

Новіков Ф. В.

ВИСОКОПРОДУКТИВНЕ АЛМАЗНЕ ШЛІФУВАННЯ

Монографія

Харків. Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2014

УДК 621.923

ББК 30.37-5

H73

Рецензенти: докт. техн. наук, професор кафедри технології машинобудування та металорізальних верстатів Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут" *Сизий Ю. А.*; докт. техн. наук, професор кафедри теоретичної механіки та деталей машин Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка *Коломієць В. В.*

Рекомендовано до видання рішенням вченої ради Харківського національного економічного університету.

Протокол № 1 від 30.08.2013 г.

Новіков Ф. В.

H73 Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2014. – 412 с. (Укр. мов.)

Наведено теоретичні основи високопродуктивного алмазного шліфування деталей та інструментів, виготовлених із матеріалів підвищеної твердості. Обґрунтовано технологічні закономірності формування параметрів якості та точності оброблюваних поверхонь при шліфуванні. Проведено оптимізацію режимів шліфування за критерієм максимально можливої продуктивності обробки. Розглянуто прогресивні технології комбінованого алмазного шліфування з введенням у зону обробки додаткової електричної енергії. Наведено приклади розробки й упровадження у виробництво ефективних технологічних процесів алмазного шліфування.

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

ISBN 978-966-676-514-0

УДК 621.923

ББК 30.37-5

© Новіков Ф. В., 2014

Вступ

Промислове освоєння синтетичних алмазів та інших надтвердих матеріалів стало важливим фактором прискорення науково-технічного прогресу в машинобудуванні, підвищення продуктивності праці й поліпшення якості продукції, що випускається. Створення інструментів із синтетичних алмазів відкрило широкі перспективи розвитку металообробного виробництва, тому що з'явилася можливість ефективної обробки високотвердих і високоміцних матеріалів. В особливій мірі це відноситься до операцій шліфування, на яких остаточно формуються параметри якості й точності обробки. Застосування алмазних кругів, що характеризуються високою ріжучою здатністю завдяки високій гостроті ріжучих кромок алмазних зерен, дозволило ефективно обробляти тверді сплави й високоміцні сталі й наплавлення, керамічні матеріали й найбільш твердий у природі матеріал – алмаз.

Сьогодні проблемі ефективного використання алмазних кругів і в цілому кругів із синтетичних надтвердих матеріалів (СТМ) на операціях шліфування приділяється значна увага, їй присвячені монографії й численні публікації. Однак розроблені процеси алмазного шліфування застосовні в основному при чистовому шліфуванні й доведенні, тобто при зніманні відносно невеликих припусків. Використання їх в умовах попереднього шліфування, тобто при зніманні значних припусків, як правило, економічно недоцільно, що пов'язано з відносно низькою продуктивністю обробки й високим зношуванням круга. Разом із тим зі створенням і використанням нових важкооброблюваних матеріалів, підвищенням вимог до якості оброблюваних поверхонь і експлуатаційних характеристик деталей машин виникає необхідність переходу на повну обробку алмазними кругами без попередньої обробки кругами зі звичайних абразивів. Значною мірою це відноситься до шліфування твердосплавних і швидко-різальних інструментів і штампів, деталей із технічної кераміки й високоміцних графітів, зносостійких наплавлень і покриттів та інших важкооброблюваних матеріалів, коли дефекти попередньої абразивної обробки не вдається усунути наступним алмазним доведенням. Це вказує на необхідність розробки високопродуктивних процесів алмазного шліфування, які дозволяють підвищити продуктивність обробки, знизити зношування круга й забезпечити необхідну якість оброблюваних поверхонь.

В останні роки перспективним напрямом підвищення продуктивності обробки стало створення комбінованих методів шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, заснованих на введенні в зону різання або автономно до круга додаткової електричної енергії. Дані методи забезпечують підвищення ріжучої здатності круга, зниження сили й температури різання, поліпшення якості обробки. Разом із тим на практиці вони здійснюються із застосуванням режимів різання, кінематичних схем і способів шліфування, а також шліфувальних верстатів, традиційних для звичайного абразивного й алмазного шліфування. Це не дозволяє повною мірою використовувати значні технологічні можливості шліфування алмазними кругами з добре розвиненим ріжучим рельєфом (сформованим за рахунок застосування додаткової електрофізикохімічної енергії) і реалізувати максимально можливу продуктивність обробки, обумовлену міцністю робочої поверхні алмазного круга. У зв'язку із цим є важливим і актуальним вирішення проблеми оптимізації режимів шліфування алмазними кругами з використанням додаткової електричної енергії для обґрунтування й реалізації умов істотного підвищення продуктивності обробки при зніманні значних припусків.

В основу роботи покладені методи математичного моделювання процесу шліфування, які дозволили достатньо повно розкрити його фізичну сутність і одержати ряд важливих принципових рішень, необхідних для розробки високопродуктивних процесів алмазного шліфування. Система "круг – деталь" у розрахунках представлена як складна замкнута механічна система, функціонування якої цілком підкоряється принципу енергетичної рівноваги. Закономірності ймовірнісної участі зерен у різанні й знімання матеріалу, зношування круга й формування шорсткості обробленої поверхні, силової й теплової напруженості процесу шліфування розглянуті з урахуванням утворення на робочій поверхні круга сталого ріжучого рельєфу. Основні фізичні й технологічні параметри шліфування описані єдиною замкнутою системою математичних рівнянь, що містять поряд із геометричними й кінематичними параметрами такі характеристики як міцність зерна й оброблюваного матеріалу, умовну напругу різання при шліфуванні й навантаження, що діє на зерно, величину лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування й т. д. Багатопараметричною оптимізацією процесу визначені нові технологічні можливості алмазного шлі-

фування, які забезпечують істотне підвищення продуктивності обробки при економічно прийнятній витраті алмаза й високій якості обробки.

У роботі наведений новий теоретичний підхід до розрахунку оптимальних режимів шліфування алмазними кругами із урахуванням можливості керування ріжучим рельєфом круга шляхом використання електрофізикохімічних видів енергії й реалізації максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої міцністю робочої поверхні круга та технологічними обмеженнями обробки. Теоретично обґрунтовані й реалізовані умови істотного підвищення продуктивності обробки, які полягають у застосуванні нових відношень глибини шліфування t і максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу H_{\max} (умови $t < H_{\max}$ і $t > H_{\max}$). Установлено, що кінематичними схемами, які реалізують умову $t < H_{\max}$, є схеми глибинного й багатопрхідного шліфування (включаючи схему надшвидкісного шліфування) з відносно високою швидкістю деталі, а кінематичними схемами, які реалізують умову $t > H_{\max}$, – глибинне шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі. При цьому встановлено, що все різноманіття існуючих схем шліфування кругами зі СТМ реалізує умову $t \approx H_{\max}$, яка відповідає мінімуму продуктивності обробки, чим, власне, і обумовлена низька ефективність застосовування способів шліфування кругами зі СТМ.

Розроблено теоретичні основи оптимізації й керування процесом високопродуктивного глибинного алмазного шліфування (випадок $t > H_{\max}$), які засновані на реалізації оптимальних значень величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга й величини навантаження, що діє на окреме зерно круга. Установлено, що в сталому процесі шліфування ці величини відіграють визначальну роль, і керування ними дозволяє домогтися істотного підвищення продуктивності обробки при економічно обґрунтованому зношуванні алмазного круга.

Доведено існування оптимальних значень величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування, обумовлених екстремальністю залежності питомої витрати алмаза від глибини шліфування. Установлено, що в точках мінімуму питомої витрати алмаза, незалежно від співвідношення параметрів режиму шліфування величина лінійного зношування максимально виступаючого над зв'язкою алмазного зерна приймає практично

те ж саме значення. Цим доведено існування оптимального (з погляду зносостійкості алмазного круга) ріжучого рельєфу круга, який може бути реалізований у режимі самозагострювання або в режимі безперервного електроерозійного виправлення круга.

У роботі значну увагу приділено аналітичному опису параметрів силової й теплової напруженості процесу шліфування, які визначають якість і продуктивність обробки. Принципово по-новому аналітично описана температура шліфування, що дозволило обґрунтувати технологічні можливості бездефектної обробки в широких діапазонах зміни режимів різання. Теоретично доведена можливість зменшення температури та збільшення продуктивності обробки в умовах глибинного шліфування. Розкрито механіку утворення пружних переміщень у технологічній системі, що дозволило визначити умови підвищення точності обробки.

Запропоновано нову математичну модель комбінованого алмазного шліфування із застосуванням додаткової електричної енергії й на її основі розкрито фізичну сутність даного методу обробки й обґрунтовано умови підвищення його ефективності. Показано перспективність застосування алмазного електроерозійного глибинного шліфування деталей із важкооброблюваних матеріалів і запропоновано нові рішення з його конструкторського забезпечення, які полягають у розробці ефективних електроімпульсних джерел струму й електродів для електроерозійного виправлення алмазного круга.

На основі теоретичних і експериментальних досліджень створені високопродуктивні способи алмазного шліфування, засновані на застосуванні нових відношень параметрів режиму шліфування й введенні додаткових кінематичних рухів круга й заготовки. Вони дозволяють підвищити продуктивність обробки при існуючому встаткуванні й алмазних кругах у 2 – 5 разів і показують шляхи створення нових шліфувальних верстатів і алмазних кругів для підвищення продуктивності обробки до 10 разів і більше. Розроблені високопродуктивні процеси алмазного шліфування впроваджені у виробництво.

Результати досліджень використовуються також у навчальному процесі на кафедрі техніки й технологій Харківського національного економічного університету при вивченні дисциплін “Системи технологій в промисловості”, “Системи технологій в машинобудуванні”, “Основи технологічних систем” та ін.

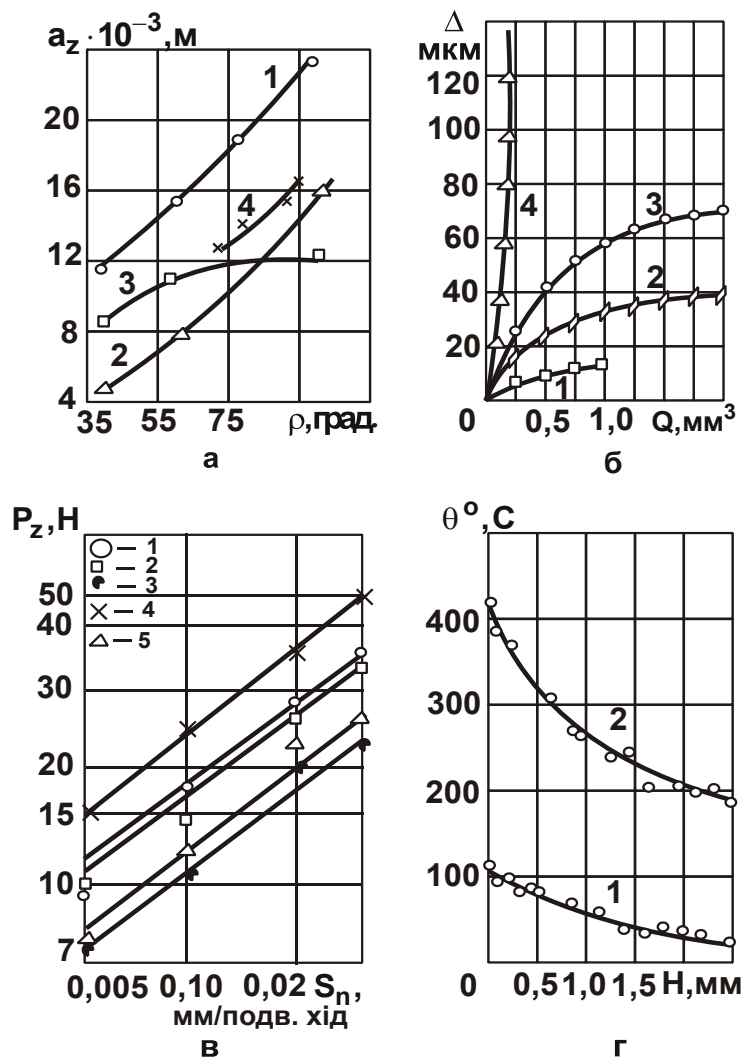
Розділ 1. Обґрунтування проблеми оптимізації режимів шліфування алмазними кругами

1.1. Практичне значення проблеми

Сьогодні неможливо уявити розвиток якої-небудь галузі промисловості без застосування інструментів із синтетичних алмазів та інших надтвердих матеріалів. Завдяки своїм неперевершеним фізико-механічним і ріжучим характеристикам алмазні інструменти успішно використовуються при обробці різноманітних матеріалів, починаючи із пластичної міді й закінчуючи найміцнішим з матеріалів, що зустрічаються в природі, – алмазом, обробка якого звичайним абразивним інструментом фактично неможлива [2; 20; 35; 72]. Особливо ефективно застосування інструментів із синтетичних алмазів та інших надтвердих матеріалів при шліфуванні виробів із таких важкооброблюваних матеріалів, як тверді сплави й високоміцні сталі, зносостійкі наплавлення й різні жароміцні, конструкційні матеріали, які широко використовуються в інструментальному виробництві й гірничорудній промисловості, металургії та інших галузях [27; 29; 36; 68; 83; 96].

Традиційно основним споживачем алмазних кругів у металообробці є інструментальне виробництво, яке вимагає високоякісної обробки твердосплавних, швидкорізальних і алмазних однолезових і багатолезових інструментів на операціях круглого зовнішнього й внутрішнього, плоского шліфування, а також на операціях заточення інструментів.

Дослідженнями багатьох авторів [20; 27; 68; 77] установлений чіткий взаємозв'язок працездатності лезових різальних інструментів із методами їхньої обробки на операціях заточення й шліфування. Застосування звичайних абразивних кругів, як правило, не забезпечує необхідної якості виготовлення таких інструментів. Виникаючі в процесі шліфування на оброблюваних поверхнях різні дефекти (припікання, мікроріди, тріщини й т. д.) не завжди вдається виправити наступною чистою алмазною або ельборовою обробкою, що приводить до значного браку інструмента й зниженню його працездатності при експлуатації [26; 36; 39; 68; 89; 119]. Зазначених недоліків позбавлена обробка алмазними кругами або кругами з інших надтвердих матеріалів (рис. 1.1).



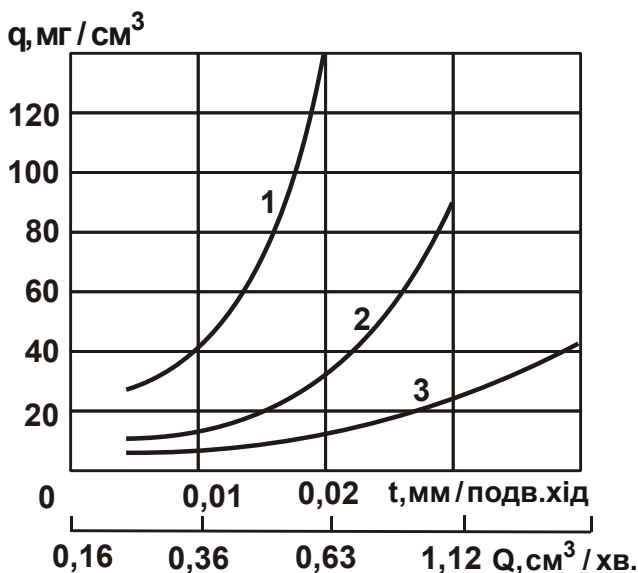
Умовні позначення: а – залежність граничних товщин зрізу від кута загострення для наступних пар абразивного й оброблюваного матеріалів [53]: 1 – мінералокераміка ЦМ 322 – сталь 40; 2 – мінералокераміка ЦМ 322 – ХН77Т10Р; 3 – електрокорунд – сталь 40; 4 – алмаз – ХН77Т10Р; б – розмірне зношування зерен Δ з різних матеріалів [68]: 1 – природний алмаз; 2 – синтетичний монокристал; 3 – синтетичний алмаз марки АС4; 4 – карбід кремнію зелений; в – вплив марки алмазу на силу різання [35]: 1 – АС2; 2 – АС4; 3 – АС15; 4 – Е9А; 5 – СМ1К; г – зміна температури різання залежно від глибини залягання термопари [83]: 1 – круг із синтетичного алмаза; 2 – круг із карбіду кремнію зеленого.

Рис. 1.1. Основні залежності процесу шліфування, установлені різними авторами

Заміна на операціях шліфування абразивних кругів на алмазні або ельборові дозволяє до 1,5 – 2-х разів збільшити працездатність інструмента, усунути брак по тріщинах, відколах і викрашуваннях ріжучих кромок, припіканнях та інших структурних дефектах, які властиві традиційним, поки ще широко застосовуваним на практиці методам абразивної

обробки. Така ефективність обробки інструментів алмазними кругами досягається за рахунок значного зниження сили й температури різання, підвищення стійкості та надійності роботи круга.

Разом із тим, незважаючи на відзначені переваги, алмазні круги ефективно застосовувати в основному при чистовому шліфуванні й доведенні, тобто при зніманні відносно невеликих припусків. Використання кругів зі СТМ в умовах попереднього шліфування, як правило, економічно недоцільно. Це обумовлено тим, що в сучасній металообробній промисловості досягнуто достатньо високий рівень продуктивності абразивного шліфування. Абразивний круг, працюючи в режимі інтенсивного зношування й самозагострювання, особливо на операціях круглого зовнішнього й плоского шліфування деталей, дозволяє реалізувати продуктивність обробки в 2 – 10 разів і більше, перевищуючу відповідну продуктивність шліфування кругами з синтетичних надтвердих матеріалів.



Умови обробки: $V_{кр} = 26$ м/с;

$S_{позд} = 1$ м/хв.; $V_{дет} = 20$ м/хв.

Рис. 1.2. Питома витрата кубоніту КР (1), алмазів АС6 (2) і АС15 (3) при круглому зовнішньому шліфуванні кругами на металевій зв'язці МО16

Такі співвідношення інтенсивностей знімання матеріалу отримано з умови однакової собівартості обробки. При підвищенні режимів шліфування спостерігається інтенсивне зношування круга з синтетичних надтвердих матеріалів, і ведення процесу в таких умовах стає неефективним (рис. 1.2 [29]). Проведений аналіз операцій круглого зовнішнього шліфування багатолезових інструментів на ряді спеціалізованих інструментальних заводів підтвердив високий рівень продуктивності абразивної обробки порівняно із продуктивністю алмазної обробки (табл. 1.1 і 1.2).

Аналогічні співвідношення інтенсивностей знімання матеріалу на користь абразивної обробки впливають із нормативно-довідкової літератури з режимів багатопрохідного шліфування (табл. 1.3 і 1.4).

Дані технологічних операцій круглого зовнішнього абразивного багато прохідного шліфування багатолезових інструментів

Підприємство	Оброблюваний інструмент	Режим шліфування			Фактична продуктивність, мм ³ /хв.	Розрахункова продуктивність, мм ³ /хв.
		$V_{дет}$, м/хв.	$V_{кр}$, м/с	t , мм/подв. хід		
1	2	3	4	5	6	7
1. Белгородський завод фрез	твердосплавні тристоронні дискові фрези Ø 160 – 315 мм	30 – 60	30	0,01	2 270 – 10 000	7 500 – 14 830
2. Запорізький інструментальний завод	твердосплавні дискові фрези Ø 125 – 200 мм	50	8	0,01	5 700 – 14 500	15 000 – 24 000
3. Сестрорецький інструментальний завод ім. Войкова	зенкер насадний цільний зі швидкорізальної сталі Ø 32 – 52 мм	23 – 38	1 – 1,5	0,04	490 – 1 230	1 920 – 4 650

Таблиця 1.2

Режими шліфування багатолезових інструментів алмазними й ельборовими кругами

Автори	Оброблюваний інструмент, характеристики круга	Режими шліфування				Розрахункова продуктивність, мм ³ /хв.
		$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/хв.	$S_{позд}$, м/хв.	t , мм/подв. хід	
1	2	3	4	5	6	7
Захаренко І. П. [28]	твердосплавна розгортка (BK8), алмазний круг на металевій зв'язці	40	36	0,5	0,0125	1 500

1	2	3	4	5	6	7
Шовковий К. І., Серов Б. С.	Швидкорізальна розгортка (P18), ельборовий круг на органічній зв'язці	30	30	0,5	0,004	480
Лисанов В. С. [115]	фреза (P10K5Ф5), ельборовий круг на керамічній зв'язці	32	10 – 24	0,7 – 0,6	0,015	1 750
Попов С. О., Малевський М. П., Терещенко Л. М. [72]	твердосплавний інструмент, алмазний круг на металевій зв'язці	25 – 30	10 – 30	0,5 – 1,5	0,01 (подв. хід)	600 – 1 800

Таблиця 1.3

Режими різання при круглому алмазному зовнішньому шліфуванні робочої частини твердосплавного інструмента [2]

Вид операцій шліфування	Зв'язка круга	$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/хв.	$S_{позд}$, м/хв.	t , мм/подв. хід
1. Попереднє	металева	20 – 25	30 – 40	1,0 – 1,5	0,02 – 0,05
2. Остаточне	органічна	25 – 30	20 – 40	0,5 – 1,0	0,0025 – 0,005

Таблиця 1.4

Режими різання й характеристики абразивного круга для круглого зовнішнього шліфування твердосплавних багатолезових інструментів [36]

Оброблюваний матеріал	Характеристики круга			Режими шліфування			
	зернистість	зв'язка	твердість	$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/хв.	$S_{позд}$, м/хв.	t , мм/подв. хід
Т30К4	25 – 40	К	М3	12	25	3 – 5	0,02
ВК2, Т15К6			СМ1				
ВК8			31	20			0,03
Т5К10							0,05

Ще більш висока продуктивність абразивного шліфування досягнута при обробці гірського інструмента [30; 44; 85]. Так, на Дрогобичському долотному заводі при круглому урізному зовнішньому шліфуванні заірної частини шарошок із релітовими наплавленнями продуктивність складає $3 \cdot 10^5$ мм³/хв. Процес протікає в умовах інтенсивного зношування круга – для обробки 100 шарошок витрачається до 6 абразивних кругів діаметром 600 мм при зніманні припуску до 2 мм на сторону. Питоме об'ємне зношування круга при цьому становить вище 30 мм³ на 1 мм³ знятого матеріалу, що за даними роботи [36] відповідає режиму інтенсивного самозагострювання круга, не потребуючого виправлення.

Оброблювана деталь, по суті, виконує роль правлячого інструмента, у момент удару він глибоко впроваджується в робочу поверхню круга й викликає інтенсивне руйнування зв'язки й абразивних зерен. Цим, зокрема, пояснюється той факт, що алмазна й ельборова обробка в інструментальному виробництві, внаслідок економічно неприйняттого зношування круга, обмежується в основному операціями заточення твердосплавних та швидкорізальних багатолезових інструментів.

Найбільш масові операції круглого зовнішнього шліфування твердосплавних багатолезових інструментів, обсяг яких в інструментальному виробництві становить приблизно 35 %, за окремими випадками чистового шліфування й доведення виконується як і раніше із застосуванням звичайних абразивних кругів, які викликають глибокі структурні перетворення в поверхневому шарі, з низькою якістю обробки.

Спроби шліфування алмазним кругом при тих же режимах різання приводять до його інтенсивного зношування. Причому установлено, що основним видом зношування алмазного круга, як правило, є механічний, обумовлений руйнуванням зв'язки й випадінням з її малозношених зерен від дії надмірних навантажень із боку оброблюваної деталі.

Така закономірність установлена як для алмазних кругів на органічній та керамічній зв'язках, так і для кругів на металевих зв'язках, оснащених металізованими алмазними зернами марок АС6, АС15, АС32 і т. д. Очевидно, застосування зазначених високоміцних алмазів дозволяє знизити зношування круга й відповідно підвищити режими шліфування, однак домогтися істотного зниження собівартості обробки в силу високої вартості алмазів досить складно. В особливій мірі це проявляється при шліфуванні кругами на високоміцних металевих зв'язках, які, працюючи в

режимі затуплення, швидко засалюються, втрачають ріжучу здатність і вимагають інтенсивного періодичного або безперервного виправлення, що супроводжується, як правило, підвищеним зношуванням круга. У зв'язку із цим важливого й актуального значення набуває вирішення проблеми обґрунтування й реалізації нових технологічних можливостей шліфування алмазними кругами, які забезпечують істотне підвищення продуктивності обробки при економічно прийнятній витраті алмаза й високій якості обробки.

Необхідно відзначити, що за останні роки досягнуті певні успіхи у вирішенні даної проблеми. Розроблено ефективні процеси глибокого, швидкісного, переривчастого шліфування алмазними кругами, а також гама високопродуктивних процесів шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із введенням у зону різання або автономно додаткової електричної енергії, що дозволили підвищити продуктивність і якість обробки.

Серед розроблених процесів слід особливо виділити процеси глибокого шліфування кругами зі СТМ, які одержали досить широкий розвиток [28; 72; 87]. За даними робіт співробітників Інституту надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України [26; 28; 92], застосування алмазного глибокого шліфування порівняно зі звичайним багатопрохідним шліфуванням дозволяє значно підвищити продуктивність обробки. Спостережуваний ефект досягається в основному завдяки зниженню товщини зрізу h_{\max} і навантаження, що діє на окремі зерна круга (табл. 1.5 і 1.6 [33; 74; 75]).

Таблиця 1.5

**Розрахункові значення максимальної товщини зрізу
при глибокому шліфуванні**

$V_{\text{дет}} \cdot t$	0,035	0,07	0,105	0,06	0,12	0,18	0,105	0,19	0,285
$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв.}$		0,07			0,12			0,19	
$t, \text{ мм}$	0,5	1,0	1,5	0,5	1,0	1,5	0,5	1,0	1,5
$h_{\max}, \text{ мкм}$	0,05	0,07	0,1	0,07	0,1	0,2	0,1	0,2	0,3

Умови обробки: $V_{\text{кр}} = 35 \text{ м/с}$; $D_{\text{кр}} = 300 \text{ мм}$; $D_{\text{дет}} = 80 \text{ мм}$.

