{V_{дет}^{0,3} \cdot S_{позд}^{0,03}}$

P_y , Н	Глибина шліфування t , мм	P_y , Н	Подача $S_{позд}$, мм/хв	P_y , Н	Швидкість деталі $V_{дет}$, м/хв
При $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{позд} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{позд} = 60$ мм/хв	
188,5	0,10	697	60	193	30
332,5	0,15	689	90	183	36
497	0,20	683	120	175	42
680	0,25	678	150	168	48
При $V_{дет} = 46,8$ м/хв; $S_{позд} = 142$ мм/хв		При $t = 0,25$ мм; $V_{дет} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,1$ мм; $S_{позд} = 142$ мм/хв	
165	0,10	610	60	188	30
291	0,15	603	90	178	36
435	0,20	598	120	170	42
595	0,25	594	150	163	48
При $V_{дет} = 30$ м/хв; $S_{позд} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{дет} = 46,8$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{позд} = 142$ мм/хв	
193	0,10	169	60	680	30
341	0,15	167	90	643	36
510	0,20	166	120	614	42
697	0,25	164,5	150	590	48
При $V_{дет} = 46,8$ м/хв; $S_{позд} = 60$ мм/хв		При $t = 0,1$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв		При $t = 0,25$ мм; $S_{позд} = 60$ мм/хв	
169	0,10	193	60	697	30
298	0,15	191	90	660	36
446	0,20	189	120	630	42
610	0,25	188	150	606	48

Таблиця А.9

Результати розрахунку математичної моделі $\sigma = \frac{165958}{t^{0,21} \cdot V_{дет}^{0,06} \cdot S_{позд}^{1,03}}$

σ , Н/мм ²	Глибина шліфування t, мм	σ , Н/мм ²	Подача S _{позд} , мм/хв	σ , Н/мм ²	Швидкість деталі, V _{дет} , м/хв
При V _{дет} = 30 м/хв; S _{позд} = 142 мм/хв		При t = 0,25 мм; V _{дет} = 30 м/хв		При t = 0,1 мм; S _{позд} = 60 мм/хв	
14 700	0,10	28 960	60	35 110	30
13 500	0,15	19 230	90	34 720	36
12 710	0,20	14 380	120	34 400	42
12 130	0,25	11 480	150	34 130	48
При V _{дет} = 46,8 м/хв; S _{позд} = 142 мм/хв		При t = 0,25 мм; V _{дет} = 46,8 м/хв		При t = 0,1 мм; S _{позд} = 142 мм/хв	
14 320	0,10	28 200	60	14 700	30
13 150	0,15	18 720	90	14 540	36
12 380	0,20	14 000	120	14 410	42
11 810	0,25	11 170	150	14 300	48
При V _{дет} = 30 м/хв; S _{позд} = 60 мм/хв		При t = 0,1 мм; V _{дет} = 46,8 м/хв		При t = 0,25 мм; S _{позд} = 142 мм/хв	
35 110	0,10	34 180	60	12 130	30
32 240	0,15	22 700	90	12 000	36
30 350	0,20	16 970	120	11 890	42
28 960	0,25	13 550	150	11 790	48
При V _{дет} = 46,8 м/хв; S _{позд} = 60 мм/хв		При t = 0,1 мм; V _{дет} = 30 м/хв		При t = 0,25 мм; S _{позд} = 60 мм/хв	
34 180	0,10	35 110	60	28 960	30
31 390	0,15	23 310	90	28 640	36
29 550	0,20	17 430	120	28 380	42
28 200	0,25	13 910	150	28 150	48

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Проблеми обробки контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей та наукові передумови їх вирішення	7
1.1. Аналіз діючого технологічного процесу круглого шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей.....	7
1.1.1. Призначення й загальна характеристика конусів і чаш засипних апаратів доменних печей	7
1.1.2. Технічні вимоги до обробки й умови здійснення процесу шліфування контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей	9
1.2. Оцінювання ефективності алмазного шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами	16
1.3. Аналіз шляхів підвищення ефективності шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами	26
1.4. Оцінювання ефективності лезової обробки зносостійких наплавочних матеріалів.....	36
1.4.1. Узагальнення досвіду лезової обробки зносостійких наплавочних матеріалів.....	36
1.4.2. Визначення ефективності механічної обробки за критерієм найменшої технологічної собівартості.....	41
1.4.3. Приклади розрахунку оптимальних параметрів режимів різання лезовими інструментами за критерієм найменшої технологічної собівартості обробки	45
1.5. Наукові передумови рішення проблеми обробки контактних наплавлених поверхонь конусів і чаш засипних апаратів доменних печей	54
Висновки до розділу 1	62
Розділ 2. Теоретичне обґрунтування умов підвищення продуктивності обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами.....	65
2.1. Загальний підхід до визначення продуктивності обробки при шліфуванні.....	65