**Розрахункові значення максимальної товщини зрізу
при багатопрохідному шліфуванні**

$V_{\text{дет}} \cdot t$	0,07	0,105	0,12	0,18	0,285
$V_{\text{дет}}$, м/хв.	20	20	30	30	20
t , мм	0,0035	0,0035	0,004	0,006	0,014
$h_{\text{мах}}$, мкм	3,5	5,3	4,0	6,0	14,0

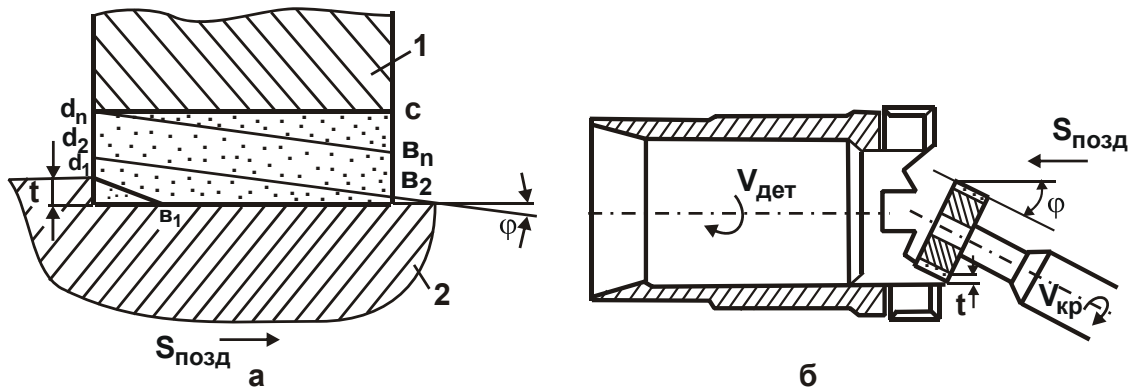
Умови обробки: $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $D_{\text{кр}} = 300$ мм; $D_{\text{дет}} = 80$ мм.

Найбільш ефективно застосування схеми глибинного шліфування при заточенні, круглому зовнішньому та внутрішньому шліфуванні твердосплавних і швидкорізальних інструментів [26 – 28; 30]. Розроблені в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України процеси глибинного шліфування здійснюються стандартними кругами форми 1A1 на металевих зв'язках із металізованими алмазами марок AC6, AC15 і AC32 зернистістю 125/100 – 160/125 100 % з режимами різання (при круглому шліфуванні): $V_{\text{кр}} = 30 - 40$ м/с; $V_{\text{дет}} = 20 - 30$ м/хв.; $S_{\text{позд}} = 0,03 - 0,05$ м/хв.; $t = 0,1 - 0,6$ мм; $S_{\text{відн}} = 0,01 - 0,1$. Висока ріжуча здатність круга при цьому підтримується шляхом введення в зону різання або автономно додаткової енергії у вигляді електричних розрядів (алмазно-іскрове шліфування) або електрохімічних процесів [9; 20; 27; 114]. Цим забезпечується безперервне руйнування верхніх шарів зв'язки, оновлення зерен круга й підтримка на його робочій поверхні стабільного ріжучого рельєфу. Для рівномірного зношування круга уздовж утворюючої вісь круга повертають відносно напрямку поздовжньої подачі на певний кут (рис. 1.3).

Наведені в табл. 1.7 результати показують, що при однаковій розрахунковій продуктивності обробки застосування схеми глибинного алмазного шліфування твердосплавних бурових коронок дозволяє у два рази знизити відносну витрату алмаза [78].

При глибинному шліфуванні кругом чашкової форми, глибинному охоплюючому, переривчастому й швидкісному шліфуванні можливо ще більш значне зниження відносної витрати алмаза [27; 29; 116]. При цьо-

му важливим параметром, що визначає зносостійкість алмазного круга, слід розглядати швидкість деталі (рис. 1.4 [92]). З її зменшенням при збереженні постійної продуктивності обробки відносна витрата алмаза безупинно знижується, що є важливим резервом інтенсифікації процесу шліфування.



Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Рис. 1.3. Зношування алмазоносного шару круга 1А1 (а) і схема алмазного глибинного круглого внутрішнього шліфування з поворотом круга (б)

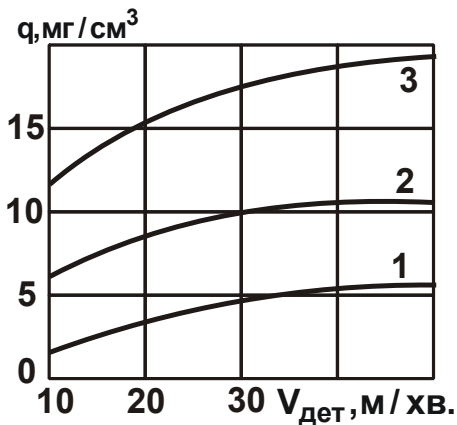
Таблиця 1.7

Залежність відносної витрати алмаза від способу шліфування

Спосіб шліфування	$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/хв.	$S_{позд}$, м/хв.	t , мм	Розрахункова продуктивність, мм ³ /хв.	Відносна витрата алмаза, мг/г
1. Багатопрохідне шліфування (подв. хід)	35	22	1	0,02	3 140	26,44
2. Глибинне шліфування (хід)	35	22	0,033	0,4	4 145	13,15

Умови обробки: круг 1А1 300x16x203 АС4 125/100 М04 – 100 %, діаметр деталі – 100 мм [78].

Як установлено практикою, ефективно виконувати глибинне шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{дет} = 0,1 - 0,5$ м/хв. У цьому випадку досягається висока якість обробки, однак продуктивність шліфування різко зменшується.



Умовні позначення:

- 1 - $S_{поп} = 0,03$ мм/подв. хід;
- 2 - $S_{поп} = 0,02$ мм/подв. хід;
- 3 - $S_{поп} = 0,01$ мм/подв. хід.

Рис. 1.4. Залежність q від $V_{дет}$ [92]

Таким чином, проведений аналіз показав, що найбільш повно ріжучі можливості алмазного круга можна використовувати при глибинному шліфуванні, що дозволяє інтенсифікувати процес обробки. Разом із тим, судячи з режимів різання, що рекомендуються, і, відповідно, продуктивності обробки, наведених у табл. 1.8, прогресивні схеми глибинного алмазного шліфування ще недостатньо конкурентоспроможні з високопродуктивним абразивним шліфуванням. Продуктивність глибинного алмазного шліфування лише в 1,5 раза перевищує продуктивність звичайного алмазного багатопрохідного шліфування (табл. 1.8), тоді як за встановленими даними перехід на

повну обробку алмазними кругами можливий за умови підвищення продуктивності шліфування в 2 – 10 разів. Таким чином, показано, що існуючі процеси шліфування алмазними кругами (включаючи глибинне й багатопрохідне шліфування) не можуть бути ефективно використані при зніманні значних припусків унаслідок відносно низької продуктивності обробки. Перехід на повну обробку алмазними кругами можливий за умови істотного підвищення продуктивності шліфування.

Для аналізу умов підвищення продуктивності обробки Q слід розглянути відому залежність $Q = V_{кр} \cdot S_{мит}$, де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с; $S_{мит} = n_p \cdot S$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами, м²; n_p – кількість одночасно працюючих зерен; S – площа поперечного перерізу зрізу окремим зерном, м². Параметр S слід представити у вигляді $S = P / \sigma$, де P – навантаження, що діє на окреме зерно, Н; σ – умовна напруга різання, Н/м². Параметр σ у загальному вигляді є функцією $\sigma = f(a_z / \rho, A)$, де a_z – товщина зрізу, м; $\rho = \varphi(x)$ – радіус округлення ріжучої частини зерна, м; x – величина лінійного зношування зерна, м; A – параметр, що характеризує властивості міцності оброблюваного матеріалу. Тоді продуктивність обробки функціонально виразиться: $Q = \psi(V_{кр}, n_p, a_z, x, P, A)$.

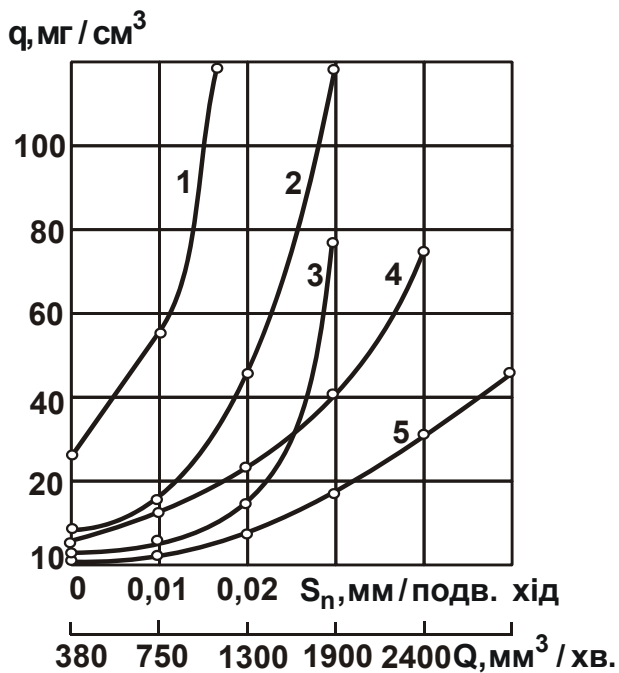
**Рекомендації щодо вибору режимів обробки інструментів
із твердого сплаву й швидкорізальної сталі кругами зі СТМ [30]**

Вид обробки	$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/хв.	$S_{поп}$, мм/подв. хід	$S_{позд}$, м/хв.	t , мм
Обробка твердосплавного інструмента алмазними кругами на металевих зв'язках					
Кругле шліфування:					
зовнішнє багатопрохідне	35 – 40		0,01 – 0,05	1 – 2	–
зовнішнє глибинне	30 – 40	20 – 30	–	0,03 – 0,05	0,5 – 1,0
внутрішнє глибинне	20 – 30		–	0,03 – 0,05	0,5 – 1,0
Обробка інструмента зі швидкорізальної сталі кругами з ельбору на органічній зв'язці (КБ, Б1, Б156) 100-відсоткової концентрації					
Кругле зовнішнє шліфування	30 – 40	10 – 25	–	0,5 – 1,0	0,02 – 0,1
Обробка інструмента зі швидкорізальної сталі кругами з ельбору на керамічній зв'язці К10 100-відсоткової концентрації					
Кругле зовнішнє шліфування	30 – 50	20 – 30	–	0,5 – 1,5	0,01 – 0,05

Як видно, продуктивність обробки в загальному випадку залежить від шести параметрів. Домогтися збільшення продуктивності обробки Q можна за рахунок регулювання кінематичними параметрами $V_{кр}$, n_p , a_z та фізичними параметрами x і P . У теорії шліфування відомі умови підвищення Q шляхом регулювання кінематичними параметрами $V_{кр}$, n_p , a_z . Технологічні можливості підвищення Q за рахунок регулювання x і P у науково-технічній літературі не обґрунтовані, що свідчить про недовикористання ріжучих властивостей алмазного круга при шліфуванні.

Виходячи із цього, можна зробити висновок про існування значних резервів підвищення продуктивності обробки на основі застосування оптимальних режимів шліфування алмазними кругами, отриманих з урахуванням фізичних параметрів x і P . Правильність зробленого висновку підтверджується результатами експериментальних досліджень співробітників Інституту надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України [28; 29; 53; 83; 87; 92], сутність яких полягає в наступному. Установлено,

що при високопродуктивному круглому зовнішньому і плоскому шліфуванні периферією алмазного круга переважним фактором у зношуванні круга є механічний, який спричиняється утворенням відколів на зернах, їхнім об'ємним руйнуванням і передчасним випадінням зі зв'язки без руйнування. Це свідчить про визначальну роль у зношуванні круга й формуванні основних фізичних і технологічних параметрів шліфування величини навантаження, що діє на окреме зерно P , і доцільності керування цією величиною в процесі шліфування.



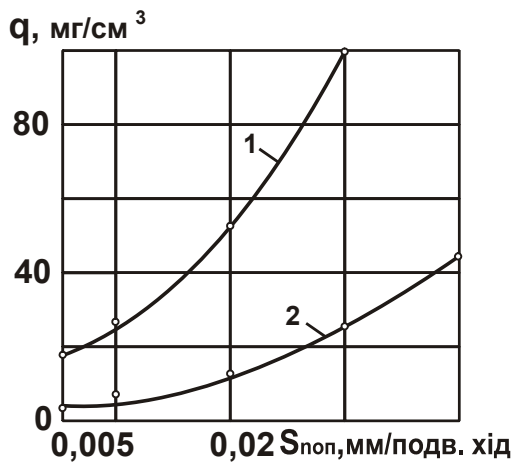
Умовні позначення: 1 – AC2; 2 – AC4; 3 – AC6; 4 – AC32; 5 – AC15.

Рис. 1.5. Залежність q від Q

Установлено також [20; 27; 87; 90; 92], що при круглому шліфуванні сталі ШХ15 зі збільшенням поперечної подачі (продуктивності обробки Q) питома витрата алмаза q безупинно зростає, причому для менш міцних алмазів AC2 значно інтенсивніше, ніж для високоміцних алмазів AC15 (рис. 1.5 [92]). Застосування алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках дозволяє знизити питому витрату алмаза марки AC15 при обробці сталі Р12ФМ5 порівняно з кругами на менш міцних органічних зв'язках (рис. 1.6 [35]).

Проведені експериментальні дослідження геометричних параметрів алмазних зерен, що випали з круга (рис. 1.7), показали, що зі збільшенням поперечної подачі кількість зерен із площадками зношування й з відколами знижується, а кількість зерен, що випали зі зв'язки круга без помітної зміни форми й розмірів, – збільшується. Така закономірність простежується для всіх розглянутих пар “абразив – оброблюваний матеріал”. Для кругів із недостатньо міцного кубоніту характерний незначний відсоток зерен із площадками зношування. Для кругів із міцних алмазів марки AC15 цей відсоток вище, а для недостатньо міцних алмазів марки AC2 – практично дорівнює нулю. Це вказує на те, що алмазні зерна AC2 руйнуються й випадають зі зв'язки, практично не перетерпівши лінійного зношування. Меншому лінійному зношуванню зерен AC2 відповідає

надзвичайно висока питома витрата алмаза, яка досягає значень 153 мг/см^3 , тоді як за тих самих умов обробки кругом з алмазами АС15 питома витрата алмаза на порядок менше (рис. 1.7). Із цього випливає чітка кореляція між відсотком зерен із площадками зношування й питоною витратою алмаза. Найменша питома витрата алмаза досягається



Умовні позначення: 1 – зв'язка Б4;
2 – зв'язка МО4.

Рис. 1.6. Залежність q від $S_{\text{поп}}$ [35]

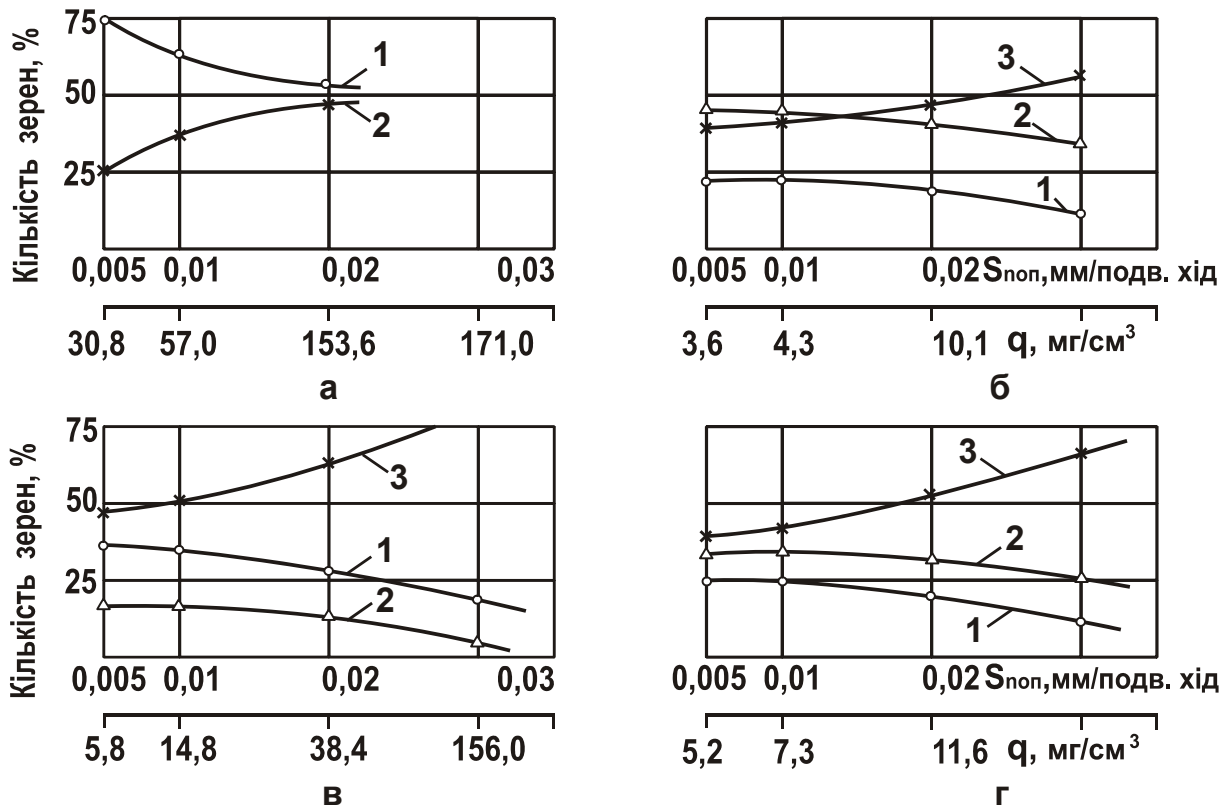
при шліфуванні кругом з АС15, потім у порядку зростання зі АС6, АС4 і АС2.

Для ілюстрації зробленого висновку необхідно розглянути залежність $P = \sigma \cdot S$. Цілком очевидно, що з зростанням поперечної подачі збільшується параметр S і граничне значення P (з умов міцності зерна), виходячи з наведеної залежності, буде досягатися при менших значеннях σ . Фізично це можливо при різанні більш гострим зерном, тобто коли величина лінійного зношування зерна x менше. При фіксованому значенні S (при заданій поперечній подачі) менше граничне значення P (для алмазів марки АС2) буде досягатися також при меншому значенні σ , що можливо при різанні більш гострим зерном, тобто коли величина лінійного зношування зерна x менше. Цим установлено, що при постійному граничному значенні P змінною величиною в процесі шліфування є x , що і приводить до зміни питої витрати алмаза.

У роботі [92] показано, що обробка більш міцної сталі Р12Ф5М (порівняно зі сталлю ШХ15) характеризується меншим відсотком зерен із площадками зношування й більшою питоною витратою алмаза, тобто руйнування й випадіння зі зв'язки зерен при обробці сталі Р12Ф5М відбуваються при меншому їхньому лінійному зношуванні, тобто меншому значенні величини x . У роботі [92] відзначається, що при шліфуванні алмазними кругами на органічних зв'язках на зернах утворюються менші за розмірами площадки зношування, ніж при шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках. Меншим площадкам зношування відповідає більша питома витрата алмаза.

Таким чином показано, що питома витрата алмаза й параметр шорсткості обробки R_a корелюються з величиною лінійного зношування зер-

на x , яка відповідає моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування (залежно від механізму зношування круга). Із проведеного аналізу можна зробити висновок, що, змінюючи величину x в процесі шліфування (також як і величину P) і застосовуючи для цього відповідні оптимальні режими шліфування алмазними кругами, з'являється можливість повною мірою використовувати ріжучі властивості круга й збільшити продуктивність обробки.



Умовні позначення: 1 – зерна з відколами; 2 – зерна із площадками зношування; 3 – зерна, що випали.

Рис. 1.7. Характер зношування кругів із різних марок алмазів і кубоніту [92]: а – алмаз АС2 по сталі ШХ15; б – алмаз АС15 по сталі ШХ15; в – кубоніт КР по сталі ШХ15; г – алмаз АС15 по сталі Р12ФМ5

Необхідно відзначити, що реалізація запропонованого підходу стала можливою завдяки створенню комбінованого шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, заснованого на введенні в зону різання або автономно до круга додаткової електричної енергії (у формі електричних розрядів), що дозволяє ефективно управляти параметрами ріжучого рельєфу круга й, отже, регулювати в процесі шліфування фізич-

ними параметрами x і P . Для аналізу можливостей розрахунку оптимальних режимів шліфування алмазними кругами слід розглянути існуючі математичні моделі процесу шліфування.

1.2. Існуючі підходи до математичного моделювання процесу шліфування

Протягом тривалого періоду часу, починаючи з перших робіт із теорії шліфування, що з'явилися наприкінці 1930-х років, і до початку 1970-х років питанням математичного моделювання процесу шліфування приділялося значно менше уваги, чим розробці методів експериментальних досліджень фізичних і технологічних закономірностей алмазно-абразивної обробки. Розвиток теорії шліфування йшов переважно шляхом встановлення й наукового узагальнення експериментальних даних, отриманих із використанням методів математичної статистики, однофакторного й багатфакторного планування експерименту. Завдяки такому підходу зараз накопичений великий обсяг експериментальної інформації, що стосується працездатності шліфувальних кругів при обробці різних за фізико-механічними і хімічними властивостями оброблюваних матеріалів у широкому діапазоні зміни умов шліфування. Емпірично пов'язані основні технологічні параметри шліфування з режимами різання, характеристиками кругів і оброблюваних матеріалів, які покладені в основу існуючої нормативно-довідкової документації зі шліфувальних робіт.

Застосування аналітичних методів розрахунку параметрів шліфування в ці роки обмежувалося в основному якісним аналізом процесу і його технологічних можливостей. За винятком окремих рішень з теплофізики шліфування й напружено-деформованого стану в зоні різання при мікроцарапанні одиничним зерном, аналітичні рішення теорії шліфування на практиці поширення не одержали, що пов'язане з відсутністю універсальної розрахункової схеми, яка дозволяє з єдиних позицій описати фізичні й технологічні закономірності обробки. Відомі розрахункові схеми охоплювали, як правило, окремі сторони функціонування процесу, конкретні умови обробки без урахування складного взаємозв'язку великої кількості факторів, які супроводжують процес шліфування. Найбільша увага в ці роки приділялася розробці методик розрахунку параметрів кінематики шліфування й, у першу чергу, товщини одиничного зрізу, що є,

на думку багатьох дослідників, основною фізичною характеристикою, яка визначає продуктивність і якість обробки, зношування круга й сили різання й т. д. Існує кілька підходів до розрахунку цього параметра. Досить удалим, що не утратив своєї значущості й зараз, є підхід, запропонований професором Масловим Є. М. [51]. Отримана ним залежність для визначення середньої товщини зрізу a_z (у мм) використовується в багатьох наукових працях при аналізі й оптимізації процесу шліфування:

$$a_z = \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \left(\frac{D_{\text{кр}} + D_{\text{дет}}}{D_{\text{кр}} \cdot D_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф}}} \right)^{0,5} \cdot t_{\text{ф}} \cdot l_{\text{ф}} \cdot k, \quad (1.1)$$

де $V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – швидкості деталі й круга, м/хв.;

$D_{\text{дет}}$, $D_{\text{кр}}$ – діаметри деталі й круга, мм;

$l_{\text{ф}}$ – відстань між абразивними зернами, мм;

$t_{\text{ф}} = n \cdot t$ – фактична глибина шліфування, мм;

t – глибина шліфування, мм;

n – число поздовжніх ходів стола до стабілізації утворення мікропрофілю оброблюваної поверхні;

k – коефіцієнт, що враховує вплив поздовжньої подачі на обсяг матеріалу, що знімається.

У розрахунках автор виходив зі спрощеної геометричної схеми. Процес шліфування розглядав із позицій звичайного фрезерування. Шліфувальний круг вподіблювався циліндричній фрезі, робоча поверхня якої має впорядковану структуру й складається з однакових ріжучих елементів (зерен). При роботі таким інструментом всі зерна виконують однакове знімання матеріалу, рівнонагружені й, за допущенням автора, не зношуються в процесі різання. Прийняті спрощення далеко не повністю відповідають реальним умовам шліфування й не забезпечують необхідної точності розрахунку параметра a_z . Наприклад, розрахункові значення a_z можуть бути в 10 ... 100 раз менше експериментального значення параметра шорсткості обробки R_z , тоді як із фізичної точки зору він не повинен перевищувати a_z . У цьому й полягає основна причина обмеженого застосування залежності (1.1).

Істотним недоліком запропонованої залежності є також і те, що вона не містить параметрів робочої поверхні круга й фізико-механічних характеристик оброблюваного матеріалу, які викликають зміну a_z в широких межах. Вплив їх на a_z в наведеній залежності пропонується враховувати параметрами t_{ϕ} й l_{ϕ} , які визначаються експериментально для кожного режиму шліфування й інших умов обробки, що досить трудомістко й позбавляє переваг аналітичного підходу.

Із залежності (1.1) випливає пропорційне збільшення a_z зі збільшенням $V_{дет}$, хоча відомо, що з підвищенням $V_{дет}$ у різання підключаються нові менш виступаючі над зв'язкою зерна й інтенсивність зростання a_z загасає. Пропорційний характер зв'язку a_z з $V_{дет}$ і обернено пропорційний із $V_{кр}$ із геометричної точки зору може мати місце при шліфуванні кругом, який містить лише одновисотні зерна постійного поперечного перерізу. У реальних умовах шліфування взаємозв'язок між a_z і

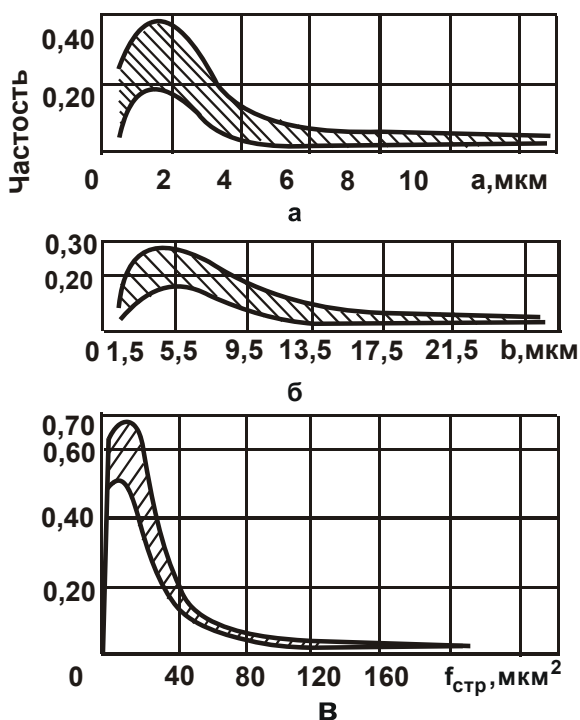
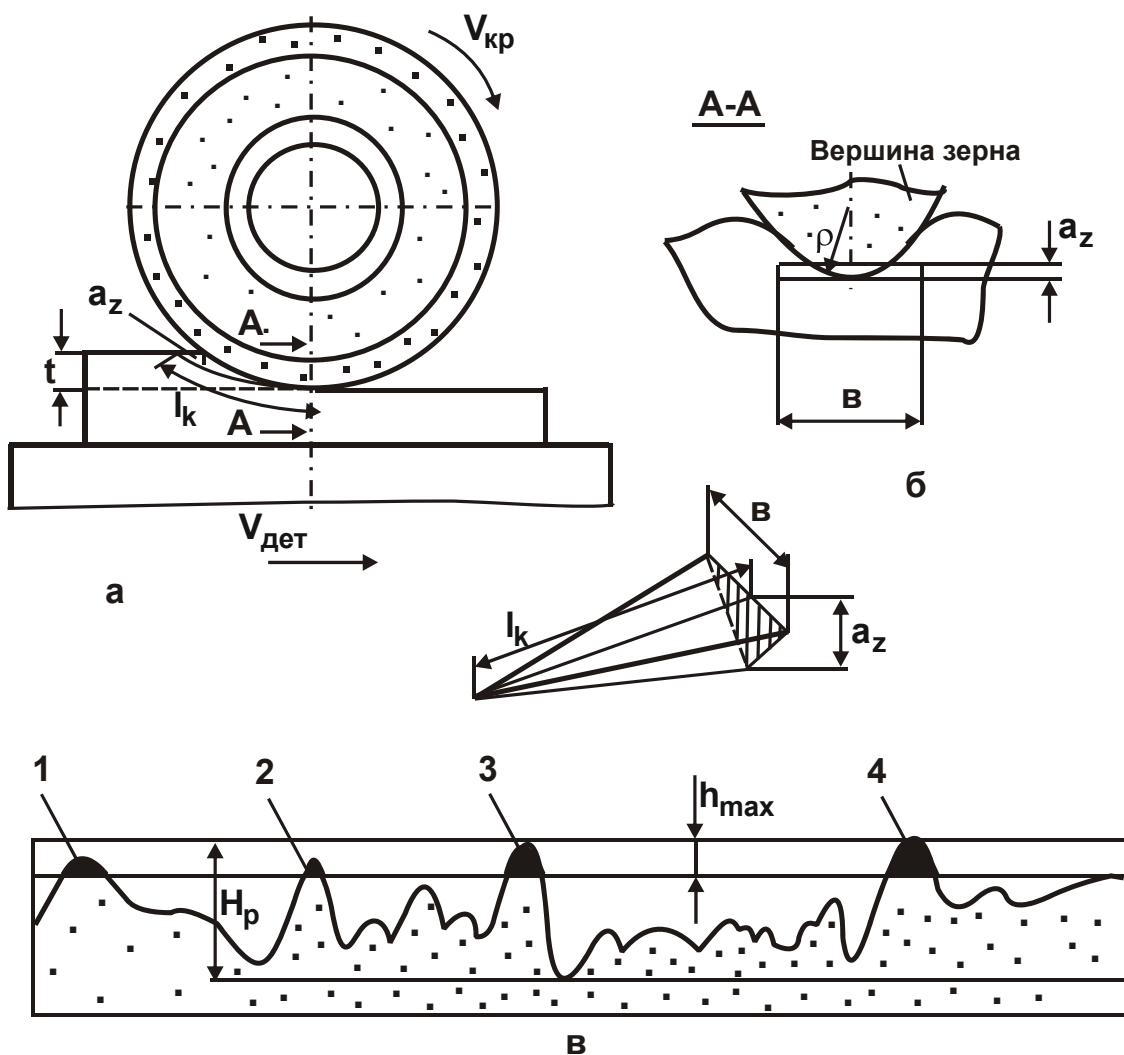


Рис. 1.8. Розподіл товщини (а), ширини (б) і поперечного перерізу (в) стружки при шліфуванні

$V_{дет}$ інший. За експериментальними даними Байкалова А. К. [6] зі збільшенням продуктивності обробки в 50 разів середня товщина зрізу майже не змінилася (рис. 1.8). На цьому рисунку показано розподіл товщини, ширини і поперечного перерізу стружки сталі Р18 при шліфуванні кругами з кубоніту К 125/100 на зв'язці Б1 у діапазоні $S_{поп} = 0,01 \dots 0,08$ мм/подв. хід і $S_{позд} = 1,0 \dots 15$ м/хв. і з кубоніту КР 80/63 на зв'язці МБ2 при $S_{поп} = 0,5$ мм/подв. хід і $S_{позд} = 0,25$ м/хв. До незначного зростання товщини зрізу (в 1,4 раза) привело збільшення глибини шліфування в 3 рази (з 0,01 мм до 0,03 мм) [113]. Більш правильно (у рамках геометричної розрахункової схеми) відображає сутність процесу шліфування залежність для визначення середньої товщини зрізу a_z , отриманої профе-

сором Філімоновим Л. М. [111]. При розрахунках автор припускає, що кожне абразивне зерно шліфувального круга, яке бере участь у роботі стружкоутворення, знімає шар металу у вигляді коми, що для плоского шліфування можна спростити й виразити пірамідою із трикутною основою й висотою, рівною довжині дуги контакту $l_k = \sqrt{D \cdot a_z}$. Перетин зрізу, представлений сегментом шириною v і радіусом ρ , описується співвідношенням $v = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot a_z}$. Тоді обсяг зрізу одним зерном визначається

$$\text{як } \omega_{\text{ср}} = \frac{a_z^2}{3} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot D} \text{ (рис. 1.9).}$$



Умовні позначення: H_p – висота рельєфу; h_{max} – висота активної частини рельєфу; 1 ... 4 – вершини зерен, що беруть участь у стружкоутворенні.

Рис. 1.9. Схема утворення стружки при плоскому шліфуванні [111]:

а – утворення одиничного зрізу; б – форма зрізу, що прийнята для розрахунку a_z ; в – ділянка рельєфу робочої поверхні круга

З іншого боку, залежність для визначення обсягу одного зрізу можна одержати, якщо розділити обсяг металу Q , що знімається кругом із заготовки за одну хвилину, на кількість вершин активних абразивних зерен $N_{\text{ХВ}}$, які проходять зону шліфування й знімають стружку за цю ж хвилину $\omega_{\text{ср}} = Q/N_{\text{ХВ}}$.

Виразивши хвилинне знімання металу Q через питоме хвилинне знімання $Q = Q_{\text{пит}} \cdot H$ (де H – висота круга), а кількість вершин абразивних зерен через число вершин N_z на одиниці поверхні круга з урахуванням $\omega_{\text{ср}} = Q/N_{\text{ХВ}}$, отримана залежність для визначення a_z (у мм):

$$a_z = 33 \cdot \sqrt{\frac{Q_{\text{пит}}}{N_z \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[4]{\frac{1}{D \cdot \rho}}, \quad (1.2)$$

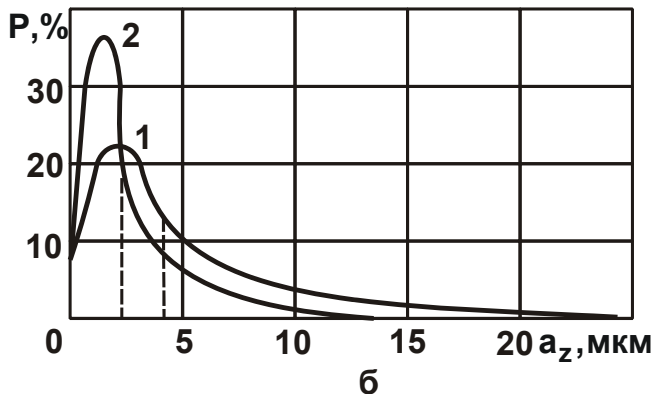
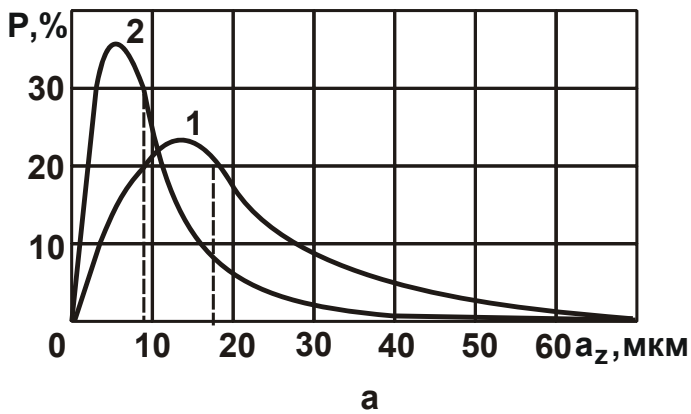
де $Q_{\text{пит}}$ – питоме хвилинне знімання металу, $\text{мм}^3/(\text{мм} \cdot \text{хв.})$;

N_z – число активних вершин абразивних зерен на 1 мм^2 робочої поверхні круга;

D – діаметр круга, мм;

ρ – середній радіус округлення вершин абразивних зерен, мкм.

З наведеної залежності видно, що середня товщина зрізу a_z збільшується зі збільшенням питомого знімання металу $Q_{\text{пит}}$ (тобто зі збільшенням глибини шліфування й подачі) і зменшується зі зростанням $V_{\text{кр}}$ і N_z в ступені 0,5. Такий характер зміни a_z , як видно із графіка, наведеного на рис. 1.10 [111], більшою мірою відповідає реальним умовам шліфування, ніж зміна a_z по залежності (1.1). Разом із тим отримана залежність містить невизначені параметри N_z і ρ , які можуть бути встановлені тільки експериментально для конкретних умов обробки. Це значно обмежує можливість застосування залежності (1.2). Недоліком отриманої залежності, на думку автора роботи, є також і те, що вона дозволяє розрахувати середнє значення товщини зрізу, тоді як у процесі шліфування навіть при постійних режимах обробки значення товщин зрізів коливаються в широких межах: від десятих часток мікрометра до 20 – 30 мкм (при середньому значенні, рівному 3 – 4 мкм). Це відбувається через різновисотність розміщення вершин абразивних зерен на поверхні круга, а



Умовні позначення: 1 – $V_{кр} = 35$ м/с;

2 – $V_{кр} = 120$ м/с.

Рис. 1.10. Щільність розподілу товщин шліфувальних стружок: а – при питомому зніманні металу $500 \text{ мм}^3/(\text{мм} \cdot \text{хв.})$; б – $50 \text{ мм}^3/(\text{мм} \cdot \text{хв.})$

технологічними параметрами шліфування й тим більше прогнозувати шляхи інтенсифікації процесу з таких позицій надзвичайно складно. Таким чином показано, що домогтися відповідності математичної моделі реальним умовам шліфування можна лише з урахуванням різноманіття зовнішніх і внутрішніх факторів процесу обробки.

Існуючий дисбаланс між практикою й теорією шліфування на користь останньої був докорінно порушений у 1970-ті роки завдяки теоретичним роботам [39; 65]. Появі цих робіт сприяли глибокі експериментальні дослідження побудови робочого шару круга, розподілу в ньому зерен і вивчення закономірностей їхньої участі в різанні [2; 72].

Ще на початку 1960-х років професор Редько С. Г. [79] показав, що внаслідок безладного розташування зерен на робочій поверхні круга, а також несприятливого з погляду утворення одиничного зрізу відношення

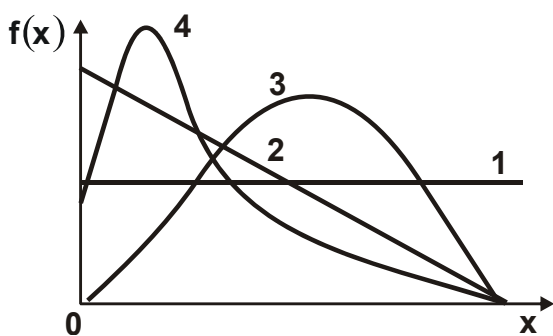
також через те, що на вершинах зерен є дрібні виступи, які теж зрізують стружку товщиною, як правило, менше 1 мкм. Аналогічними недоліками володіють залежності для визначення середньої товщини зрізу, наведеної в численних роботах [47; 52; 76; 116].

Отже, механізм формування зрізів і умови видалення припуску при шліфуванні підкоряються більш складним закономірностям, ніж це прийнято в геометричних розрахункових схемах. Отримані залежності дозволяють лише якісно зі значним наближенням пояснити вплив того або іншого параметра на характер протікання процесу шліфування. Установити кількісні взаємозв'язки умов шліфування з вихідними

a_z / ρ не всі зерна беруть участь у різанні. Частина зерен проходить “слід у слід”, друга частина – лише пружно й пластично деформує матеріал без утворення стружки, третя частина – через недостатнє виступання над рівнем зв'язки взагалі не контактує з оброблюваним матеріалом. Виконує знімання матеріалу всього 5 ... 12 % зерен, видимих на робочій поверхні круга. Ці дані наведені в роботі [7]. Таке незначне використання ріжучих властивостей круга обумовлено, головним чином, різновисотним розташуванням вершин зерен над зв'язкою й імовірнісною участю їх у різанні. Тому всі наступні розрахункові схеми шліфування на відміну від спрощених геометричних схем засновані на статистико-імовірнісному поданні робочої поверхні круга й процесу різання.

Численними дослідженнями встановлено, що, незважаючи на безладне розташування зерен у зв'язці, їх різноманітну геометричну форму й розкид розмірів, робоча поверхня круга достатньо повно може бути описана рядом імовірнісних законів розподілу (висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки, відстаней між окремими зернами, радіусів округлень їхніх вершин), числом зерен на одиницю площі круга й коефіцієнтом довжини контактної лінії профілю, що змінюється по висоті робочого шару круга. Застосування інших статистико-імовірнісних характеристик не вносить принципових змін в опис робочої поверхні круга.

У науково-технічній літературі існують різні думки відносно основного закону розподілу – різновисотно-



Умовні позначення: 1 – рівномірний; 2 – трикутний; 3 – параболічний; 4 – асиметричний із правобічною асиметрією.

Рис. 1.11. **Можливі форми закону розподілу вершин ріжучих кромок по висоті робочої поверхні круга [110]**

ного розташування вершин зерен над зв'язкою. Так, за даними робіт [39; 47], закон розподілу є рівномірним (рис. 1.11), за даними роботи [2] – нормальним, за даними роботи [110] – трикутним і т. д. Як відзначається в роботі Байкалова А. К. [6], таке різноманіття ймовірнісних законів опису розподілу зерен в об'ємі робочого шару круга обумовлено в основному розмаїтістю рівнянь, що апроксимують із достатньої для практики точністю розподіл вершин зерен у даному крузі для конкретних умов експерименту.

З огляду на ймовірнісне розташування ріжучих зерен на робочій поверхні круга, зокрема, на закон різновисотності вершин зерен, професором Корольовим А. В. [39], мабуть, вперше розроблена найбільш чітка й загальна кінематична (імовірнісна) модель шліфування, позбавлена багатьох недоліків геометричних моделей професора Маслова Є. М. та інших дослідників. Необхідно відзначити, що професор Корольов А. В. є одним із засновників так званого “теоретико-імовірнісного підходу в теорії шліфування”, який одержав в останні роки широкий розвиток у багатьох дослідженнях. При побудові математичної моделі автор розрізняє два якісно відмінних процеси утворення шліфованої поверхні:

1) мікронерівності поверхні містять сліди від зерен, залишених ними тільки на останньому проході;

2) мікронерівності містять сліди від зерен, залишених ними не тільки на останньому, але й на попередніх проходах.

Критерієм для визначення переходу процесу шліфування від одного із цих видів до іншого прийнята умовна висота нерівностей поверхні, що шліфується $H_{\text{умов}}$, рівна відстані середньої лінії АМ між вершинами нерівностей у даному поперечному перерізі оброблюваної деталі до рівня найглибших западин, наявних на цій поверхні (рис. 1.12).

Зміна мікронерівностей у поперечному перерізі деталі в міру проходження зони шліфування для випадків $t < H_{\text{умов}}$ і $t > H_{\text{умов}}$ показана на рис. 1.12. Розрахунок середньої висоти мікронерівностей поверхні виконується з умови, що ширина всіх зерен, які пройшли через даний поперечний переріз на рівні лінії АМ, дорівнює ширині шліфування l_d :

$$\sum_{i=1}^{z_{\text{пер}}} v_i = l_d, \quad (1.3)$$

де $z_{\text{пер}}$ – число зерен, що залишили свій слід у даному поперечному перерізі деталі, шт.;

v_i – поточна ширина зерна на рівні лінії АМ, мм.

З огляду на те, що середня висота мікронерівностей $H_{\text{ср}}$ визначається середньою арифметичною висотою мікронерівностей від гребеня до дна западини на ділянці шліфування, отримана залежність:

$$H_{cp} = \frac{\sum_{i=1}^{z_{пер}} a_i}{z_{пер}}, \quad (1.4)$$

де a_i – глибина вдавлення зерна в поперечному перерізі деталі, мм.

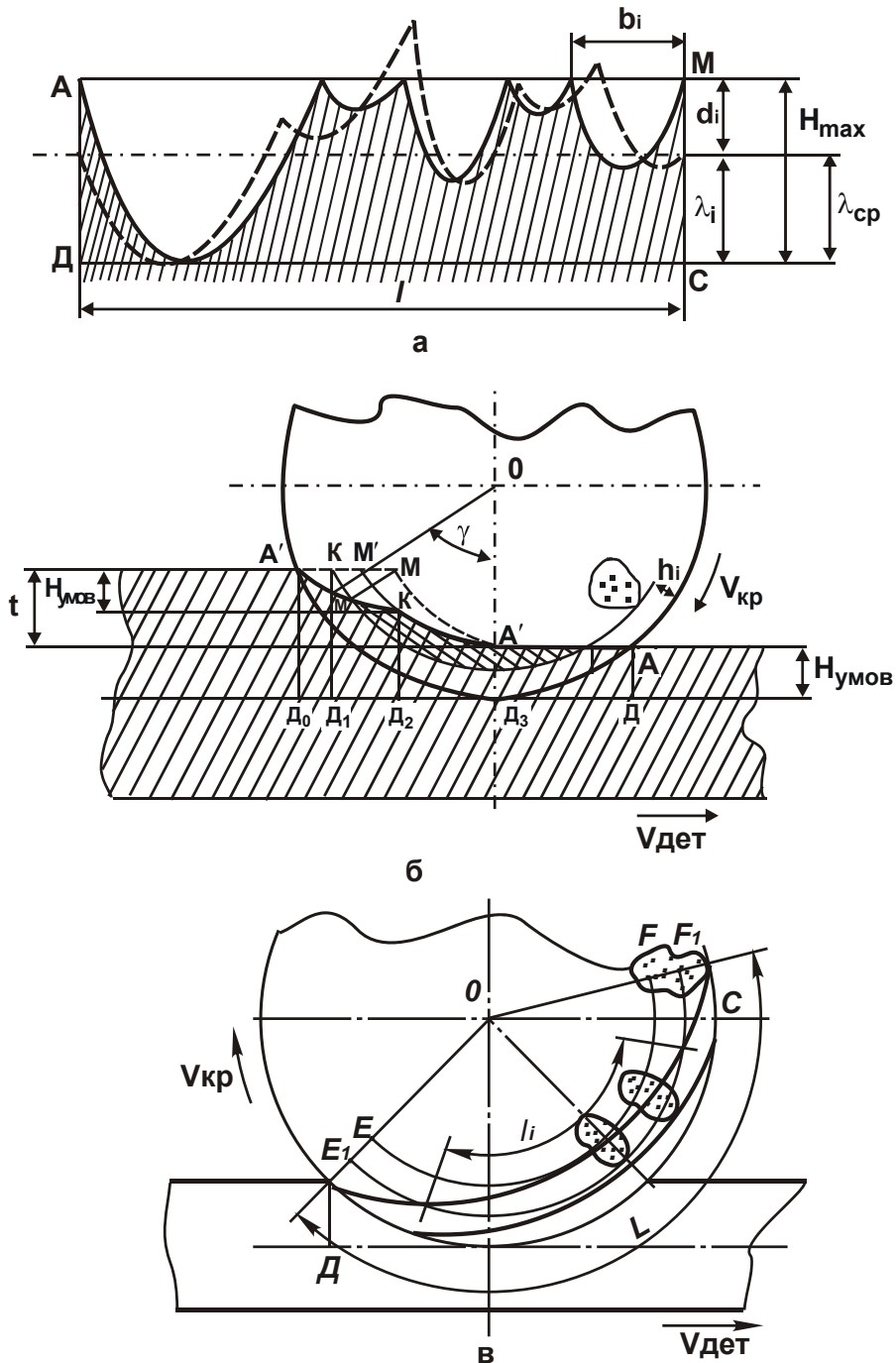


Рис. 1.12. Розрахункові схеми процесу шліфування: а – поперечний профіль поверхні, що шліфується; б – схема шліфування при $t \geq H_{умов}$; в – схема утворення мікронерівностей поверхні, що шліфується

Випадкову величину a_i пропонується визначати з вираження:

$$a_i = (H_{\max} - h_i) \cdot P_{\text{вп}}, \quad (1.5)$$

де $(H_{\max} - h_i)$ – максимально можлива глибина вдавлення розглянутого зерна в поперечному перерізі деталі, мм;

$P_{\text{вп}}$ – імовірність впровадження зерна в цей поперечний переріз із цією глибиною, дорівнює відношенню площі, обмеженої дугою контакту із деталлю АВ і дугою $E_i F_i$, по якій обертається вершина цього зерна, до

площі фігури $EFF_i E_i$:
$$P_{\text{вп}} = \frac{2}{3} \cdot \frac{(H_{\text{умов}} - h_i)^{0,5}}{H_{\text{умов}}^{0,5}}.$$

Виходячи з наведеної залежності, величина $P_{\text{вп}}$ для зерна з координатою $h_i = H_{\text{умов}}$ дорівнює нулю, тобто в цьому випадку зерно не залишить свій слід у поперечному перерізі деталі. Для визначення опорної довжини шліфованої поверхні й інших параметрів шорсткості автор роботи [39] вводить поняття ймовірності перекриття канавок від зерен по ширині $P_{\text{пер}}$:

$$\sum_{i=1}^{Z_{\text{пер}}} \lambda_i = l_{\text{д}} - P_{\text{пер}} \cdot \sum_{i=1}^{Z_{\text{пер}}} v_i, \quad (1.6)$$

де $\sum_{i=1}^{Z_{\text{пер}}} v_i$ – сума ширини продряпаних зернами канавок на рівні λ_i , мм.

Методика розрахунку наступна. Нехай довільне абразивне зерно залишить у даному поперечному перерізі деталі канавку, ширина якої на рівні λ_i дорівнює v_i . Тоді ширина канавки v_{k_2} , продряпана наступним зерном, буде дорівнює ширині зерна на даному рівні v_2 , зменшена на ймовірність впровадження цього зерна в метал, що залишився в даному перерізі на рівні λ_i , після продряпання попереднім зерном:

$$v_{k_2} = v_2 \cdot \frac{l - v_1}{l} = v_2 \cdot \left(1 - \frac{v_1}{l}\right). \quad (1.7)$$

Наступне абразивне зерно продряпає канавку, ширина якої на рівні λ_i дорівнює:

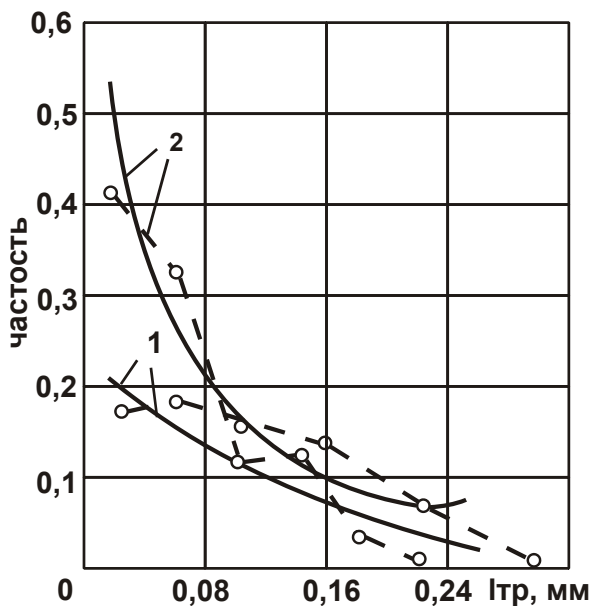
$$B_{K_3} = B_3 \cdot \frac{l - B_{K_1} - B_{K_2}}{l} = B_3 \cdot \left[1 - \frac{B_1}{l} - \frac{B_2}{l} \cdot \left(1 - \frac{B_1}{l} \right) \right]. \quad (1.8)$$

Тоді довжина, зайнята на рівні λ_i в даному поперечному перерізі деталі металом після виходу цього перерізу із зони контакту з кругом, буде дорівнювати:

$$\begin{aligned} \frac{\sum l_i}{l} &= 1 - \frac{1}{l} \cdot (B_1 + B_2 + B_3 + \dots) + \frac{1}{l^2} \cdot (B_1 \cdot B_2 + B_1 \cdot B_3 + B_2 \cdot B_3 + \dots) - \\ & - \frac{1}{l^3} \cdot (B_1 \cdot B_2 \cdot B_3 + B_1 \cdot B_2 \cdot B_4 + \dots) = 1 - \left(\frac{\sum B_i}{Z_{\lambda_i}} \right)^{Z_{\lambda_i}}. \end{aligned} \quad (1.9)$$

Таким чином, отримані розрахункові залежності, що дозволили значно наблизити розрахункову схему шліфування до реальної й одержати аналітичні результати, по збіжності близькі до експериментальних. Разом із тим, математична модель шліфування, запропонована професором Корольовим А. В., розвинена лише стосовно абразивного шліфування й спрямована на вирішення проблеми якості обробки, зокрема, розрахунку й прогнозування параметрів шорсткості та точності обробки. Питання підвищення продуктивності обробки й зниження зношування круга, які мають першорядне значення для шліфування кругами з синтетичних надтвердих матеріалів при зніманні значних припусків, з позиції теоретико-імовірнісного підходу в роботах професора Корольова А. В. не вирішувалися.