2.2. Теоретичний аналіз продуктивності обробки при багатопрохідному і глибинному шліфуванні.....	68
2.3. Умови підвищення продуктивності обробки при шліфуванні деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами високої твердості	74
2.4. Аналіз продуктивності обробки при шліфуванні за жорсткою і пружною схемами	81
2.5. Основні напрями підвищення продуктивності обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами	84
2.6. Аналітичний опис питомого зношування круга при шліфуванні	90
2.7. Вибір оптимального методу механічної обробки деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами з урахуванням міцності різального інструменту	96
2.8. Порівняння процесів круглого шліфування й точіння поверхонь деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами	102
2.9. Оцінювання технологічних можливостей абразивних і лезових інструментів за критерієм міцності	105
2.10. Узагальнений аналіз технологічних можливостей процесів шліфування й точіння	110
2.11. Умови підвищення продуктивності шліфування при низькій жорсткості технологічної системи	115
2.12. Визначення умов підвищення продуктивності обробки при шліфуванні з урахуванням обмеження за шорсткістю поверхні	119
2.13. Фізичні закономірності механічної обробки високотвердих наплавочних матеріалів.....	127
Висновки до розділу 2.....	134
Розділ 3. Обґрунтування умов підвищення точності й продуктивності обробки на операціях круглого шліфування при зніманні значних припусків	139
3.1. Загальний підхід до аналізу параметрів точності та продуктивності обробки при шліфуванні	139
3.1.1. Установлення умов зменшення погрішності форми оброблюваної поверхні при шліфуванні.....	139
3.1.2. Обґрунтування ефективності застосування схеми шліфування із заданим натягом у технологічній системі	150
3.1.3. Визначення найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру обробки	152

3.1.4. Аналіз основного часу обробки при шліфуванні конусної поверхні периферією й торцем абразивного круга	162
3.2. Визначення максимально можливої продуктивності шліфування з урахуванням вимог по точності обробки	164
3.3. Умови підвищення точності обробки і зменшення основного часу обробки з урахуванням зношування зерен круга	170
3.4. Обґрунтування умов ефективного застосування алмазного електроерозійного шліфування деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами	175
3.5. Визначення максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга, при шліфуванні деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами	183
Висновки до розділу 3.....	189
Розділ 4. Визначення технологічних можливостей підвищення якості й продуктивності обробки на операціях круглого шліфування.....	192
4.1. Визначення умов зменшення температури при глибинному шліфуванні	192
4.2. Загальний підхід до аналітичного визначення і аналізу енергоємності обробки при шліфуванні	195
4.2.1. Аналітичний опис коефіцієнта шліфування з урахуванням енергій різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.....	195
4.2.2. Аналітичний опис і аналіз умовного напруження різання	200
4.2.3. Аналітичний опис відношення $\sigma / K_{\text{ш}}$	202
4.3. Теоретичний аналіз взаємозв'язку між енергоємністю обробки й продуктивністю шліфування	204
4.4. Оцінювання впливу інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом на енергоємність обробки при шліфуванні.....	211
4.5. Визначення енергоємності обробки на основі балансу переміщень у технологічній системі з урахуванням розмірного зношування круга	219
4.6. Оцінювання ефективності роботи абразивного круга в режимі інтенсивного зношування й самогострювання.....	226
4.7. Формування параметрів точності обробки під впливом коливань у технологічній системі	234
4.7.1. Основні співвідношення динаміки матеріальної точки.....	234
4.7.2. Загальні закономірності коливальних процесів	239

4.7.3. Коливання при шліфуванні переривчастих поверхонь	242
Висновки до розділу 4.....	252
Розділ 5. Розробка практичних рекомендацій підвищення ефективності круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів.....	255
5.1. Експериментальні дослідження технологічних параметрів абразивного круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь у лабораторних умовах	255
5.2. Експериментальне оцінювання параметрів круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш у виробничих умовах	266
5.3. Технологічне забезпечення точності обробки при шліфуванні конічної поверхні	274
5.4. Експериментальні дослідження технологічних параметрів алмазного електроерозійного шліфування наплавочних матеріалів	279
5.5. Обґрунтування оптимального варіанта круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш й розробка практичних рекомендацій з його впровадження у виробництво.....	281
Висновки до розділу 5.....	282
Висновки	284
Використана література.....	287
Додатки	299

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович
Анділахай Володимир Олександрович
Іванов Ігор Євгенович та ін.

**МЕХАНІЧНА ОБРОБКА
ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ДЕТАЛЕЙ
ЗІ ЗНОСОСТІЙКИМИ НАПЛАВОЧНИМИ
МАТЕРІАЛАМИ**

Монографія

Відповідальний за випуск *Новіков Ф. В.*

Відповідальний редактор *Оленич М. М.*

Редактор *Лященко О. Г.*

Коректор *Маркова Т. А.*

План 2015 р. Поз. № 73-Н.

Підп. до друку 18.11.2015 р. Формат 60 x 90 1/16. Папір офсетний. Друк цифровий.
Ум. друк. арк. 19,5. Обл.-вид. арк. 24,38. Тираж 500 пр. Зам. № 208.

Видавець і виготівник – ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 61166, м. Харків, просп. Леніна, 9-А
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
ДК № 4853 від 20.02.2015 р.