Подальшим розвитком теоретико-імовірнісного підходу в теорії шліфування стали роботи професора Новосьолова Ю. К. [65]. Використовуючи елементи теорії масового обслуговування, він довів, що участь зерен у різанні підкоряється найпростішим потокам, зокрема, у розглянутому випадку відстань між двома сусідніми траєкторіями руху вершин абразивних зерен l_{Tr} у поперечному перерізі деталі розподілено за показниковим законом:



Умови обробки: круг із кремнію зеленого зернистістю 25, довжина ділянки вимірів: 1 – 5 мм; 2 – 10 мм.

Рис. 1.13. Розрахункові й експериментальні значення частотей відстаней між траєкторіями рухів вершин зерен

шорсткості. Якщо метал між рисками повністю не вилучений, то довжина перерізу i -го виступу шорсткості визначиться як різниця відстаней між рисками й шириною абразивного зерна $v_{M_i} = l_{тр_i} - v_3$, а математичне очікування виступу й імовірність видалення матеріалу обчислюються:

$$M[v] = \int_{l_3}^{\infty} (l_{тр} - v_3) \cdot f(l_{тр}) \cdot dl_{тр} = \frac{1}{\lambda} \cdot e^{-\lambda \cdot v_3};$$

$$P(M) = 1 - e^{-\lambda \cdot v_3} = 1 - e^{-a}.$$

Для обчислення ймовірності видалення матеріалу у випадку, якщо вершини зерен впроваджуються на різну глибину, автор роботи [65] допускає, що через переріз проходить дві групи абразивних зерен. Одна група має математичне очікування λ_1 й впроваджується на глибину t_1 ,

$$f(l_{тр}) = \lambda \cdot e^{-\lambda \cdot l_{тр}}, \quad (1.10)$$

де $f(l_{тр})$ – щільність розподілу випадкової величини $l_{тр}$;

λ – математичне очікування числа вершин зерен, що проходять через одиницю довжини перерізу.

Цієї закон підтверджений експериментально (рис. 1.13). Розглядаючи положення одиничних рисок у поперечному перерізі (рис. 1.14), автор показав, що на ділянці перерізу на рівні у від максимальної вершини профілю метал у проміжку між сусідніми рисками залишається невилученим, якщо відстань між ними буде більше суми половини розмірів профілю абразивного зерна, яке пройшло праворуч і ліворуч від виступу

друга група – математичне очікування λ_2 й впроваджується на глибину t_2 . З огляду на те, що проходження першої й другої груп зерен по одній ділянці перерізу є незалежною подією, імовірність видалення металу описується залежністю:

$$P(\overline{M_1}\overline{M_2}) = P(\overline{M_1}) \cdot P(\overline{M_2}) = e^{-\lambda_1 \cdot B_{31} - \lambda_2 \cdot B_{32}}.$$

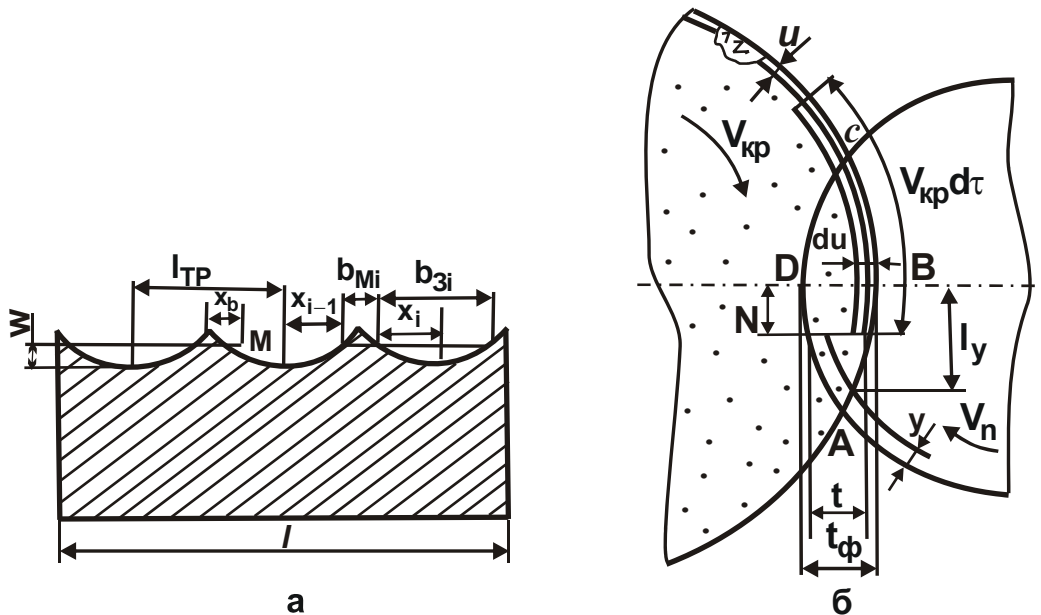


Рис. 1.14. Розрахункові схеми процесу шліфування [65]:
а – схема граничної області “матеріал – середовище”;
б – схема круглого зовнішнього шліфування

Аналогічно описуються залежності як для декількох груп зерен, так і для всієї сукупності зерен, що відрізняються глибиною мікрорізання:

$$P(M) = \lim_{l \rightarrow \infty} \left[1 - \exp \left(- \frac{\sum B_{3i}}{l} \right) \right] = 1 - e^{-\lambda \cdot \overline{B_3}}, \quad (1.11)$$

де v_{31}, v_{32} – ширина профілів зерен, що проходять через переріз, мм.

При такому підході основне завдання визначення функції $P(M)$ полягає в підсумовуванні значень v_{3i} – ширини профілів зерен, що проходять через переріз. Для цього залежність (1.11) представлена у вигляді:

$$P(M) = 1 - e^{-a(y) - a(y, \tau)}, \quad (1.12)$$

де $a(y)$ – показник, що визначає ймовірність видалення матеріалу на рівні y до входу перерізу в зону контакту деталі з кругом;

$a(y, \tau)$ – показник, що визначає зміну ймовірності видалення матеріалу в зоні контакту деталі з кругом.

Не з'ясовуючи фізичної природи показника $a(y)$, автор розглядає зміну ймовірності видалення матеріалу на фіксованому рівні y при одному контакті перерізу деталі з кругом.

Приймається, що за час $\Delta\tau$ переріз повертається на кут $\Delta\varphi$ і через нього проходить ділянка круга з довжиною дуги $(V_{кр} \pm V_{дет}) \cdot \Delta\tau$ (див. рис. 1.14). Тоді із загального числа зерен, що пройшли через переріз, ширину профілю $v_3(y)$ будуть мати абразивні зерна, вершини яких розташовані в шарі круга $\Delta U \cdot (V_{кр} \pm V_{дет}) \cdot \Delta\tau$. Число таких вершин з урахуванням щільності розподілу $f(U)$ визначиться:

$$\Delta\lambda = n_3 \cdot f(U) \cdot \Delta U \cdot (V_{кр} \pm V_{дет}) \cdot \Delta\tau. \quad (1.13)$$

Зміна параметра $a(y, \tau)$ визначається збільшенням суми поперечних розмірів профілів абразивних зерен і дорівнює $\Delta a(y, \tau) = v_3(y) \cdot \Delta\lambda$.

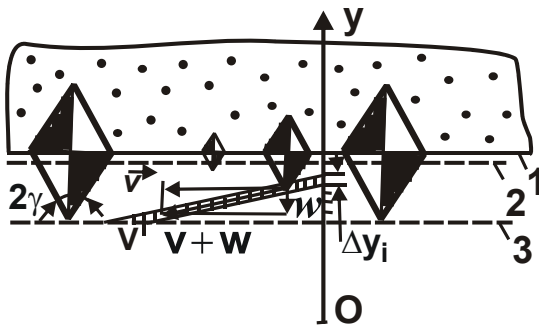
Інтегруванням $\Delta a(y, \tau)$ визначається $a(y, \tau)$ й, отже, функція $P(M)$.

Як видно, у розглянутій схемі механізм накладення й перекриття проєкцій зерен у перерізі деталі описаний за допомогою відомої теореми теорії ймовірностей, що наближає розрахункову схему шліфування до реальної. Разом із тим у розрахункові залежності входить невизначений параметр $a(y)$, який пропонується встановлювати експериментально по профілограмі вихідної шорсткості поверхні.

Аналізуючи математичну модель шліфування, запропоновану професором Новосьоловим Ю. К., можна відзначити, що вона, як і модель професора Корольова А. В., розроблена для абразивного шліфування й спрямована на вирішення проблеми підвищення ефективності чистового шліфування, тобто визначення оптимальних умов шліфування з погляду поліпшення шорсткості й точності обробки. Однак можливості розробле-

них моделей значно ширше, і вони не можуть бути обмежені вирішенням проблеми якості обробки при абразивному шліфуванні. Використовуючи розроблений математичний апарат теоретико-імовірнісного підходу, можна підійти до вирішення проблеми обґрунтування нових технологічних можливостей алмазного шліфування при зніманні значних припусків.

Достатньо широкий розвиток теоретико-імовірнісний підхід одержав у роботах професора Рєзнікова А. Н. і Федосєєва О. Б. [80; 81]. Ними



Умовні позначення: 1 – поверхня зв'язки круга; 2 – поверхня круга; 3 – поверхня, проведена по вершинах найбільш виступаючих мікронерівностей круга.

Рис. 1.15. Розрахункова схема зони шліфування

показано, що внаслідок взаємного руху круга й деталі, вихідний закон різновисотного розподілу вершин зерен над зв'язкою круга трансформується в новий кінематичний закон, який, наприклад, стосовно математичної моделі професора Новосьолова Ю. К., повинен увійти в залежність (1.13) замість вихідного закону $f(U)$. Такий висновок впливає з розрахункової схеми урізного шліфування прямолінійного зразка (рис. 1.15 [102]), у якій число зерен, що пройшли через елементарний об'єм

$H \cdot \Delta y_i \cdot \frac{V}{W} \cdot (y_i - y_0)$ й залишили свої сліди у поперечному перерізі деталі:

$$m_i = n \cdot \frac{V}{W} \cdot H \cdot \Delta y_i \cdot \int_{y_0}^{y_i} f(y') \cdot dy', \quad (1.14)$$

де n – середнє число зерен на одиниці робочої поверхні круга, шт./мм²;

V, W – швидкість круга й деталі, мм/с;

H – висота круга, мм;

y_0 – координата зерен найбільшого вильоту, мм.

Новим кінематичним законом, виходячи із залежності (1.14), є

множник $\int_{y_0}^{y_i} f(y') \cdot dy'$, який є певний інтеграл від старого закону $f(y')$ з ме-

жами інтегрування (y_0, y_1). Далі, використовуючи теорему множення незалежних випадкових величин, отримана залежність для визначення

ймовірності того, що обрана точка в перерізі деталі з координатою y не буде зрізана зернами m_i :

$$P_i = \sum_{k_i=0}^{\infty} P(k_i) \cdot \left[1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)}{H} \right]^{k_i}, \quad (1.15)$$

де $P(k_i) = \frac{(m_i)^{k_i}}{(k_i)!} \cdot e^{-m_i}$ – закон розподілу фактичного числа перетинань k_i

зерен m_i з перерізом деталі;

$2 \cdot \gamma$ – середній кут при вершині виступаючого зерна.

З урахуванням залежності (1.14), користуючись розкладанням експоненти $e^x = \sum_0^{\infty} \frac{x^k}{k!}$, залежність (1.15) приймає вигляд:

$$P_i = \exp \left[- \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot V \cdot n}{W} \cdot \int_{y_0}^{y_i} f(y') \cdot (y - y_i) \cdot \Delta y_i \cdot dy' \right].$$

Щоб урахувати вершини зерен, розташованих у всіх елементарних об'ємах, отримані ймовірності P_i перемножуються. При $\Delta y_i \rightarrow 0$ це зводиться до інтегрування по y_i в межах $y_0 \leq y_i \leq y$ у вираженні під знаком експоненти. Отримана залежність для визначення ймовірності того, що обрана точка в перерізі деталі з координатою y не буде зрізана. Остаточно функція розподілу координат точок поверхні деталі в зоні шліфування прийме вигляд:

$$\Phi(y) = 1 - \exp \left[- \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot V \cdot n}{W} \cdot \int_{y_0}^y \int_{y_0}^{y_i} f(y') \cdot (y - y_i) \cdot dy' \cdot dy_i \right]. \quad (1.16)$$

Така ж залежність отримана іншим методом розрахунку. Розглядається функція $\Phi(y)$ для двох різних моментів часу $t = 0$ й $t = \tau$ і складається рівняння спільності:

$$1 - \Phi(y + W \cdot \tau) = [1 - \Phi(y)] \cdot \prod_i (1 - P_i)^{\alpha_i \cdot \tau}. \quad (1.17)$$

Множник $\prod_i (1 - P_i)^{\alpha_i \cdot \tau}$ у залежності визначає добуток імовірностей металу, що не зрізується, від всіх зерен $\alpha_i \cdot \tau$, що потрапили за час τ в інтервал y_i ($y_i + \Delta y_i$):

$$\alpha_i \cdot \tau = n \cdot H \cdot \tau \cdot f(y_i) \cdot \Delta y_i.$$

Інтегруючи елементарні ймовірності $(1 - P_i)$ від всіх зерен $\alpha_i \cdot \tau$ з урахуванням $d\Phi = \Phi(y + W \cdot \tau)$; $dy = \tau \cdot W$ і $P_i = \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot f(y_i) \cdot dy_i}{H}$, отримане диференціальне рівняння:

$$\frac{d\Phi}{dy} = [1 - \Phi(y)] \cdot \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{W} \cdot \int_{y_0}^y f(y_i) \cdot (y - y_i) \cdot dy_i,$$

рішення якого має вигляд, ідентичний залежності (1.16):

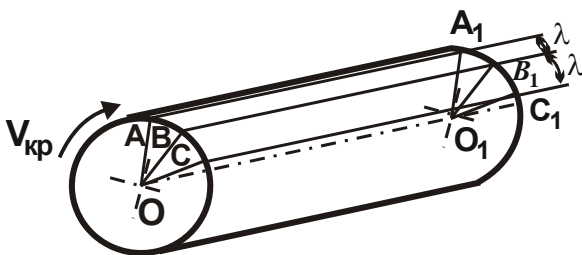
$$\Phi(y) = 1 - \exp \left[- \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{W} \cdot \int_{y_0}^y \int_{y_0}^{y_i} f(y_i) \cdot (y' - y_i) \cdot dy_i \cdot dy' \right]. \quad (1.18)$$

Слід зазначити, що наведена залежність (1.18) досить об'єктивно відображає закономірності ймовірнісного знімання металу й формоутворення поверхонь ріжучими зернами круга.

Разом із тим вона може бути обґрунтовано застосовна лише до урізного шліфування прямолінійної деталі, тому що авторам робіт [80; 81] не вдалося розкрити складну закономірність знімання металу й відповідно утворення при шліфуванні поверхні по всій довжині дуги контакту круга з деталлю при круглому зовнішньому, внутрішньому й плоскому видах шліфування. Введений параметр W , рівний швидкості руху площадки контакту деталі й круга в напрямку своєї середньої нормалі, спрощено відображає особливості різних схем шліфування (табл. 1.9).

Розрахункові формули параметра W [102]

Вид шліфування	Характерний розмір інструмента або деталі	Формула
Стрічкове	h – шар металу, що знімається за час τ , мм	$W = \frac{h}{\tau}$
Плоске: торцем круга	B – ширина круга, мм; D – діаметр круга, мм	$W = \frac{1000}{60} \cdot \frac{V_1 \cdot t}{B}$; $W = \frac{1000}{60} \cdot V_1 \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}$
Кругле врізне з безперервною поперечною подачею	d – діаметр деталі, мм	$W = \sqrt{\frac{1000}{60} \cdot V_1 \cdot S_2 \cdot \left(\frac{d}{D} \pm 1\right)}$



Умовні позначення: AA_1B_1B ; BB_1C_1C – елементарні ділянки поверхні; профілі в перерізах AA_1O_1O ; BB_1O_1O ; CC_1O_1O – елементарні ріжучі профілі.

Рис. 1.16. Робоча поверхня алмазно-абразивного інструмента [1]

У роботі [1] введено поняття наведеного ріжучого профілю круга, що відповідає формі профілограми поперечного перерізу робочої поверхні круга. Розрахунок параметрів шорсткості обробки виконаний у три етапи. Спочатку визначається профіль, формований у перетині деталі наведеним ріжучим профілем від зерен, розташованих на елементарній ділянці круга AA_1U_1U (рис. 1.16). Потім, за теоремою множення неза-

лежних випадкових величин, виконується накладення (зі зсувом по глибині) послідовних наведених ріжучих профілів круга при однократному проходженні ними зони шліфування. Кількість ріжучих профілів, що беруть участь у формоутворенні шорсткуватої поверхні деталі, і послідовність їхнього впровадження визначаються формою зони шліфування. На третьому етапі встановлюється профіль, остаточно формований у перерізі деталі при багаторазових контактах із наведеними ріжучими профілями круга в процесі шліфування. При побудові розрахункової моделі автор використовує метод профілографування рельєфу круга. З однієї

сторони, це дозволяє досить точно встановити зв'язок між параметрами рельєфу круга, кінематикою шліфування й шорсткістю обробки, з іншої – вимагає застосування чисельних методів розрахунку, що не дає загального вигляду математичних залежностей.

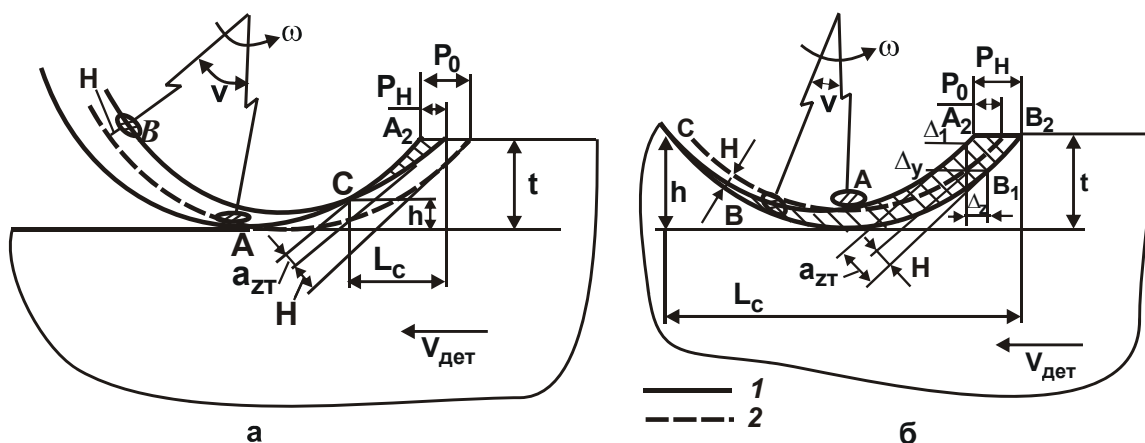
Такий же підхід запропонований у роботі Євсєєва Д. Г. і Сальникова О. М. [24], у якій рельєф круга описаний відносною опорною довжиною мікропрофілю, установленою експериментально (профілографуванням) для різних характеристик круга з урахуванням режимів шліфування, тривалості обробки й т. д. Безсумнівною заслугою авторів є комплексність отриманих рішень, спроба з єдиних позицій представити й описати процес шліфування, включаючи основні технологічні й фізичні параметри обробки. Авторам удалося математично через зміну відносної опорної довжини мікропрофілю круга встановити вплив різних факторів на основні показники процесу.

Заслуговеє на увагу кінематична модель шліфування, запропонована Островським В. І. [69], основу якої становлять два положення:

1) утворення зрізу відбувається в результаті взаємодії двох сусідніх ріжучих зерен;

2) ріжучі абразивні зерна розділені проміжками по окружності й висоті, тобто розташовані на концентричних окружностях.

За допомогою характеристик робочої поверхні круга автором роботи [69] обрані відстані між абразивними зернами δ й різновисотність двох ріжучих зерен H , які в управліннях руху розглядаються як випадкові величини (рис. 1.17). Абразивні зерна представлені у вигляді точок.



Умовні позначення: 1 – істинна траєкторія точки В; 2 – умовна траєкторія точки В ($H = 0$).

Рис. 1.17. Схеми утворення зрізів: а – випадок $+H$; б – випадок $-H$

Вирішуючи систему двох рівнянь для поступального прямолінійного й обертального руху двох зерен, визначена максимальна товщина зрізу:

$$a_{z_m} = \frac{q}{1+q} \cdot \delta \cdot \left[\frac{2 \cdot t}{l_k} - \frac{q}{1+q} \cdot \frac{\delta}{l_k} \cdot \frac{t}{l_k} \right] \pm H, \quad (1.19)$$

де $q = \frac{V_d}{V_{кр}}$;

$$l_k = \sqrt{2 \cdot R \cdot t}.$$

Як видно, при рівності нулю другого і третього доданків залежність (1.19) приймає вигляд формули професора Маслова Є. М. Тому існують певні сполучення вхідних параметрів, при яких зріз не утворюється, зокрема, існують такі зерна, розділені проміжками δ і H , які не дозволяють зернам утворити зріз (див. рис. 1.7). Такий висновок дозволив авторів сформулювати основне кінематичне обмеження шліфування, що має вигляд нерівності:

$$\frac{H}{V_{вр}} < \frac{\delta}{V_{кр}}. \quad (1.20)$$

Розроблена модель дає можливість визначити не тільки умови, але й імовірність утворення зрізів абразивними зернами залежно від основних параметрів процесу, включаючи параметри рельєфу круга. Це витікає зі спільного рішення системи рівнянь, що описують відстань між зернами нерухливого круга й круга, який виконує складний кінематичний рух, у результаті чого отримане рівняння для визначення максимальної товщини зрізу:

$$\left(\frac{a_z}{d} \right)^{n+1} \pm \left(\frac{H}{d} \right) \cdot \left(\frac{a_z}{d} \right)^4 - k_\delta \cdot K = 0, \quad (1.21)$$

де d – розмір зерна, мм;

k_δ – коефіцієнт, що характеризує рельєф круга;

$$K = 2 \cdot \left(\frac{V_{дет}}{V_{кр}} \right) \cdot \sqrt{t/D}.$$

При $n = 1$ і $H = 10^{-6} \dots 10^{-5}$ рівняння (1.21) спрощується:

$$a_{z_m} = 1,14 \cdot d \cdot \kappa_{\delta}^{0,5} \cdot \left(\frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \right)^{0,5} \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}. \quad (1.22)$$

Аналогічно в кінематичній моделі отримана залежність для визначення висоти мікронерівностей шліфованої поверхні h :

$$h_{\pm H} = 0,25 \cdot \left(\frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{\delta^2}{D}. \quad (1.23)$$

Як видно, характер зміни залежностей достатньо реально відображає фізичну сутність шліфування. Максимальна товщина зрізу, наприклад, незначно змінюється зі зміною вхідних у залежність (1.22) параметрів, що погодиться з відповідними експериментальними даними, наведеними в науково-технічній літературі. У той же час невизначеність параметра H утрудняє використання залежностей для розрахунку й оптимізації параметрів шліфування.

Значна увага розробці розрахункових схем кінематики утворення поверхонь при шліфуванні приділено в роботах Корчака С. М., Ящерицина П. І., Худобіна Л. М., Рижова Е. В., Попова С. О., Беззубенко М. К., Узуняна М. Д. та інших авторів, у яких, використовуючи різні статистико-імовірнісні методи, отримані розрахункові залежності параметрів шорсткості обробленої поверхні й інших параметрів обробки стосовно конкретних схем і умов шліфування.

Відомі публікації в науково-технічній літературі, наприклад, роботи Мишнаєвського Л. Л. [53; 54], у яких почата спроба пояснити фізику зношування алмазного круга з позиції зміни величини навантаження, що діє на окреме зерно круга. Для цього автором як основний параметр прийнятий коефіцієнт K_H , який дорівнює відношенню руйнуючого зерно навантаження P_{zk} до одиничного навантаження в умовах шліфування P_z . В якості параметра P_{zk} пропонується розглядати міцність зерна за ДСТ 9206-70, а в якості параметра P_z – тангенціальну складову сили різання, що приходить на одиницю поверхні площадки контакту круга з

деталлю, яка приймається рівною 10 мм^2 . Експериментально встановлено, що зі збільшенням продуктивності шліфування коефіцієнт K_H постійно зменшується.

Оптимальне значення K_H з погляду зносостійкості алмазного круга при круглому зовнішньому шліфуванні залізо-вуглецевих сталей перебуває в межах $0,8 \dots 1,5$ [54]. Вибір міцності зерна, що відповідає значенню K_H , яке перевищує оптимальне, приводить залежно від властивостей зв'язки круга до випадіння малозношених зерен або до утворення надмірно великих площадок зношування на зернах й появи припикань на оброблюваній поверхні. Значення, менше оптимального, приводить до підвищеного зношування круга. Алгоритм оптимізації процесів шліфування на основі коефіцієнта K_H наведений на рис. 1.18.

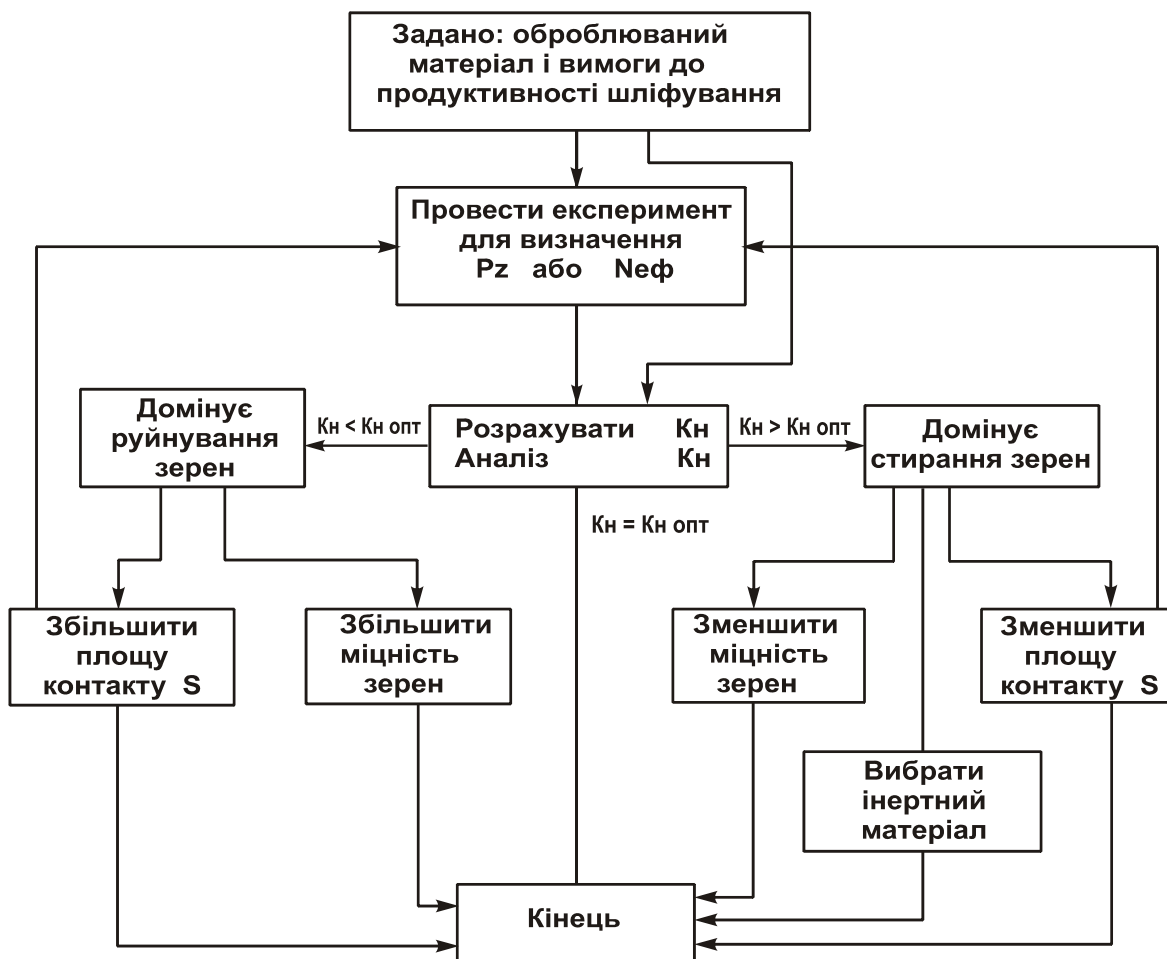


Рис. 1.18. Алгоритм оптимізації процесу шліфування

Незважаючи на правочинність даного підходу й отриманих рішень, при розрахунку коефіцієнта K_H допущені значні спрощення, які не доз-

воляють розкрити фізичну сутність механізму зношування алмазного круга. Це пов'язане з тим, що не визначено істинне навантаження, що діє на окреме зерно круга. Замість нього розглядається тангенціальна складова сили різання P_z , віднесена до довільної площі контакту круга з деталлю (у цьому випадку рівної 10 мм^2). У зв'язку із цим важко погодитися з отриманим результатом про значення K_H , що визначає надійність роботи зерна, і характером зміни навантаження, що діє на зерно, у сталому процесі шліфування.

Крім того, в отриманих функціональних зв'язках параметрів шліфування відсутня величина лінійного зношування зерна, хоча у сформульованих передумовах автор звертає увагу на значний вплив “площадок зношування, що утворюються” на зернах у формуванні вихідних (технологічних) параметрів шліфування.

З огляду на важливе значення зношування круга у функціонуванні процесу шліфування слід розглянути існуючі підходи до розрахунку параметрів шліфування з позицій зношування зерен круга.

Професор Королев А. В. [39] у запропонованій розрахунковій схемі вважає, що внаслідок об'ємного руйнування й випадіння зерен зі зв'язки круга в процесі шліфування утворюються неповні зрізи, які приводять до зменшення середньої товщини зрізу порівняно з розрахунковою й, отже, до зниження середньої висоти мікронерівності шліфованої поверхні. Причому доведено, що розрахункові залежності залишаються такими ж, як і без урахування зношування зерен. Відмінність полягає в додатковому коефіцієнті, який характеризує інтенсивність зношування круга, який, як правило, близький до одиниці й лише в умовах повного самогострювання круга становить $0,5 - 0,7$.

Такий незначний вплив зношування круга на шорсткість обробленої поверхні, установлений теоретично, обумовлений прийнятим автором спрощеним механізмом зношування круга, що не враховує лінійне зношування зерна до його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки. Передбачається, що форма ріжучої частини зерна в процесі шліфування залишається незмінною.

Аналогічний механізм зношування круга покладений в основу розрахункової схеми, запропонованої Федосєєвим О. Б. у роботі [101]. Приймається, що зношування круга відбувається внаслідок стирання вершин ріжучих зерен та їхнього крихкого руйнування зі швидкістю

$$V(x,t) = P(x,t) \cdot V_0 - U, \quad (1.24)$$

де $P(x,t)$ – імовірність того, що в момент часу t в точці x є незрізаний матеріал;

V_0 – швидкість стирання робочої кромки зерна, мм/с;

U – швидкість лінійного зношування зв'язки круга, мм/с.

Форма ріжучих кромки у розрахунках приймається незмінною. Розглядаючи залежності для визначення сили різання одиничним зерном F та інтенсивності руйнування зерен q у вигляді $F = c \cdot a$ (де a – середня товщина зрізу; c – постійна, залежна від оброблюваного матеріалу й форми ріжучої кромки) і $q = \frac{1}{\tau} \cdot \left(\frac{F}{R}\right)^n$ (де R , n – постійні, залежні від марки абразиву; τ – час шліфування), автором отримана замкнута система диференційованих рівнянь, що описують розподіл вершин зерен над рівнем зв'язки $N(x,t)$, імовірність невилученого матеріалу $P(x,t)$ й зміну середньої товщини зрізу:

$$\frac{\partial N}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \cdot [(P \cdot V_0 - U) \cdot N] + \frac{1}{\tau} \left(\frac{C}{R} \cdot a\right)^n \cdot P \cdot N = 0; \quad (1.25)$$

$$a = \frac{1}{\rho} \int_x^\infty P \cdot dz; \quad \frac{\partial P}{\partial t} + W \cdot \frac{\partial P}{\partial x} + P \cdot V - \sum_{-\infty}^x S(x-z) \cdot N \cdot dz = 0,$$

де $S(x-z)$ – ширина кромки зерна на відстані $(x-z)$ від його вершини;

V – швидкість круга, мм/с.

Задаючи конкретні значення V_0 і U , зі спільного рішення системи рівнянь (1.25) визначається $N(x,t)$, $P(x,t)$ і a . На жаль, застосувати отримані рішення до розрахунку параметрів шліфування практично неможливо, оскільки в загальному вигляді величини V_0 і U невідомі й не можуть бути визначені системою рівнянь (1.25). Розглянутий автором окремий випадок рішення системи рівнянь для сталого процесу шліфування, коли швидкість стирання робочої кромки V_0 дорівнює нулю, не є типовим, тому що об'ємному руйнуванню зерна і його випадінню зі зв'язки, як правило, передують певне лінійне зношування, що характеризує ступінь затуп-

лення зерна. Вірніше в цьому випадку було б прийняти $V_0 = U$ (умову самозагострювання круга), однак відсутність розрахункових параметрів, що характеризують зміну форми ріжучої частини зерна внаслідок його зношування, робить постановку такого завдання недостатньо коректною. Стосовно випадку $V_0 = 0$ автором отримані залежності для визначення середньої товщини зрізу:

$$a_0 = \frac{0,82}{m^{1/6}} \cdot \left(\frac{W}{N_0} \right)^{1/3}, \quad (1.26)$$

середньоквадратичної висоти нерівностей шліфованої поверхні:

$$\sigma = 0,5 \cdot \left(\frac{W}{N_0} \right), \quad (1.27)$$

швидкості зношування круга:

$$U = \frac{1}{\tau} \cdot \left(\frac{C}{R} \right)^n \cdot \left(\frac{W}{N_0} \right)^{\frac{(1+m)}{3}}, \quad (1.28)$$

де N_0 – число зерен в одиниці об'єму круга;

$$m = n \cdot W.$$

Аналіз залежностей показує, що, наприклад, параметр шорсткості σ не залежить від властивостей міцності ріжучих зерен і оброблюваного матеріалу, а визначається тільки режимом шліфування й числом зерен в одиниці об'єму круга N_0 . Практично не залежить від характеристик круга й оброблюваного матеріалу середня товщина зрізу a_0 , тоді як відомо, що при мікрорізанні зі збільшенням міцності зерна й зменшенням міцності оброблюваного матеріалу середня товщина зрізу безупинно збільшується. Аналогічно впливають параметри обробки й на силу різання.

Одним із недоліків наведених залежностей слід розглядати й те, що в них відсутній параметр, що регламентує величину навантаження, яке діє на зерно. Судячи з вигляду наведених залежностей, параметри, що входять до них, незалежно один від одного можна змінювати в нескінченних межах, змінюючи таким чином у нескінченних межах розрахункові параметри a_0 , σ і навантаження, що діє на зерно, тоді як із фізичних міркувань вони не повинні перевищувати граничні значення, обумовлені

міцністю зерен, або залежно від механізму зношування круга – міцністю втримання їх у зв'язці.

Така розбіжність теорії й практики шліфування обумовлена відсутністю аналітичного взаємозв'язку між основними параметрами процесу, відповідно до якого один параметр (переважно режимний) повинен бути виражений через інші за допомогою величини навантаження, яка діє на зерно. Величина навантаження в цьому випадку повинна стати основним обмежуючим параметром, що приводить у відповідність теорію й практику шліфування. Таке положення використане при розробці нормативних матеріалів і рекомендацій із призначення режимів абразивного шліфування в роботах професора Корчака С. М. [41; 42]. Незважаючи на важливість зазначеного параметра у формуванні основних показників процесу шліфування, питанням його розрахунку й аналізу в науково-технічній літературі приділено значно менше уваги, ніж, наприклад, вивченню параметрів рельєфу круга. Достатньо відзначити, що зараз відсутні які-небудь обґрунтовані теоретичні або експериментальні дані про величину й характер його зміни залежно від умов обробки. На думку професора Корольова А. В. [39], основні труднощі при розрахунку одиничного навантаження при шліфуванні полягають у визначенні фактичного числа зерен, що одночасно контактують із оброблюваним матеріалом, і їхньої глибини різання, тобто у визначенні кінематико-імовірнісних параметрів шліфування, оскільки силові залежності при відомій глибині врізання зерна в оброблюваний матеріал можуть бути встановлені в процесі мікрорізання одиничним зерном.

Використовуючи кінематико-імовірнісний підхід, Федосєєв О. Б. у роботі [101] навантаження, що діє на зерно, представив функцією від середньої товщини зрізу з урахуванням зношування круга. Однак застосувати отриману аналітичну залежність до аналізу процесу шліфування надзвичайно складно, тому що в розрахунковій схемі не розглядається лінійне зношування зерен і відповідно зміна форми їхньої ріжучої частини, які обумовлені стиранням і крихким руйнуванням кромки, що відіграють винятково важливу роль у формуванні закономірностей процесу шліфування.

Професор Корчак С. М. і Переверзєв П. П. розглянули замість граничного навантаження, що діє на зерно, критичний тиск $\psi_{кр}$, при якому починається осипання круга, описуване залежністю:

$$\psi_{кр} = W_3^{2/3} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma_3 \cdot E_3}{d_0}} \cdot \left[1 - \exp\left(- \sqrt{\frac{\gamma_3 \cdot E_3}{\gamma_c \cdot E_c}} \cdot \frac{W_c}{3 \cdot W_c^{2/3} \cdot (1 - \sqrt[3]{W_3})} \right) \right], \quad (1.29)$$

де W_3 , $W_{зв}$, $W_{п}$ – відповідно відносний об'ємний зміст зерен, зв'язки й пор круга ($W_3 + W_{зв} + W_{п} = 1$);

d_0 – діаметр зерна;

U_3 , $U_{зв}$ – відповідно еквівалентна поверхнева енергія матеріалу зерен і зв'язки;

E_3 , $E_{зв}$ – відповідно модуль пружності зерен і зв'язки.

Використовуючи закономірності механіки стружкоутворення при різанні одиничним зерном і зношування круга, представленого коефіцієнтом, рівним відношенню сумарної площі затуплення всіх зерен, що перебувають на опорній поверхні круга, авторам удалося виразити продуктивність обробки функцією від основних параметрів шліфування й чисельним розрахунком вирішити задачу оптимізації процесу.

Таким чином, проведений аналіз існуючих розрахункових схем і узагальнених математичних моделей шліфування показав, що зараз сформувався новий підхід до оптимізації й керування процесом шліфування, заснований на статистико-імовірнісному поданні параметрів рельєфу круга й кінематико-імовірнісному описі закономірностей знімання металу й формоутворенні поверхонь при шліфуванні. Порівняно із традиційним підходом, що розглядає процес видалення припуску й участь зерен у різанні з геометричних позицій, такий підхід має більш широкі можливості, дозволяє в максимальному ступені врахувати специфіку структури круга й наблизити розрахункову схему шліфування до реального. Разом із тим отримані рішення можуть бути обґрунтовано застосовані для розрахунку й оптимізації параметрів шліфування, що забезпечують необхідну якість обробки, обумовлену шорсткістю оброблюваних поверхонь, силовою й тепловою напруженістю процесу шліфування. Поширити розрахункові схеми й узагальнені математичні моделі шліфування для встановлення найбільш високопродуктивних методів обробки алмазними кругами, що дозволяють при економічно прийнятній витраті алмаза й необхідній якості обробки істотно підвищити продуктивність шліфування, достатньо складно. Це пов'язане з тим, що в існуючих математичних моделях параметри кінематики процесу шліфування опису-

ються без урахування силової напруженості процесу різання для кожного режиму шліфування, кожної характеристики круга й оброблюваного матеріалу, без урахування величини лінійного зношування зерен до моменту їхнього об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування, що в остаточному підсумку визначає ступінь деформації вхідних параметрів кінематики шліфування та їх вплив на вихідні параметри.

Відсутність у функціональних зв'язках зазначених параметрів не дозволяє розглядати систему внутрішніх (фізичних) параметрів як замкнуту систему й, отже, не дає підстав для достатньо обґрунтованого розрахунку вихідних (технологічних) параметрів. Крім того, в існуючих математичних моделях відсутні встановлені функціональні зв'язки між вхідними, внутрішніми (фізичними) параметрами, і вихідними (технологічними) параметрами, такими, як продуктивність і собівартість обробки, питома витрата алмаза та інші технологічні параметри, які важливі для обґрунтування нових технологічних можливостей шліфування.

1.3. Наукові передумови оптимізації режимів шліфування алмазними кругами

1.3.1. Наукові передумови рішення проблеми

Проведений у п. 1.1 аналіз опублікованих робіт показав, що існуючі процеси шліфування алмазними кругами (включаючи багатопрохідне й глибинне шліфування) не можуть бути ефективно використані при зніманні значних припусків унаслідок відносно низької продуктивності обробки. Установлено, що основним фактором, який стримує підвищення продуктивності обробки, є високий рівень зношування алмазного круга, обумовлений передчасним об'ємним руйнуванням і випадінням зі зв'язки круга практично незношених зерен від дії надмірних механічних навантажень. Про це свідчать численні експериментальні дані, отримані в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України, Харківському національному технічному університеті "ХПИ", Одеському національному політехнічному університеті й т. д. Згідно із цими даними зі збільшенням продуктивності обробки число зерен із площадками зношування значно зменшується (тобто зменшується параметр x), а число малозношених зерен, що випали зі зв'язки круга, – різко збільшується до 80 %,

що призводить до інтенсивного збільшення питомої витрати алмаза. Протилежний вплив параметра x на продуктивність обробки й питому витрату алмаза вказує на існування екстремального (оптимального) значення цього параметра, що визначає максимально можливу продуктивність обробки при економічно прийнятній витраті алмазів. При цьому рівень максимально можливої продуктивності обробки залежить від параметра P , обумовленого міцністю зерен і зв'язки круга. Зі збільшенням P продуктивність обробки Q збільшується.

Таким чином показано, що домогтися підвищення продуктивності обробки можна за рахунок застосування оптимальних режимів шліфування алмазними кругами, отриманих з урахуванням оптимальних значень фізичних параметрів x і P , які, у свою чергу, повинні бути встановлені з урахуванням властивостей міцності робочої поверхні круга й технологічних обмежень обробки: економічно обґрунтованого зношування алмазного круга або мінімальної собівартості обробки, параметрів якості й точності оброблюваних поверхонь.

На основі зазначеного перша теоретична передумова може бути сформульована так: вибір оптимальних режимів шліфування алмазними кругами повинен виконуватися з урахуванням оптимальних значень величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга й величини навантаження, що діє на окреме зерно.

Для реалізації на практиці встановлених таким чином оптимальних режимів шліфування алмазними кругами оптимальні значення параметрів x і P повинні в процесі шліфування підтримуватися постійними. Для цього можуть бути використані умови роботи круга в режимі самозагострювання. Однак реалізувати режим самозагострювання для алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках досить складно, тому що вони інтенсивно засалюються й швидко втрачають ріжучу здатність. Зі створенням прогресивних методів комбінованого шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, заснованих на введенні в зону різання або автономно до круга додаткової електричної енергії, можливості підвищення ріжучої здатності круга значно розширилися. Ефективний електроерозійний або електрохімічний вплив на робочу поверхню круга забезпечує значне виступання алмазних зерен на значну висоту, повністю виключає засалювання круга й забезпечує керування ріжучим рельєфом

круга. Це створює об'єктивні передумови для ефективного регулювання в процесі шліфування оптимальними значеннями параметрів x і P , незалежно від властивостей міцності металевої зв'язки, що є необхідною умовою застосування на практиці оптимальних режимів шліфування.

З урахуванням зазначеного друга теоретична передумова може бути сформульована таким чином: оптимальні значення величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки й величини навантаження, що діє на окреме зерно, у процесі шліфування повинні підтримуватися постійними за рахунок додаткового електрофізикохімічного впливу на робочу поверхню круга або здійснення роботи круга в режимі самозагострювання, реалізуючи оптимальні режими шліфування.

Таким чином, перша й друга теоретичні передумови визначають умови досягнення максимально можливої продуктивності обробки і режимів шліфування, що реалізують її, однак не визначають методику їхнього розрахунку. Тому наступні теоретичні передумови будуть спрямовані на рішення цієї задачі, для чого необхідно провести аналіз основних теоретичних підходів до розрахунку фізичних і технологічних параметрів процесу шліфування, які наведені вище.

Тривалий час у теорії шліфування переважав макроскопічний підхід до розрахунку основних параметрів обробки, що розглядав зону різання у вигляді "плями" контакту круга із заготівлею, у межах якого ріжучі зерна однаковою мірою беруть участь у зніманні матеріалу. Родоначальником такого підходу по праву є професор Маслов Є. М., який у роботі [51] уперше в системному виді запропонував розрахункові залежності для визначення середньої товщини зрізу окремим зерном, кількість одночасно працюючих зерен, довжини зрізу й інших параметрів для різних кінематичних схем шліфування. Незважаючи на спрощений підхід до розрахунку параметрів шліфування й значну розбіжність експериментальних і розрахункових даних, запропоновані професором Масловим Є. М. розрахункові залежності не втратили своєї значущості й у даний час, широко використовуються для аналізу й оптимізації процесу шліфування. Розрахунок окремих параметрів шліфування на макроскопічному рівні виконаний також у роботах інших вчених. Однак запропоновані залежності не забезпечують необхідної точності розрахунків параметрів. Подальшим розвитком макроскопічного підходу в теорії шліфування матеріалів стали

роботи професорів Лур'є Г. Б., Філімонова Л. М., Островського В. І. та інших учених, які уточнили розрахункові залежності, отримані професором Масловим Є. М. Завдяки зробленим уточненням у розрахункові залежності ввійшли нові параметри, такі як радіус округлення ріжучої кромки зерна, кількість зерен, розташованих на одиниці площі робочої поверхні круга й т. д. Це дозволило наблизити розрахункові схеми шліфування до реальних умов обробки.

У 1960 – 1970-ті роки в теорії шліфування почав формуватися мікроскопічний підхід до розрахунку основних параметрів шліфування. Сутність такого підходу зводиться до аналітичного встановлення параметрів шліфування на основі статистико-імовірнісних законів розташування зерен на робочій поверхні круга. Розроблений у роботах професорів Євсєєва Д. Г., Корольова А. В., Корчака С. М., Новосьолова Ю. К., Рєзнікова А. Н., Сальнікова О. М. та інших дослідників теоретико-імовірнісний підхід у теорії шліфування матеріалів має винятково важливе значення при рішенні завдань, пов'язаних з оптимізацією й управлінням процесу шліфування. Завдяки математичному опису параметрів процесу шліфування з урахуванням статистико-імовірнісних законів розташування абразивних зерен на робочій поверхні круга, імовірнісного характеру участі їх у різанні й формоутворенні поверхонь, з'явилася можливість принципово по-новому на мікроскопічному рівні підійти до аналізу закономірностей процесу й установаження функціональних зв'язків основних параметрів шліфування.

Разом із тим як уже відзначалося, теоретико-імовірнісний підхід розвинений лише стосовно абразивного шліфування й спрямований на вирішення проблеми якості обробки. Проблема підвищення продуктивності обробки й зниження зношування круга, що має першорядне значення для ефективного застосування алмазних кругів при зніманні відносно великих припусків, з позиції теоретико-імовірнісного підходу не вирішена. Це обумовлено, насамперед, відсутністю теоретичного рішення про границю завершення диспергування ріжучими зернами матеріалу уздовж дуги контакту круга з деталлю, яка повинна з'єднувати оброблювану поверхню з обробленою й, за аналогією з лезовою обробкою, визначати положення умовної поверхні різання при шліфуванні. За своїми характерними точками умовна поверхня різання повинна визначати основні параметри шліфування, такі, як максимальну (наведену імовір-

нісну) товщину зрізу, параметри шорсткості обробленої поверхні, фактичну довжину дуги контакту круга з деталлю й т. д. Це дозволить перейти від усереднених параметрів, якими звичайно в розрахунках характеризують зону контакту круга з деталлю, до їхніх розподілів і, відповідно, до максимальних значень, оскільки саме вони визначають силову навантаженість найбільш виступаючих зі зв'язки зерен, їхнє зношування й зношування круга в цілому. Отже, знаючи закономірності зміни положення умовної поверхні різання залежно від умов обробки, можна буде обґрунтувати нові можливості оптимізації керування процесом шліфування, оскільки, на відміну від відомих характеристик процесу, умовна поверхня різання буде цілком однозначно визначати стан процесу шліфування й дозволить управляти одночасно по всіх основних параметрах обробки.

Необхідно відзначити, що утворення умовної поверхні різання буде відбуватися як при глибинному, так і при багатопрхідному шліфуванні. Відмінність буде полягати в закономірностях її утворення й відповідно в її конфігурації й геометричних параметрах.

Таким чином, третя теоретична передумова може бути сформульована так: змінність кутів входу умовних елементарних шарів припуску у робочу поверхню круга уздовж дуги контакту круга з деталлю й імовірнісний характер участі зерен у різанні повинні формувати складну за конфігурацією границю завершення диспергування зернами оброблюваного матеріалу, що визначає положення умовної поверхні різання й є основою для розрахунку, оптимізації й керування процесом шліфування.

Традиційно в існуючих розрахункових схемах шліфування параметри робочої поверхні круга розглядаються вихідними (після виправлення круга) і незмінними. У дійсності, як доведено численними експериментальними дослідженнями, під впливом силової й теплової напруженості процесу шліфування ріжучі зерна зношуються й на робочій поверхні алмазного круга утворюється цілком конкретний ріжучий рельєф, який характеризується певною величиною лінійного зношування зерен, висотою виступання зерен над зв'язкою круга й т. д. Шліфування таким (відмінним від вихідного) рельєфом круга приводить до істотної зміни закономірностей процесу шліфування. Причому експериментально доведено, що зміна в процесі обробки параметрів рельєфу круга впливає на інтенсивність зношування круга й інші техніко-економічні показники обробки значно більшою мірою, ніж, наприклад, звичайна зміна режимів різання. Особ-

ливо значна така зміна в умовах переважного випадіння зі зв'язки круга малозношених зерен, коли стійкість зерен у зв'язці й силова навантаженість процесу різання стають визначальними факторами процесу шліфування. Отже, визначати основні фізичні та технологічні параметри шліфування необхідно з урахуванням утворення на робочій поверхні круга сталого ріжучого рельєфу круга, обумовленого міцністю зерен і зв'язки круга, оброблюваного матеріалу.

Для аналізу взаємозв'язку між вхідними й вихідними параметрами процесу шліфування слід скористатися структурною схемою, наведеною на рис. 1.19. Як вхідні параметри тут прийняті режим шліфування, характеристики круга й деталі, а як вихідні – продуктивність обробки, питома витрата алмаза, собівартість обробки, сила й температура різання, шорсткість і точність оброблених поверхонь і т. д. Зв'язок між вхідними й вихідними параметрами здійснюється через кінематичні параметри, параметри стружкоутворення й зношування круга, а також через величину лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування, які в сукупності визначають всі внутрішні (фізичні) параметри.

При такому поданні процесу шліфування неважко бачити, що зазначені вище внутрішні параметри процесу утворюють замкнуту систему, у якій кінематичні параметри, внаслідок зношування зерен і зміни рельєфу круга, перетерплюють “деформацію” і, тим самим, впливають на закономірності формування вихідних параметрів. Наявність зворотного зв'язку між величиною лінійного зношування ріжучих зерен і кінематичними параметрами свідчить про те, що останні визначаються не тільки режимом різання й геометричними характеристиками круга й деталі, як це традиційно розглядається в дослідженнях, а всім комплексом факторів, що визначають силову й теплову напруженість процесу шліфування, зношування круга й т. д. Можливість вираження кінематичних параметрів через всі інші внутрішні (фізичні) параметри процесу шліфування дозволяє розглядати кінематичні параметри основними в передатній функції між вхідними й вихідними параметрами процесу шліфування.

Отже, задача встановлення функціональних зв'язків параметрів шліфування може бути зведена до визначення кінематичних параметрів залежно від умов стружкоутворення, зношування круга й інших внутрішніх факторів процесу, а потім – до встановлення взаємозв'язків між вхід-

ними й вихідними параметрами за допомогою кінематичних параметрів, які враховують фізичну сторону шліфування.



Рис. 1.19. Структурна схема оптимізації й керування кінематикою процесу шліфування на рівні мікрорізів

Можливість аналітичного опису параметрів сталого ріжучого рельєфу алмазного круга через величину лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування, а також через величину граничного навантаження, що діє на окреме зерно, і обумовленого міцністю зерен і зв'язки круга, дозволяє розглядати положення умовної поверхні різання як функцію від цих двох величин. У свою чергу, зважаючи на те, що положення умовної поверхні різання визначається основними параметрами шліфування, зазначені вище дві незалежні величини ввійдуть в усі розрахункові залежності замкнутої системи внутрішніх параметрів і дозволять по-новому підійти до оптимізації й керування процесом шліфування.

Виходячи із цього, четверта передумова може бути сформульована так: цілком однозначне математичне подання процесу шліфування положенням умовної поверхні різання повинно визначити існування замкнутої системи рівнянь, яка з єдиних позицій описує основні фізичні й технологічні параметри шліфування у взаємозв'язку з режимом шліфування, характеристиками круга й деталі, включаючи величину лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або передчасного випадіння зі зв'язки круга без руйнування й величину граничного навантаження, що діє на окреме зерно круга.

Необхідно відзначити, що третя теоретична передумова була висунута автором роботи ще в 1980 році. На її основі отриманий ряд важливих наукових рішень, які використані для розробки високопродуктивних процесів алмазного шліфування. Подальші теоретичні й експериментальні дослідження указують на значну роль параметрів x і P у процесі шліфування й на необхідність їхнього урахування в розрахунках.

Таким чином, сформульовані основні теоретичні передумови роботи, виходячи з яких рішення проблеми оптимізації режимів шліфування алмазними кругами зводиться, по-перше, до аналітичного опису основних фізичних і технологічних параметрів шліфування з урахуванням величин x і P . По-друге, до визначення оптимальних режимів шліфування з погляду забезпечення максимально можливої продуктивності обробки, обумовленої властивостями міцності робочої поверхні алмазного круга й обмеженнями по зношуванню круга й параметрам якості обробки. У зв'язку із цим нижче буде розглянута структура функціональних зв'язків між основними параметрами обробки, що визначить методологію роз-

робки математичної моделі шліфування для визначення всіх основних фізичних і технологічних параметрів обробки. Далі будуть розглянуті умови оптимізації режимів шліфування алмазними кругами. Іншими словами, будуть розкриті умови реалізації чотирьох сформульованих теоретичних передумов роботи.

1.3.2. Структура функціональних зв'язків основних параметрів високопродуктивного шліфування

Процес знімання припуску й формоутворення поверхонь при шліфуванні характеризується масовою взаємодією ріжучих зерен круга з оброблюваним матеріалом, у результаті якого відбуваються пружно-пластичне деформування матеріалу й відділення дрібних за геометричними розмірами мікростружок, різні фізико-хімічні перетворення в поверхневому шарі оброблюваного матеріалу й зношування робочої поверхні круга, механічні коливання елементів технологічної системи й багато інших явищ. Очевидно, урахувати в математичній моделі всю сукупність явищ, що супроводжують процес шліфування, через складність аналітичного подання неможливо й тому найбільш ефективним шляхом математичного аналізу й оптимізації шліфування є структурна розбивка процесу на окремі підпроцеси, які відображають характерні сторони його функціонування, потім їхнє математичне моделювання й установлення взаємозв'язків між ними. У зв'язку із цим для вирішення поставлених завдань у роботі планується розробити математичну модель кінематики процесу шліфування на рівні мікрокрізів, яка на першому етапі повинна розглядати процес шліфування ідеальним незношуваним кругом без урахування фізичних закономірностей обробки, а на другому – процес шліфування кругом зі сталим ріжучим рельєфом, тобто з урахуванням зношування круга й інших факторів обробки. Такий підхід до розробки математичної моделі дозволить на першому етапі встановити загальні закономірності утворення умовної поверхні різання при шліфуванні.

На другому етапі розробки математичної моделі планується вирішити більш складні завдання, пов'язані із установленням функціональних зв'язків параметрів шліфування з урахуванням зношування зерен, закономірностей стружкоутворення й тертя зерен з оброблюваним матеріалом і на їхній основі виявити основні технічні обмеження обробки, які

перешкоджають реалізації граничних можливостей кінематичних схем шліфування, установлених на першому етапі.

Таким чином, запропонований методичний підхід до розробки математичної моделі дозволить у системному вигляді одержати основні функціональні зв'язки, необхідні для розрахунку, оптимізації й керування процесом шліфування.

Основним завданням на першому етапі слід розглядати аналітичний опис робочої поверхні алмазного круга й установлення рівняння ймовірнісної поверхні різання при шліфуванні, яке визначає розподіл максимальних глибин впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга уздовж дуги контакту круга з деталлю.

Як уже відзначалося, питанням аналітичного опису робочої поверхні круга в науково-технічній літературі приділяється значна увага. Розроблено ряд оригінальних математичних моделей робочої поверхні круга, найбільш ефективними з яких є моделі, у яких робоча поверхня круга представлена у вигляді наведеного ріжучого профілю круга, утвореного накладенням проекцій зерен на площину, що рухається по нормалі до круга [39; 65]. Основна перевага такого подання полягає в тому, що наведений ріжучий профіль є узагальненою характеристикою круга й визначається зернистістю й концентрацією круга, міцністю зерен і зв'язки, лінійним зношуванням зерен, тобто всіма параметрами робочої поверхні круга з урахуванням імовірності участі зерен у різанні.

Використовуючи закономірності утворення наведеного ріжучого профілю круга, отримані важливі теоретичні рішення з розрахунку й прогнозування шорсткості обробленої поверхні (параметрів R_a , R_z , відносної опорної довжини мікропрофілю й т. д. [39; 65]). Але у відомих публікаціях відсутні обґрунтовані теоретичні рішення про величину максимальної висоти мікронерівностей наведеного ріжучого профілю круга, який властне визначає максимальну глибину впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, що відповідає максимальній (наведеній імовірнісній) товщині зрізу. Знання цієї величини є достатньо важливим для аналітичного опису границі завершення диспергування ріжучими зернами оброблюваного матеріалу, який підводиться в зону різання, уздовж дуги контакту круга з деталлю й, отже, установлення функціональних зв'язків основних параметрів шліфування. Таким чином, на першому етапі побудови математичної моделі основним завданням

слід розглядати встановлення розподілу максимальної висоти мікронерівностей оброблюваного матеріалу уздовж всієї дуги контакту круга з деталлю. Причому рішення повинне охоплювати весь можливий діапазон зміни глибини шліфування: від тисячних часток мікрометра до декількох міліметрів. Це дозволить аналітично визначити максимальну (наведену ймовірнісну) товщину зрізу, що відповідає максимальній глибині впровадження матеріалу в робочу поверхню круга на всій ділянці контакту круга з деталлю, а також параметри шорсткості, включаючи параметр R_{\max} , і значення ймовірності участі зерен у різанні. Всі зазначені параметри будуть виражені через параметри режиму шліфування: швидкості круга й деталі, глибину шліфування й поздовжню подачу, характеристики круга: зернистість і концентрацію круга, діаметр і висоту круга, а також через діаметр деталі.

Становить значний інтерес установлення основних параметрів шліфування в умовах радіальної й поздовжньої багатопрохідності знімання припуску, оскільки, на відміну від глибинного (однопрохідного) шліфування, закономірності знімання матеріалу й формоутворення поверхонь у цих умовах мало вивчені. Тут важливо визначити кількість контактів фіксованого перетину деталі з кругом до моменту стабілізації шорсткості обробленої поверхні й, відповідно, значення шорсткості, що досягається, яке у цьому випадку практично буде збігатися з максимальною (наведеною ймовірнісною) товщиною зрізу. Важливо також визначити значення ймовірності участі зерен у різанні, тому що в цьому випадку зерна будуть в основному проходити по раніше продряпаним канавкам, тобто “слід у слід”, що дозволить зменшити зношування зерен круга й підвищити продуктивність обробки.

На другому етапі побудови математичної моделі планується підкорити отримані раніше кінематичні рішення фізичним закономірностям процесу, тобто встановити рівняння ймовірнісної поверхні різання з урахуванням параметрів стабілізованого ріжучого рельєфу алмазного круга. Для цього необхідно, насамперед, визначити параметри наведеного ріжучого профілю круга з урахуванням зношування зерен, а потім на основі вирішення завдання про умови стружкоутворення й тертя при різанні окремим зерном установити величину лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або передчасного випадіння зі зв'язки без руйнування залежно від параметрів режиму шліфування, характе-

ристик круга, включаючи зернистість і концентрацію круга, міцність зерен і зв'язки, а також міцність оброблюваного матеріалу. Це дозволить реалізувати в розрахунковій схемі шліфування умову енергетичної рівноваги системи “круг – деталь” і теоретично розкрити загальні закономірності утворення на крузі сталого ріжучого рельєфу, які традиційно вивчаються в основному експериментальними методами.

При одержанні таких рішень слід звернути увагу на розробку розрахункової схеми процесу стружкоутворення, оскільки у відомих теоретичних дослідженнях відсутні функціональні зв'язки між умовною напругою різання при шліфуванні, складовими сили різання, коефіцієнтом різання, товщиною зрізу, умовним кутом зсуву й іншими фізичними параметрами. Таким чином, підкоряючи кінематичні рішення закономірностям утворення сталого ріжучого рельєфу круга, можна отримати аналітичні залежності для визначення максимальної (наведеної імовірнісної) товщини зрізу, параметрів шорсткості обробленої поверхні, сили й температури різання, зношування круга й інших фізичних і технологічних показників, що містять поряд із параметрами режиму шліфування й такі параметри, як міцність зерен, зв'язки й оброблюваного матеріалу.

1.3.3. Умови оптимізації режимів шліфування алмазними кругами

Сформульованими теоретичними передумовами визначена винятково важлива роль величини навантаження, що діє на окреме зерно, і величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування у формуванні вихідних (технологічних) параметрів шліфування. При цьому показано, що в умовах сталого процесу шліфування величина навантаження, що діє на максимально виступаюче зі зв'язки зерно, повинна приймати значення, рівне або порівнянне з міцністю зерна або міцністю втримання його у зв'язці, а величина лінійного зношування зерна – значення, що відповідає утворенню на робочій поверхні круга енергетично рівноважного ріжучого рельєфу. Виходячи із цього, як умову оптимізації слід прийняти навантаження, що діє на максимально виступаюче зі зв'язки зерно, а як оптимізуємий параметр – величину лінійного зношування зерна. Це обумовлено тим, що навантаження, що діє на зерно, повинно відповідати

властивостями міцності зерен і зв'язки й у сталому процесі шліфування залишатися постійною величиною, незалежно від умов обробки, а величина лінійного зношування зерна – виражати взаємозв'язок вхідних параметрів (режима шліфування, характеристик круга й технологічної системи) з вихідними параметрами (продуктивністю та якістю обробки, відносною витратою алмаза й собівартістю обробки, силою й температурою різання). Завдання оптимізації при такому підході зводиться до визначення оптимального значення величини лінійного зношування зерна (при заданому навантаженні), що забезпечує найбільшу продуктивність обробки з урахуванням основних технологічних обмежень. Завдання керування полягає в забезпеченні безперервної підтримки в часі параметрів робочої поверхні круга, при якому досягається періодичне об'ємне руйнування або випадіння зі зв'язки максимально виступаючого зерна при дії на нього граничного навантаження.

Слід зазначити, що пропонований підхід до оптимізації й керування процесом шліфування відрізняється від традиційних підходів. Існуючі математичні моделі, як правило, не розглядають зміну ріжучого рельєфу. Відомі системи рівнянь, які описують процес шліфування, мають незамкнутий вигляд, оскільки не містять рівняння енергетичної рівноваги, що встановлюється в процесі шліфування й визначає роботу круга як у режимі самозагострювання, так і в режимі безперервного (періодичного) електроерозійного або електрохімічного виправлення. Це приводить до того, що в отриманих рівняннях відсутній параметр, що регламентує величину навантаження, яке діє на зерно. Отже, всі вхідні параметри незалежно один від одного можна змінювати в необмежених межах, змінюючи, таким чином, у необмежених межах і величину навантаження, яке діє на зерно. Разом із тим з фізичної точки зору вона не повинна перевищувати граничного (з умов міцності зерна й зв'язки круга) значення.

Вище відзначалося, що величина навантаження, яке діє на зерно, залежно від механізму зношування круга повинна приймати значення, рівне міцності зерна або міцності його втримання у зв'язці. В умовах самозагострювання круга, коли енергії стружки, що сходять, достатньо для безперервного руйнування зв'язки й підтримки рівності швидкостей лінійного зношування зерен і зв'язки, величина навантаження повинна визначатися з рівноважного стану системи “зерно – зв'язка” з урахуванням умов вільного розміщення стружки в міжзерновому просторі круга.

У випадку, якщо енергії стружки, що сходять, не достатньо для своєчасного звільнення робочої поверхні круга на токопровідній зв'язці від зерен, що затупилися (тобто при роботі круга в режимі затуплення), ефективно в зону різання або автономно до круга вводити додаткову електричну енергію у вигляді електричних розрядів. Це дозволить видаляти з робочої поверхні круга продукти диспергування оброблюваного матеріалу й руйнувати зв'язки із заданою швидкістю, рівною швидкості зношування зерен [8; 9; 20; 28; 85; 86]. У цьому випадку навантаження, яке діє на зерно, буде визначатися не тільки механічними параметрами, але й електричними. Завдяки додатковому електроерозійному впливу на робочу поверхню круга, навантаження й, отже, величина лінійного зношування зерна можуть бути стабілізовані на будь-якому рівні, виходячи з технологічних вимог обробки.

При виконанні оптимізації процесу шліфування, незалежно від механізму зношування круга, навантаження, яке діє на зерно, слід приймати рівним міцності зерна. Тоді в сталому процесі шліфування руйнуюче зерно навантаження й сила, що втримує зерно у зв'язці, будуть рівні. Це дозволить у максимальному ступені використовувати потенційні можливості робочої поверхні алмазного круга. При розрахунках може виявитися, що задане значення навантаження, яке визначає міцність зерна на роздавлювання, не забезпечує одночасне виконання всіх технічних обмежень шліфування. Тоді задане значення навантаження слід зменшити й виконати вибір оптимальних характеристик круга, які відповідають цьому значенню навантаження.

Таким чином показано, що підвищити ефективність шліфування можна за рахунок виконання умови рівності "трьох сил": сили, що діє на зерно; сили, що втримує зерно у зв'язці, і руйнуючої зерно сили, тобто необхідно, щоб моменту випадіння зерна зі зв'язки передувало його об'ємне руйнування. Дотримання цієї умови можливо шляхом регулювання величини лінійного зношування зерна до моменту його випадіння зі зв'язки (ступеня затуплення зерна) за рахунок застосування оптимальних електричних параметрів електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці. Як уже відзначалося, вибір оптимального значення величини лінійного зношування зерна необхідно виконувати з умови забезпечення максимально можливої продуктивності обробки з урахуванням міцності робочої поверхні круга й технічних обмежень об-

робки. Із цього випливає, що рішення проблеми істотного підвищення продуктивності обробки при шліфуванні алмазними кругами з розвиненим ріжучим рельєфом (сформованим за рахунок використання електроерозійного виправлення) зводиться до визначення оптимальної величини лінійного зношування зерна й оптимальних значень електричних і механічних параметрів режиму шліфування, які забезпечують виконання умови рівності “трьох сил”.

На рис. 1.19 наведена структурна схема пропонованого рішення, відповідно до якої зв'язок між вхідними й вихідними (технологічними) параметрами шліфування здійснюється за допомогою блоку кінематичних і блоку фізичних параметрів, а також величини лінійного зношування зерна x . Змінюючи величину x з урахуванням наявності зворотного зв'язку, можна в широких межах змінювати кінематичні, фізичні й, відповідно, вихідні (технологічні) параметри або, навпаки, вхідні параметри з метою досягнення необхідних вихідних параметрів.

Пропоноване рішення є новим, тому що в теорії шліфування й на практиці питання керування величиною x з позиції виконання умови рівності “трьох сил” не вирішувалися. Відомі лише рішення з керування висотою виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга, використовуючи електрохімічне виправлення. Однак вони не передбачають виконання умови рівності “трьох сил” за рахунок зміни величини x . Тому висота виступання зерен над зв'язкою круга, якій багато дослідників надають першорядного значення в інтенсифікації алмазного шліфування, за даною структурою відіграє роль одного з елементів керування оптимальним режимом обробки. Наведена на рис. 1.19 схема визначає структуру оптимізації й керування процесом шліфування на рівні мікрорізів. Виходячи з даної схеми, спочатку з технологічних умов визначаються оптимальні значення величини лінійного зношування зерна, навантаження, що діє на зерно, швидкості зношування зерна й оптимальний режим шліфування. Потім для цих значень підбираються марки синтетичних надтвердких матеріалів, зв'язки й інші характеристики круга, що одночасно забезпечують утримання зерна у зв'язці з заданою силою й режимом самозагострювання круга, тобто забезпечують рівність лінійних швидкостей зношування зерен і зв'язки круга. Загальна структурна схема визначення технологічних можливостей алмазного шліфування зображена на рис. 1.20.



Рис. 1.20. Структурна схема визначення технологічних можливостей алмазного шліфування

У наступних розділах роботи розглянуті основні етапи реалізації завдань, наведених у структурній схемі визначення технологічних можливостей алмазного шліфування, зображеній на рис. 1.20.

Висновки до розділу 1

1. Показано, що в металообробці алмазні круги ефективно застосовуються в основному на операціях чистового шліфування й доведення. Застосування їх на операціях попереднього шліфування економічно недоцільне внаслідок відносно низької продуктивності й високого зношування круга. Тому вирішення проблеми обґрунтування шляхів підвищення продуктивності обробки при лімітуванні зношування алмазного круга й високій якості обробки має важливе й актуальне значення.

2. На основі аналізу закономірностей зношування алмазного круга доведено, що існують значні резерви підвищення продуктивності обробки, які найбільш повно можуть бути реалізовані на базі оптимізації режимів шліфування з урахуванням основних внутрішніх (фізичних) параметрів процесу – величини навантаження, що діє на окреме зерно круга, і величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування.

3. Проведений аналіз існуючих математичних моделей шліфування, у тому числі розроблених на основі теоретико-імовірнісного підходу, показав, що вони спрямовані, насамперед, на вирішення проблеми якості обробки при звичайному абразивному шліфуванні. Вирішити проблему підвищення продуктивності обробки, яка має першорядне значення для алмазного шліфування, на основі математичних моделей шліфування достатньо складно, тому що вони не містять установлених функціональних зв'язків між вхідними й вихідними (технологічними) параметрами шліфування з урахуванням таких найважливіших внутрішніх (фізичних) параметрів, як величина навантаження, що діє на окреме зерно круга, і величина лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Це визначає необхідність розробки нової математичної моделі алмазного шліфування, що дозволить виконувати оптимізаційні розрахунки з урахуванням зазначених основних внутрішніх (фізичних) параметрів процесу.

Розділ 2. Розробка математичної моделі кінематики процесу шліфування на рівні мікрорізів

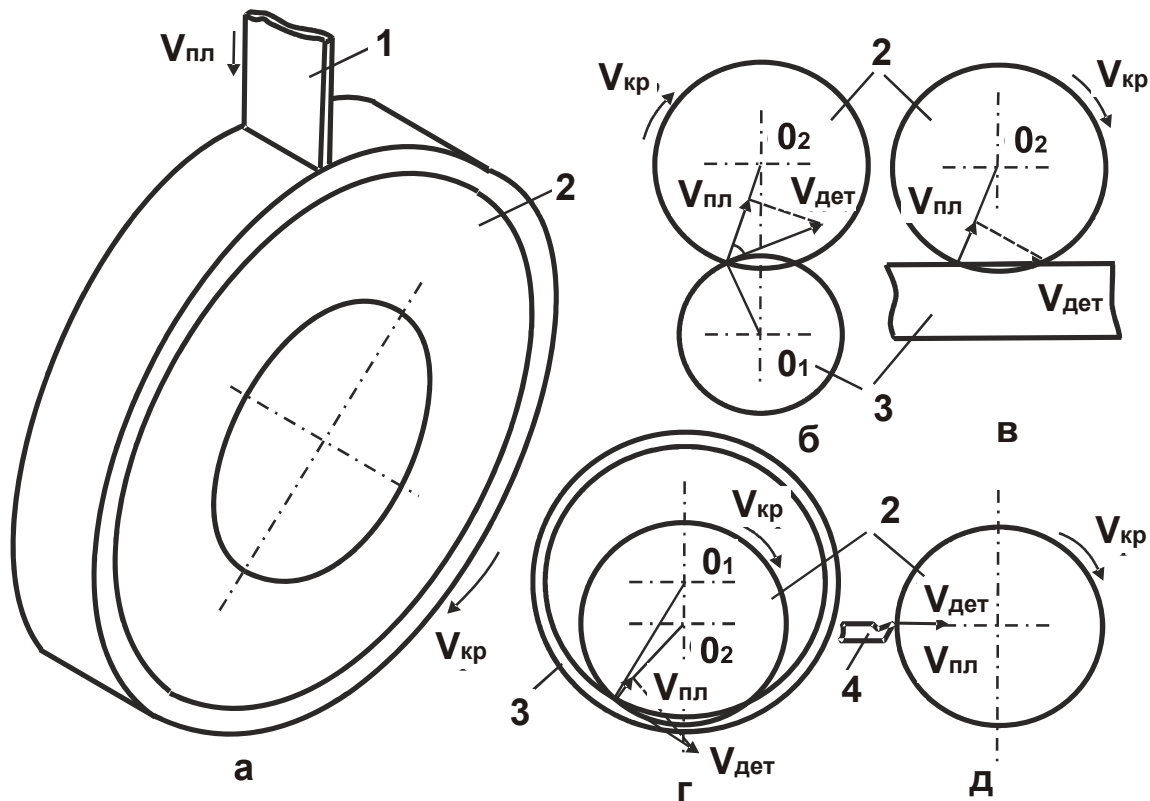
2.1. Аналітичний опис параметрів наведеного ріжучого профілю круга

На відміну від лезового інструмента, алмазно-абразивний інструмент не має суцільної ріжучої кромки, його робоча поверхня складається з безлічі безладно розташованих ріжучих зерен. Знімання припуску й формування фізико-механічних властивостей оброблюваної поверхні відбувається в результаті одночасної участі в різанні великої кількості зерен, що утворюють найтонші за розмірами мікростружки. Описати кінематично такий процес різання в тривимірній системі координат надзвичайно складно. Набагато простіше, на думку ряду дослідників [1; 24; 39; 41], умови роботи зерен круга кінематично звести до ідентичних умов роботи лезового інструмента, наприклад, різця при вільному різанні, й задачу шліфування розглядати як двовимірну, умовно представивши робочу поверхню круга наведеним ріжучим профілем. Під наведеним ріжучим профілем слід розуміти область суцільного перекриття від накладення проекцій зерен круга, що обертається, на площину, яка рухається по нормалі до його робочої поверхні з постійною швидкістю (рис. 2.1). Площина в цьому випадку імітує нормальну складову нескінченно тонкого шару припуску, що знімається, який входить в робочу поверхню круга під певним кутом. Таке подання ріжучих властивостей круга є загальним для всього різноманіття існуючих схем шліфування (кругле зовнішнє й внутрішнє, плоске шліфування, заточення інструмента й т. д.), які з кінематичної точки зору відрізняються значенням кута входу припуску в робочу поверхню круга (див. рис. 2.1).

Для опису наведеного ріжучого профілю автором введена функція – відносна повнота профілю круга, яка за структурою побудови аналогічна класичній відносній довжині мікропрофілю обробленої поверхні [84]. Її розрахунок слід виконати у два етапи, приймаючи такі допущення:

- 1) ріжуча частина зерен має форму конуса з кутом при вершині 2γ [102];
- 2) розміри й форма зерен постійні в часі;

3) розподіл висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки підпорядковується рівномірному закону із щільністю $f(y_s) = 1/b$, де b – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки, м.

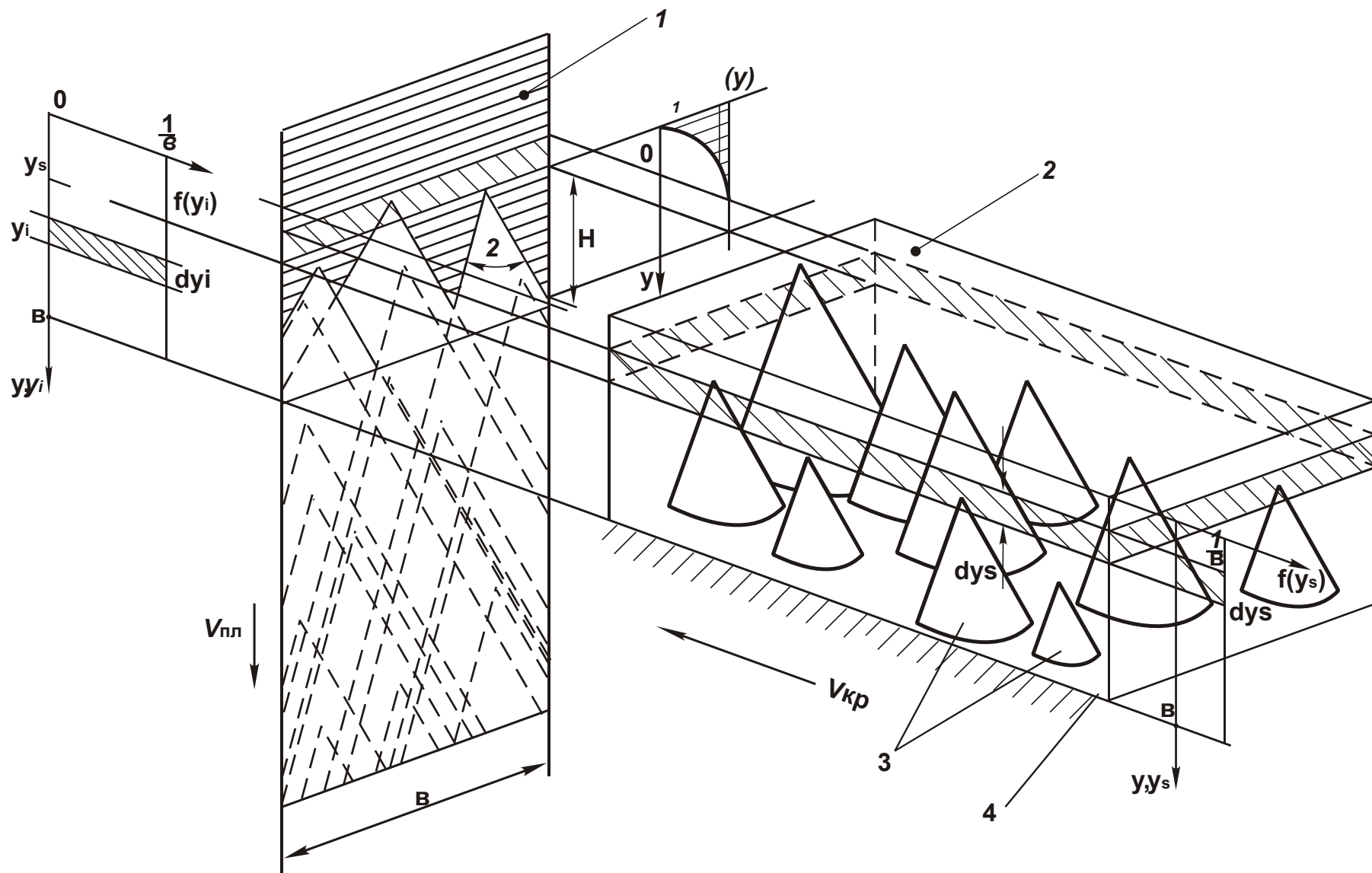


Умовні позначення: 1 – площина, що рухається; 2 – круг; 3 – оброблювана деталь; 4 – оброблюваний інструмент.

Рис. 2.1. Схема утворення наведеного ріжучого профілю круга (а) і розташування кута входу припуску, що знімається, у робочу поверхню круга для круглого зовнішнього (б), плоского (в) та внутрішнього (г) шліфування, заточення інструмента (д)

На першому етапі слід розглянути утворення відносної повноти профілю на площині, що рухається, від накладення проєкцій зерен, вершин яких розташовані в елементарному горизонтальному шарі нескінченно малої dy_s товщини (рис. 2.2).

На другому етапі необхідно розглянути утворення відносної повноти профілю від накладення проєкцій зерен всіх елементарних горизонтальних шарів $s = 1 \dots \infty$. Така розрахункова схема дозволяє системно підійти до опису складної закономірності накладення й перекриття проєкцій зерен на площині, що рухається.



Умовні позначення: 1 – площина, що рухається; 2 – елементарний об'єм круга; 3 – зерна; 4 – рівень зв'язки круга.

Рис. 2.2. Розрахункова схема відносної повноти профілю круга

Етап 1

Із усіх елементарних горизонтальних шарів зерен, якими представлена робоча поверхня круга, слід виділити елементарний шар товщиною dy_s й спроектувати його на площину. У результаті рівномірного взаємного руху круга й площини, на останній відбувається рівномірне накладення проєкцій зерен і утворення елементарного профілю. Розподіл вершин проєкцій зерен по висоті підкоряється рівномірному закону з вихідною щільністю $f(y_i) = 1/b$. Для опису профілю, що утворюється, площину, яка рухається, слід розбити на безліч горизонтальних шарів нескінченно малої dy_i товщини, що містять однакове число вершин проєкцій зерен. Приймаючи, що в межах одного елементарного шару відсутнє взаємне перекриття проєкцій зерен, елементарна відносна повнота профілю dy_i -го шару виразиться:

$$d\varepsilon_i(\bar{y}) = \frac{2\text{tg}\gamma \cdot (\bar{y} - y_i) \cdot dn_i}{B}, \quad (2.1)$$

де γ – половина кута при вершині ріжучої частини зерна, що має форму конуса;

$dn_i = dn_s \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ – число вершин проєкцій зерен, розташованих у dy_i -му елементарному шарі;

$dn_s = n \cdot f(y_s) \cdot dy_s$ – число вершин зерен, розташованих у dy_s -му елементарному шарі;

$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр.}} \cdot b / V_{\text{пл}}$ – загальне число зерен круга, які проконтактували із площиною, яка рухається, за час, рівний переміщенню цієї площини на величину b ;

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

B – висота круга, м;

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

$V_{\text{пл}}$ – швидкість переміщення площини, м/с;

y_i – координата графіка щільності розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки, м;

\bar{y} – координата висоти робочої поверхні круга, відлічувана від вершин зерен, розташованих у dy_s -му елементарному шарі, м.

Після нескладних перетворень залежність (2.1) прийме вигляд:

$$d\varepsilon_i(\bar{y}) = 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot (\bar{y} - y_i) \cdot dy_i \cdot dy_s. \quad (2.2)$$

Аналогічно визначається $d\varepsilon_j(\bar{y})$ для кожного j -го шару, де $j = 1, 2, 3, \dots, i, \dots, \infty, \dots$. З огляду на незалежний характер накладення профілів, описуваних функціями $d\varepsilon_i(\bar{y})$, $d\varepsilon_j(\bar{y})$ і т. д., сумарну відносну повноту профілю $d\varepsilon_s(\bar{y})$ можна одержати за теоремою множення ймовірностей незалежних випадкових величин [13]. Для цього слід перейти від імовірності події $d\varepsilon_s(\bar{y})$ до протилежної події $d\Phi_s(\bar{y}) = 1 - d\varepsilon_s(\bar{y})$. Тоді

$$d\Phi(\bar{y}) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - d\varepsilon_i(\bar{y})]. \quad (2.3)$$

Після множення й приведення подібних доданків було одержано:

$$d\Phi(\bar{y}) = 1 - \sum_{j=1}^{\infty} d\varepsilon_j(\bar{y}) + \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{t=1}^j d\varepsilon_j(\bar{y}) \cdot d\varepsilon_t(\bar{y}) - \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{l=1}^j \sum_{r=1}^l d\varepsilon_j(\bar{y}) \cdot d\varepsilon_l(\bar{y}) d\varepsilon_r(\bar{y}) + \dots \quad (2.4)$$

Необхідно перейти до інтегрування нескінченно малих величин:

$$\begin{aligned} d\Phi(\bar{y}) = & 1 - \int_0^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_s) \cdot dy_s + \int_0^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_j \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_j) \times \\ & \times \int_{y_j}^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_l) \cdot dy_l - \int_0^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s (\bar{y} - y_j) \times \\ & \times dy_j \int_{y_j}^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_l) \cdot dy_l \cdot \int_{y_l}^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_l \cdot (\bar{y} - y_r) \cdot dy_r + \dots \end{aligned} \quad (2.5)$$

Після інтегрування й нескладних перетворень отримано:

$$d\Phi(\bar{y}) = 1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot \frac{\bar{y}^{-2}}{1!} + (\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s)^2 \cdot \frac{\bar{y}^{-4}}{2!} - (\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s)^3 \cdot \frac{\bar{y}^{-6}}{3!} + \dots = \exp(-\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot \bar{y}^2). \quad (2.6)$$

Функція $d\varepsilon(\bar{y})$ виразиться:

$$d\varepsilon(\bar{y}) = 1 - \exp(-\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot \bar{y}^2). \quad (2.7)$$

Слід помістити початок координат на рівні максимально виступаючого над зв'язкою зерна, тоді поточна координата y виразиться $y = \bar{y} + y_s$, а залежність (2.7) прийме вигляд:

$$d\varepsilon(y) = 1 - \exp\left[-\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot dy_s \cdot (y - y_s)^2\right]. \quad (2.8)$$

Таким чином, отримане вираження відносної повноти профілю на площині, що рухається, від накладення проекцій зерен, вершини яких розташовані в горизонтальному елементарному шарі товщиною dy_s .

Етап 2

Відносну повноту профілю від накладення проекцій зерен усіх елементарних горизонтальних шарів робочої поверхні круга можна одержати імовірнісним підсумовуванням елементарних функцій $d\varepsilon(y)$ за наведеною методикою. Відповідно до теореми множення ймовірностей незалежних випадкових величин, протилежна функція $\Phi(y)$ виразиться:

$$\Phi(y) = \prod_{s=1}^{\infty} d\Phi(y) = \exp\left[-\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot \sum_{s=1}^{\infty} (y - y_s)^2 \cdot dy_s\right]. \quad (2.9)$$

Заміняючи підсумовування інтегруванням, було одержано:

$$\Phi(y) = \exp\left[-\operatorname{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot \int_0^y (y - y_s)^2 \cdot dy_s\right] = \exp\left[-\frac{\operatorname{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot y^3\right]. \quad (2.10)$$

Відносна повнота профілю $\varepsilon(y)$ прийме вигляд:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp\left[-\frac{\operatorname{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot y^3\right]. \quad (2.11)$$

Виходячи з рис. 2.3, отримана функція $\Phi(y)$ змінюється за експонентним законом, асимптотично наближаючись до одиниці. Такий вид залежності $\varepsilon(y)$ відповідає класичній відносній опорній довжині мікро-

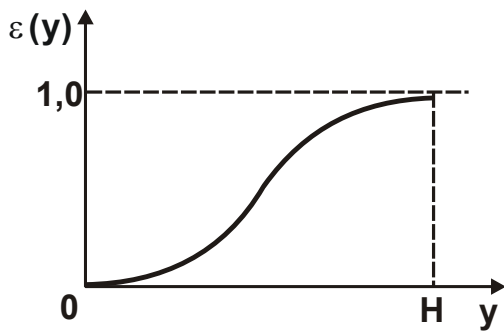


Рис. 2.3. Загальний вигляд функції відносної повноти профілю круга

профілю обробленої поверхні [35; 84]. Площа, обмежена віссю OY і функцією $\varepsilon(y)$, визначає наведений ріжучий профіль круга – область суцільного перекриття проєкцій зерен від їхнього накладення на площину, що рухається в радіальному напрямку. Чим більше значення γ , k , $V_{\text{кр}}$ й менше b , $V_{\text{пл}}$, тим повнішим стає наведений ріжучий профіль круга.

Площа, обмежена прямими $\varepsilon(y) = 1$, $y = 0$ і функцією $\varepsilon(y)$, визначає шорсткість наведеного ріжучого профілю круга на площині, що рухається в радіальному напрямку. Виходячи з рис. 2.3, максимальна висота таких мікронерівностей, унаслідок необмеженого наближення функції $\varepsilon(y)$ до прямої $\varepsilon(y) = 1$, не має кінцевого значення, тоді як за експериментальними даними ця величина завжди обмежена й залежить від умов шліфування. Спостережувана невідповідність теорії й практики шліфування обумовлені тим, що функція $\varepsilon(y)$ отримана ймовірнісним підсумовуванням і виражає функцію розподілу, що змінюється в межах $0 \dots 1$, не досягаючи значення одиниці. При такому поданні функції $\varepsilon(y)$ встановити

максимальну висоту мікронерівностей можна із заздалегідь заданим ступенем точності, наприклад, 0,9; 0,95; 0,99; 0,999 і т. д. Слід припустити, що максимальна висота мікронерівностей R_{\max} досягається за умови $\varepsilon(y = R_{\max}) = \varepsilon_0$, тоді, логарифмуючи вираження (2.11), було одержано:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{-3b \cdot V_{\text{пл}} \cdot \ln(1 - \varepsilon_0)}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.12)$$

Із залежності (2.12) витікає несуттєвий вплив параметрів b , $V_{\text{пл}}$, γ , k , $V_{\text{кр}}$ на величину шорсткості R_{\max} наведеного ріжучого профілю круга. Зі збільшенням параметрів γ , k , $V_{\text{кр}}$ і зменшенням b , $V_{\text{пл}}$ максимальна висота мікронерівностей R_{\max} зменшується, що пов'язане зі збільшенням числа зерен, які проконтактували в одиницю часу із площиною, що рухається.

Отримана залежність містить невизначений параметр $\ln(1 - \varepsilon_0)$, що може змінюватися в значних межах (табл. 2.1).

Таблиця 2.1

Розрахункові значення $-\ln(1 - \varepsilon_0)$

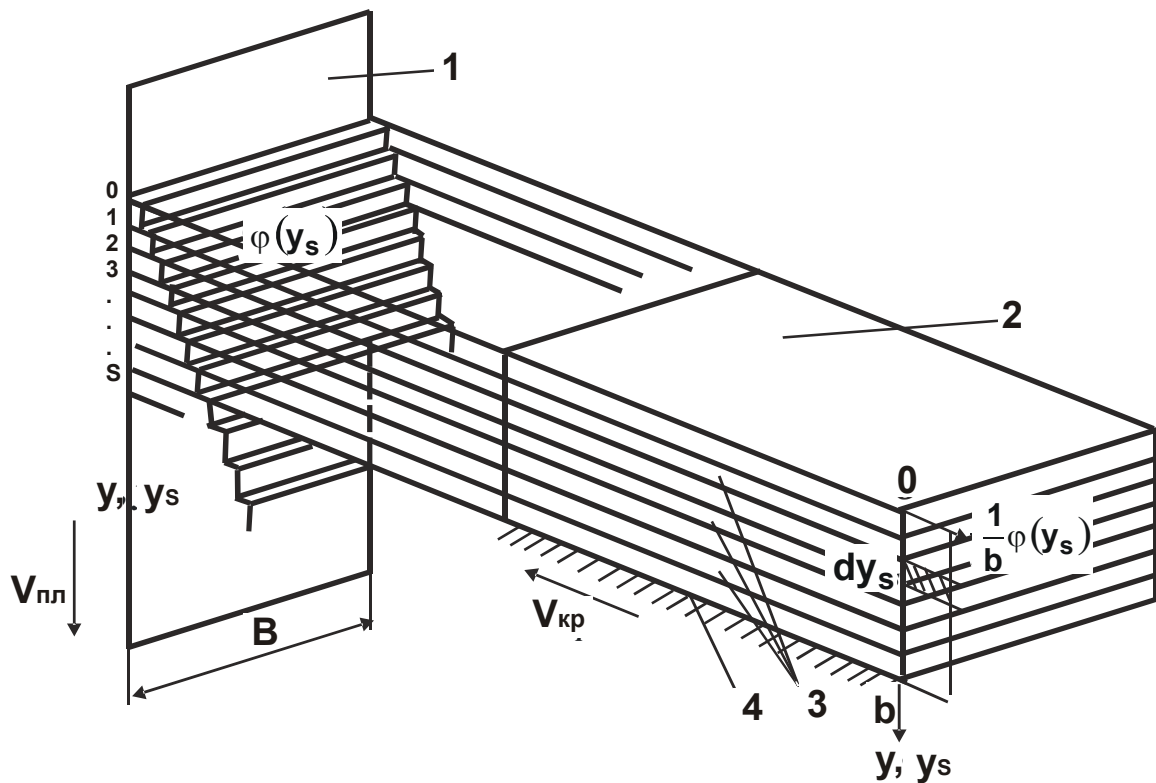
ε_0	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999	0,99999	0,999999
$-\ln(1 - \varepsilon_0)$	1,897	2,3	2,995	4,6	6,907	11,5	13,81

Для визначення параметра ε_0 слід розглянути розрахункову схему (рис. 2.4). Робочу поверхню круга можна представити безліччю елементарних горизонтальних шарів нескінченно малої товщини dy_s й визначити кількість вершин зерен, що пройшли через аналогічні горизонтальні елементарні шари площини товщиною dy_s і шириною B , рівною висоті круга (рис. 2.4). Виходячи з рис. 2.4, через перший, найбільш виступаючий над рівнем зв'язки елементарний шар площини, пройшло n_1 вершин зерен першого елементарного шару робочої поверхні круга:

$$n_1 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot \frac{dy_s}{b}, \quad (2.13)$$

де $\tau = \frac{dy_s}{V_{пл}}$ – час, за який площина в радіальному напрямку перемістилася на величину dy_s ;

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



Умовні позначення: 1 – площина, що рухається; 2 – елементарний об'єм робочої поверхні круга; 3 – зерно круга; 4 – рівень зв'язки круга.

Рис. 2.4. Розрахункова схема закону розподілу вершин проекцій зерен на площині, що рухається

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

$$n_2 = 2 \cdot k \cdot B \cdot \frac{dy_s}{V_{пл}} \cdot \frac{dy_s}{b}. \quad (2.14)$$

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

$$n_3 = 3 \cdot k \cdot B \cdot \frac{dy_s}{V_{пл}} \cdot \frac{dy_s}{b}. \quad (2.15)$$

Через S -й елементарний шар, за аналогією з попередніми шарами, пройшло n_s вершин зерен:

$$n_s = 2 \cdot k \cdot B \cdot \frac{dy_s}{V_{пл}} \cdot \frac{dy_s}{b}. \quad (2.16)$$

Як видно, рівномірний закон розподілу висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки $f(y_s)$ трансформувався в трикутний закон $\varphi(y_s)$ на площині, що рухається.

З огляду на незалежний випадковий характер накладення проекцій зерен на площині можна прийняти, що в межах одного елементарного горизонтального шару площини вершини зерен по ширині розподілені рівномірно й кожному зерну відповідає однаковий за площею прямокутний осередок (рис. 2.5). Ширина осередку першого елементарного шару дорівнює:

$$C_1 = \frac{B}{n_1} = \frac{b \cdot V_{пл}}{k \cdot V_{кр} \cdot dy_s^2}. \quad (2.17)$$

Ширина осередку S -го елементарного шару площини визначається аналогічно:

$$C_s = \frac{b \cdot V_{пл}}{S \cdot k \cdot V_{кр} \cdot dy_s^2}. \quad (2.18)$$

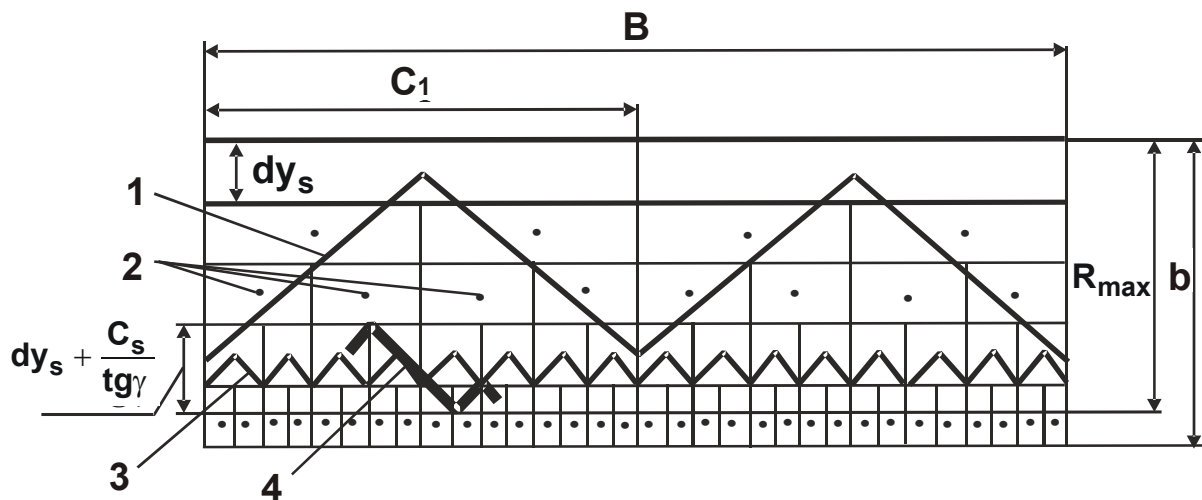
Як видно, зі збільшенням порядкового номера елементарного шару ширина осередку й відповідно відстань між вершинами зерен зменшуються (рис. 2.5). У результаті взаємного перекриття проекцій зерен одного елементарного шару площини утворюється пилкоподібний елементар-

ний профіль, який характеризується певною частотою й амплітудою. Зі збільшенням порядкового номера шару частота елементарного профілю зростає, а амплітуда зменшується.

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

$$R_{\max} = (S - 1) \cdot dy_s + \left(dy_s + \frac{C_s}{\operatorname{tg} \gamma} \right) \quad (2.19)$$

приймає максимальне значення, де $(S - 1) \cdot dy_s$ – координата $(S - 1)$ елементарного шару; $\left(dy_s + \frac{C_s}{\operatorname{tg} \gamma} \right)$ – максимальна амплітуда S -го елементарного профілю, отримана відповідно до прийнятого закону розташування проекцій зерен на площині (рис. 2.5).



Умовні позначення: 1 – пилкоподібний профіль, утворений першим елементарним шаром зерен; 2 – вершини проекцій зерен; 3 – пилкоподібний профіль, утворений S -м елементарним шаром зерен; 4 – ділянка профілю, що визначає його максимальну амплітуду.

Рис. 2.5. Схема накладення й перекриття елементарних пилкоподібних профілів круга на площині, що рухається

Після підстановки залежності (2.18) в (2.19) і нескладних перетворень параметр R_{\max} виразиться:

$$R_{\max} = S \cdot dy_s + \frac{b \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot S \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot dy_s^2}. \quad (2.20)$$

Функціонал R_{\max} , описуваний залежністю (2.20), носить екстремальний характер від зміни двох змінних величин dy_s і S , тому що з їхнім збільшенням перший доданок збільшується, а другий – зменшується.

Спочатку слід визначити екстремальне значення dy_s , при якому R_{\max} приймає мінімальне значення. Підкоривши функціонал R_{\max} необхідній умові екстремуму – $R'_{\max} = 0$, отримано:

$$dy_s = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot S^2 \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.21)$$

Необхідно показати, що отримане значення величини dy_s відповідає мінімуму, а не максимуму функціоналу R_{\max} . Для цього слід зрівняти значення функціоналу R_{\max} у трьох точках, розглядаючи другу точку екстремальною:

$$dy_{s1} = 0,1 \cdot \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot S \cdot V_{\text{кр}}}};$$

$$dy_{s2} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot S \cdot V_{\text{кр}}}};$$

$$dy_{s3} = 10 \cdot \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot S \cdot V_{\text{кр}}}}.$$

Після перетворень було отримано:

$$R_{\max_1} = \sqrt[3]{\frac{b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{500 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} + \sqrt[3]{\frac{250\,000 \cdot b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}; \quad (2.22)$$

$$R_{\max 2} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} + \sqrt[3]{\frac{b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{4 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}; \quad (2.23)$$

$$R_{\max 3} = \sqrt[3]{\frac{2 \ 000 \cdot b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} + \sqrt[3]{\frac{b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{4 \ 000 \ 000 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.24)$$

Як видно з рис. 2.6, $R_{\max 1} > R_{\max 2}$ і $R_{\max 3} > R_{\max 2}$, тобто в екстремальній точці функціонал R_{\max} приймає мінімальне значення й відповідно до залежності (2.23) може бути виражений:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot S \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.25)$$

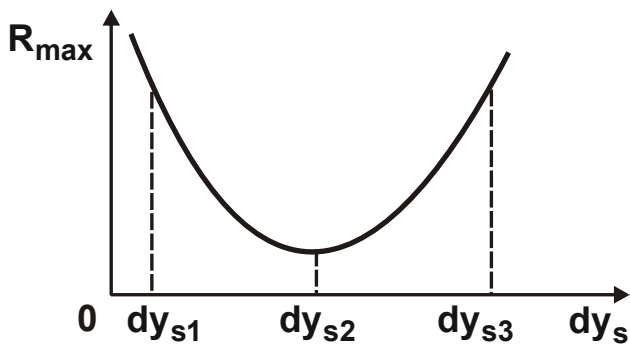


Рис. 2.6. Загальний вигляд залежності $R_{\max} - dy_s$

Отримане вираження показує цілком однозначний вплив S на функціонал R_{\max} . Отже, найменше значення R_{\max} досягається при $S = 1$, тобто визначальним є профіль першого елементарного шару площини. Причому, виходячи із залежності (2.23), ширина осередку S_1 для такого елементарного шару у два рази менше його висоти dy_s .

Таким чином, незважаючи на різні методи розрахунку, отримані ідентичні залежності (2.12) і (2.25) для визначення максимальної висоти мікронерівностей наведеного ріжучого профілю круга. Їхнє порівняння показує, що шукане значення $\varepsilon_0 = 0,895$.

Необхідно перетворити залежність (2.25), виражаючи параметри k і b через зернистість \bar{X} і об'ємну концентрацію зерен m [2]:

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}; \quad (2.26)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (2.27)$$

де $(1 - \varepsilon)$ – коефіцієнт, що враховує висоту виступання зерен над зв'язкою круга.

Тоді

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.28)$$

Безрозмірний параметр $\sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}}$, що входить у залежність

(2.28) і змінюється в межах $0 \dots 1$, визначає відношення максимальної висоти мікронерівностей наведеного ріжучого профілю круга до його зернистості, тобто ступінь використання розміру зерна при різанні. Залежність (2.28) зв'язує три групи параметрів шліфування: режими різання, характеристики круга й максимальну висоту мікронерівностей, рівну глибині проникнення оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга.

Зважаючи на те, що при шліфуванні не всі зерна виконують знімання матеріалу (внаслідок їхнього проходження “слід у слід”), важливо оцінити ймовірність участі зерен у різанні. Для цього слід розглянути розрахункову схему, що не враховує перекриття проекцій зерен. Якщо вважати, що всі зерна, що контактують із площиною, залишать на ній свою повну проекцію, тоді відносна повнота профілю від накладення проекцій зерен, вершини яких розташовані в елементарному горизонтальному шарі dy_s (див. рис. 2.2), визначиться інтегруванням функції $d\varepsilon_i(y)$, описаної вираженням (2.2), у межах $y_s \dots y$:

$$d\varepsilon(y) = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (y - y_s)^2 \cdot dy_s}{b \cdot V_{\text{пл}}}. \quad (2.29)$$

Відносну повноту профілю від накладення всіх елементарних шарів робочої поверхні круга можна одержати інтегруванням функції $d\varepsilon_i(y)$, описаної вираженням (2.29), у межах $0 \dots y$:

$$\varepsilon(y) = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot y^3. \quad (2.30)$$

Виходячи з рис. 2.7, за характером зміни залежність (2.30) відрізняється від аналогічної залежності (2.11) і в першу чергу тим, що може перетинати лінію $\varepsilon(y) = 1$. Це свідчить про перевищення сумарного профілю всіх зерен висоти круга. Використовуючи умову $\varepsilon(y = R_{\text{max}}) = 1$, було одержано вираження для визначення R_{max} :

$$R_{\text{max}_1} = \sqrt[3]{\frac{3b \cdot V_{\text{пл}}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.31)$$

Порівнюючи залежності (2.21) і (2.25), видно, що вони відрізняються тільки числовим коефіцієнтом. Імовірність участі зерен в утворенні наведеного ріжучого профілю круга ψ можна визначити зі співвідношення швидкостей руху площини, які забезпечують виконання умови

$$R_{\text{max}_1} = R_{\text{max}_2}.$$

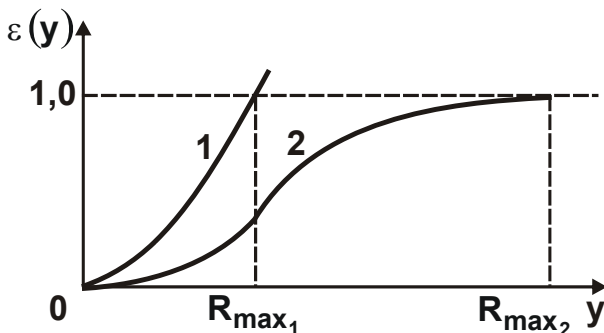


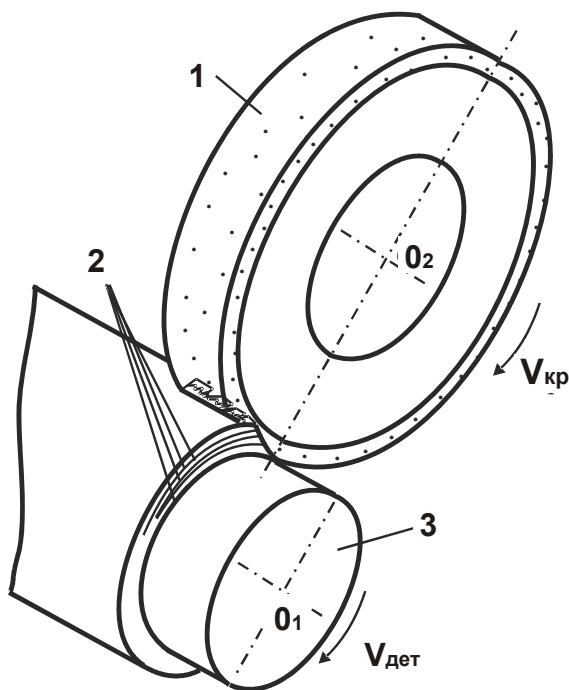
Рис. 2.7. Характер зміни залежності $\varepsilon(y)$, отриманої з урахуванням (1) і без урахування (2) ймовірностей накладення проєкцій зерен на площині, що рухається

Після розв'язання залежностей (2.25) і (2.31) відносно $V_{\text{пл}}$ і визначення співвідношення швидкостей руху площини для двох випадків, встановлено, що $\psi = 0,44$. Отже, у результаті ймовірнісного накладення зерен в утворенні наведеного ріжучого профілю круга бере участь лише 44 % зерен, тобто більше половини зерен проходить "слід у слід" і не виконує корисної роботи.

Таким чином, встановлені загальні закономірності утворення наведеного ріжучого профілю круга й аналітично описані його основні параметри – відносна повнота профілю $\varepsilon(y)$ та максимальна висота мікронерівностей R_{max} , а також виконана оцінка ймовірності участі зерен круга у різанні.

2.2. Загальні закономірності утворення ймовірнісної поверхні різання при шліфуванні

Існуючі розрахункові схеми круглого шліфування передбачають звичайно рівномірний характер розподілу знімання матеріалу уздовж дуги контакту круга з оброблюваною деталлю й, відповідно, однакові умови роботи зерен. Такі допущення покладені в основу спрощеної геометричної теорії шліфування [48; 49; 51],



Умовні позначення: 1 – круг; 2 – елементарні циліндричні оболонки припуску; 3 – деталь.

Рис. 2.8. Загальна розрахункова схема круглого поздовжнього шліфування

що дозволяє порівняно просто розрахувати середню товщину зрізу одним зерном, шорсткість обробленої поверхні й інші параметри процесу. У дійсності закономірності знімання припуску й формоутворення поверхонь при шліфуванні значно складніші. Це видно з розрахункової схеми, наведеної на рис. 2.8, у якій припуск, що знімається, представлений пакетом елементарних нескінченно тонких оболонок. Розходження діаметрів елементарних оболонок, кутів входу їх у робочу поверхню круга визначають розходження умов знімання матеріалу з оболонок, глибин їхнього впровадження в робочу поверхню круга в момент повного зрізу. Отже, розподіл знімання матеріалу й навантаженість ріжучих зерен у межах дуги контакту круга з деталлю будуть нерівномірні.

Для опису такої закономірності елементарні оболонки припуску слід замінити елементарними прямолінійними шарами, що мають ті ж кути входу в робочу поверхню круга, що й аналогічні оболонки. Прийняте спрощення цілком припустиме, тому що $t \ll R_{дет}$ (де t – глибина шліфування, м; $R_{дет}$ – радіус деталі, м). Утворення наведеного ріжучого профілю круга на елементарному шарі слід розглянути в радіальному до

круга напрямку, для чого радіальну складову швидкості руху елементарного шару, рівну швидкості руху площини $V_{пл}$, представити залежністю:

$$V_{пл} = V_{дет} \cdot \cos \alpha_T, \quad (2.32)$$

де $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

α_T – кут входу поточного елементарного шару в робочу поверхню круга.

Як видно, у міру видалення елементарного шару від зовнішнього діаметра деталі значення $V_{пл}$ зменшується, і створюються більш сприятливі умови для знімання матеріалу. Величину $\cos \alpha_T$ можна одержати з рішення системи тригонометричних рівнянь:

$$\begin{cases} R_{дет} \cdot \sin \varphi_0 = R_{кр} \cdot \sin(90^\circ - \psi_0) \\ R_{дет} \cdot \cos \varphi_0 + R_{кр} \cdot \cos(90^\circ - \psi_0) = R_{дет} + R_{кр} - t_T \end{cases} \quad (2.33)$$

де $R_{кр}$ – радіус круга, м;

t_T – координата поточного елементарного шару, м (рис. 2.9).

Тоді

$$\cos \alpha_T = \cos(\psi_0 - \varphi_0) = \quad (2.34)$$

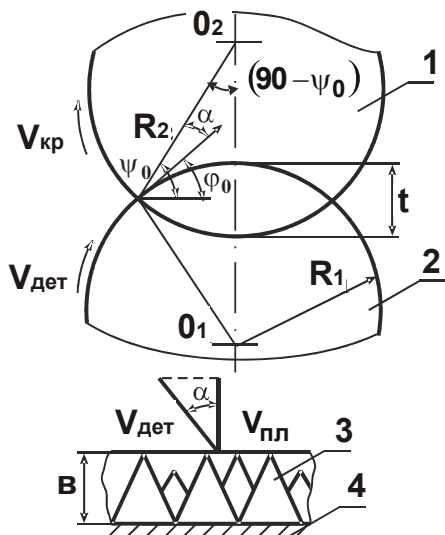
$$= \sqrt{-\frac{3t_T^2}{R_{дет} \cdot R_{кр}} - \frac{t_T^4}{4R_{дет}^2 \cdot R_{кр}^2} + \frac{2t_T}{R_{кр}} + \frac{t_T^3}{R_{дет} \cdot R_{кр}^2} + \frac{2t_T}{R_{дет}} + \frac{t_T^3}{R_{дет}^2 \cdot R_{кр}}}.$$

З урахуванням того, що $R_{дет}, R_{кр} \gg t$, маємо $\cos \alpha_T = \sqrt{2t_T \cdot \rho}$, де

$\rho = \frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}$ – наведений радіус, м⁻¹. Тоді з урахуванням залежності

(2.32), було одержано

$$V_{пл} = V_{дет} \cdot \sqrt{2t_T \cdot \rho}. \quad (2.35)$$



Умовні позначення: 1 – круг;
2 – деталь; 3 – зерна круга;
4 – зв'язка круга.

Рис. 2.9. Розрахункова
схема круглого
поздовжнього
шліфування

Глибина впровадження елементарного шару в робочу поверхню круга в радіальному напрямку, рівна максимальній висоті мікронерівностей наведеного ріжучого профілю круга R_{\max} , що визначається залежністю (2.28) при $S = 1$ з урахуванням (2.35), прийме вигляд:

$$H_T = 3 \sqrt[3]{\frac{9,45 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{\rho \cdot t_T} \quad (2.36)$$

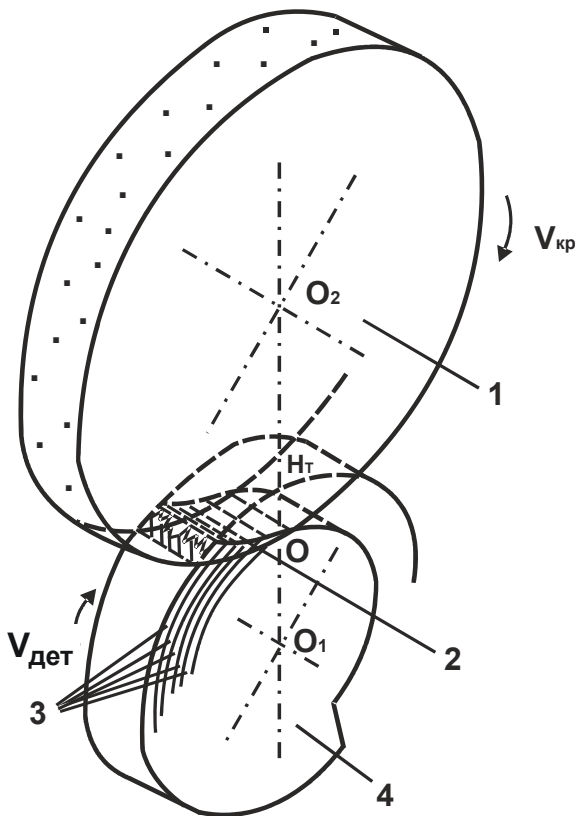
Виходячи з (2.36), максимальне значення $H_T = H_{\max}$ буде приймати периферійний елементарний шар, для якого $t_T = t$:

$$H_T = 3 \sqrt[3]{\frac{9,45 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{\rho \cdot t} \quad (2.37)$$

Тоді H_T виразиться через параметр H_{\max} :

$$H_T = H_{\max} \cdot \sqrt[6]{\frac{t_T}{t}} \quad (2.38)$$

Виходячи із залежності (2.38), зі зменшенням параметра t_T відбувається незначне зменшення параметра H_T (рис. 2.10). Отримана залежність визначає границю завершення диспергування ріжучими зернами круга оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання, і, за аналогією з обробкою лезовим інструментом, характеризує положення поверхні різання при шліфуванні. Незважаючи на дискретність знімання матеріалу при шліфуванні, поверхня різання представлена ймовірнісною суцільною поверхнею. У двовимірній системі координат залежність (2.38) визначає лінію повного знімання матеріалу, що, як буде показано нижче, є основою для розрахунку фізичних і технологічних параметрів процесу шліфування.



Умовні позначення: 1 – круг; 2 – поверхня різання; 3 – елементарні циліндричні оболонки припуску; 4 – деталь.

Рис. 2.10. Загальний вигляд поверхні різання при шліфуванні

Виходячи з рис. 2.11, повний зріз елементарних шарів із координатами $t \dots t_{T_1}$ відбувається в першій половині дуги контакту круга з деталлю, а шарів із координатами $t_{T_1} \dots t_{T_0} - b$ – у другій половині дуги контакту круга з деталлю. Повний зріз шарів із координатами $t_{T_0} \dots b$ не встигає відбутися, і тому вони формують шорсткість обробленої поверхні. Значення t_{T_1} відповідає координаті елементарного шару, повний зріз якого відбувається в точці перетинання з осью площинною шліфування O_1O_2 , визначається з умови $H_T = H_{T_1} = t_{T_1}$ й залежності (2.38):

$$H_{T_1} = H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{t}}. \quad (2.39)$$

Значення t_{T_0} відповідає координаті елементарного шару, повний зріз якого відбувається в момент виходу з робочої поверхні круга й визначається з умови $H_T = H_{T_0} = t_{T_0}$ й залежності (2.36), у якій замість $V_{\text{дет}}$ приймається значення $0,5 \cdot V_{\text{дет}}$. Це тому, що до моменту повного зрізу елементарний шар у робочій поверхні круга проходить прямий і зворотний шлях:

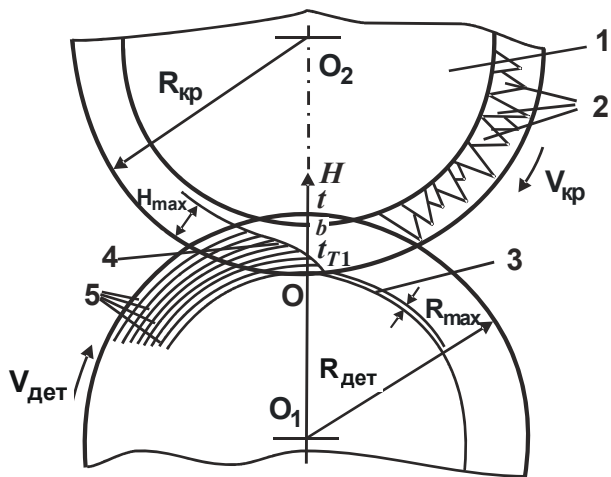
$$H_{T_0} = H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{4t}}. \quad (2.40)$$

З фізичної точки зору параметр H_{T_0} визначає максимальну висоту мікронерівностей обробленої поверхні R_{\max} , яка, виходячи із залежності (2.40), може бути описана двома величинами: максимальною глибиною

впровадження елементарного шару в робочу поверхню круга H_{\max} і глибиною шліфування t . Інші режимні й геометричні параметри виражаються через H_{\max} . У цьому випадку параметр H_{\max} , будучи характеристикою ймовірнісної поверхні різання при шліфуванні, визначає максимальну (наведену ймовірнісну) товщину зрізу при шліфуванні. Цей параметр принципово відрізняється від відомих параметрів, що визначають максимальну або середню товщину зрізу одним зерном [49; 51; 111], і з урахуванням залежностей (2.37), (2.26) і (2.27) описується:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho \cdot t}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}} \quad (2.41)$$

Для встановлення взаємозв'язку R_{\max} з параметрами шліфування, слід перетворити залежність (2.40) з урахуванням (2.37), (2.26), (2.27):



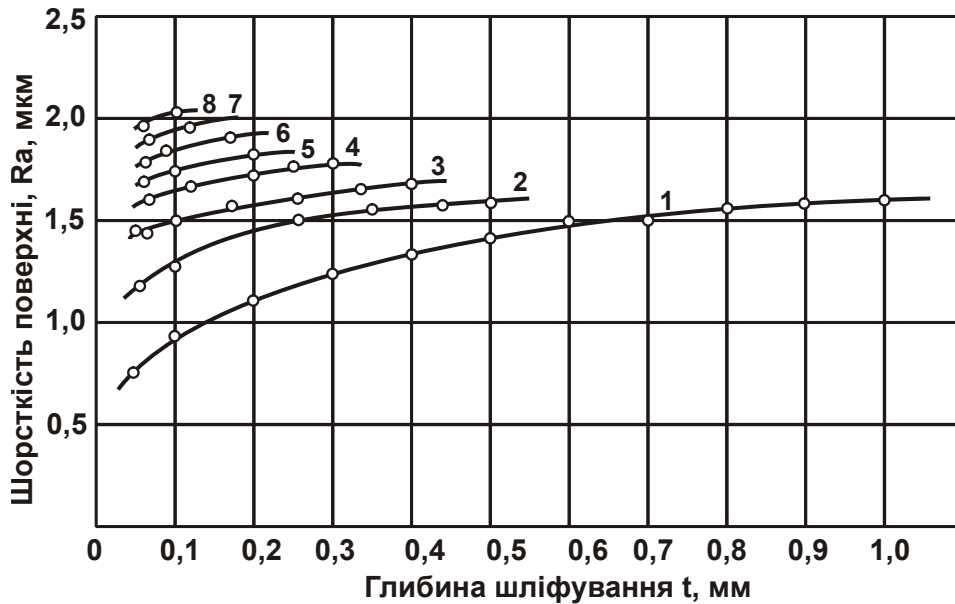
Умовні позначення: 1 – круг; 2 – ріжучі зерна круга; 3 – шар залишкової шорсткості обробленої поверхні; 4 – лінія повного знімання матеріалу; 5 – елементарні циліндричні оболонки припуску.

Рис. 2.11. Розрахункова схема характерних точок лінії повного знімання матеріалу

ність у (2.42) параметра t пов'язане з тим, що положення ймовірнісної поверхні різання не залежить від глибини шліфування t . Змінюються тільки її довжина й характеристика H_{\max} .

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2}} \quad (2.42)$$

Отримана залежність не містить глибини шліфування t , тоді як за експериментальними даними зі збільшенням t спостерігається зростання параметра шорсткості R_a (рис. 2.12). Причому зміна R_a залежно від t має місце для різних значень $V_{\text{дет}}$. Така невідповідність, як буде показано в розділі 4 роботи, обумовлена змінністю параметрів рельєфу круга для різних режимів шліфування. З кінематичної точки зору відсут-

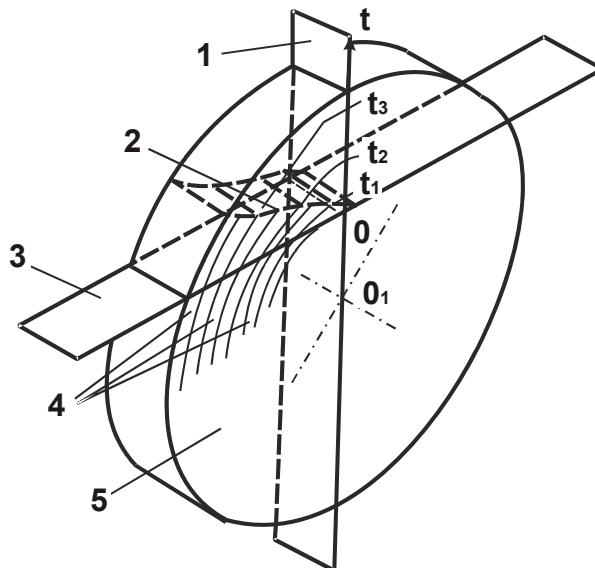


Умови шліфування: алмазний круг – 1А1 300х25 АС6 200/160 М1-01 4; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_{відн} = 0,9$; $R_{дет} = 80$ мм.

Умовні позначення: 1, ..., 6 – $V_{дет} = 1, \dots, 6$ м/хв.; 7 – $V_{дет} = 8$ м/хв.; 8 – $V_{дет} = 10$ м/хв.

Рис. 2.12. Залежність шорсткості R_a від глибини шліфування t

Як видно з рис. 2.13, зі збільшенням t параметр H_{max} збільшується, а форма лінії повного знімання матеріалу й, відповідно, шорсткість обробленої поверхні залишаються незмінними.



Умовні позначення: 1 – осьова площина шліфування; 2 – лінія повного знімання матеріалу; 3 – площина, що визначає положення вершин максимально виступаючих зерен; 4 – елементарні оболонки припуску; 5 – деталь.

Рис. 2.13. Зміна лінії повного знімання матеріалу залежно від глибини шліфування

Зміна параметрів $V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ і m в залежності (2.42) приводить до несуттєвої зміни параметра шорсткості R_{max} . Найбільше впливає із всіх вхідних в залежність (2.42) параметрів на R_{max} зернистість круга.

Таким чином, завдяки теоретико-імовірнісному підходу до опису процесу шліфування розкриті загальні закономірності утворення ймовірнісної поверхні різання при шліфуванні для випадку $t > H_{\text{max}}$, а також отримані залежності для визначення максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу й параметрів шорсткості обробленої поверхні.

2.3. Утворення ймовірнісної поверхні різання в умовах радіальної багатопрохідності знімання припуску

Існуючі схеми шліфування за характером знімання припуску можна звести до схем глибинного й багатопрохідного шліфування. Перша схема припускає знімання припуску й формоутворення поверхонь за один або кілька проходів круга. Утворення лінії повного знімання матеріалу й стабілізація процесу в цьому випадку відбувається відразу ж при першому проході, як показано в п. 2.2.

Друга схема припускає шліфування із глибиною різання, що значно менше величини припуску, що знімається. У цьому випадку утворення ймовірнісної поверхні різання при першому й навіть при другому, третьому проходах може не відбутися. Стабілізація процесу наступить лише після певного числа проходів. Це внесе суттєві зміни в закономірності розподілу знімання матеріалу уздовж дуги контакту круга з деталлю.

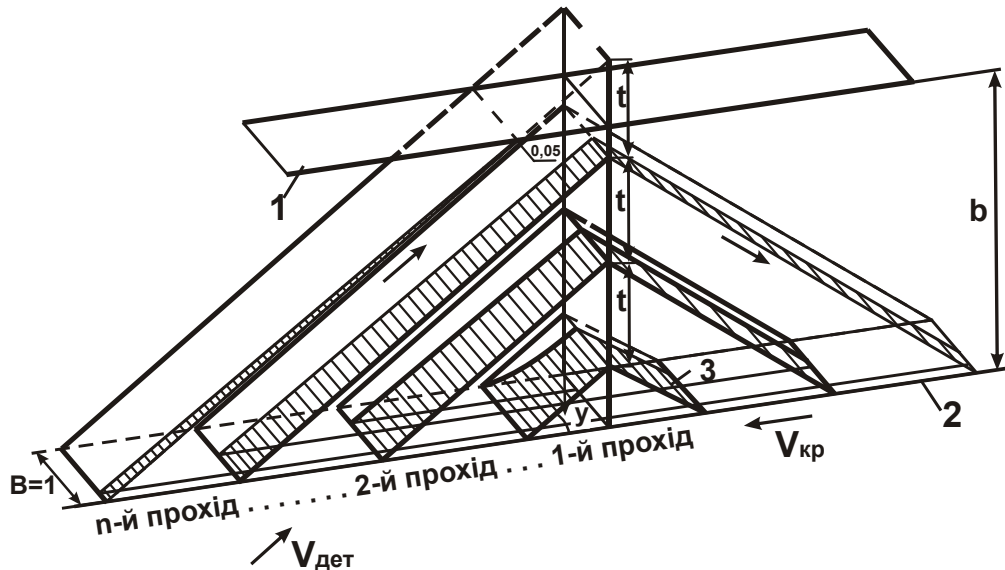
Для опису ймовірнісної поверхні різання в таких умовах із всієї сукупності елементарних шарів припуску, що контактують із робочою поверхнею круга, слід виділити елементарний шар із координатою t_T (рис. 2.14). При першому проході на поверхні елементарного шару утворюється відносна повнота профілю, проекція якої на вісь ОУ описується вираженням (2.11), представленим у вигляді:

$$\varepsilon_1(y) = 1 - \exp\left(-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b} \cdot \frac{\tau_1}{t_1} \cdot y^3\right), \quad (2.43)$$

де t_1 – поточне значення глибини впровадження фіксованого елементарного шару в робочу поверхню круга при першому проході, м;

$$\tau_1 = \frac{t_1}{V_{\text{дет}} \cdot \cos \alpha_T} - \text{час, за який елементарний шар поглибитися в}$$

робочу поверхню круга на величину t_1 .



Умовні позначення: 1 – рівень зв'язки круга; 2 – рівень максимального виступання зерен над рівнем зв'язки круга; 3 – незнятий матеріал.

Рис. 2.14. Схема утворення відносної повноти профілю на елементарному шарі припуску при багаторазовому проходженні його в робочій поверхні круга

З урахуванням (2.36) залежність (2.43) виразиться:

$$\varepsilon_1(y) = 1 - \exp\left(-\frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{2} \cdot 3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t_1 \cdot \rho}} \cdot y^3\right). \quad (2.44)$$

При досягненні елементарним шаром рівня $y = t_T = t_1$, на його поверхні утвориться відносна повнота профілю:

$$\varepsilon_1(t_T) = 1 - \exp\left(-\frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{2} \cdot 3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot t_T^{5/2}\right). \quad (2.45)$$

У момент виходу елементарного шару з робочої поверхні круга в залежності (2.45) величину $V_{\text{дет}}$ слід замінити на $0,5 \cdot V_{\text{дет}}$:

$$\varepsilon_1(0) = 1 - \exp\left(-\frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot t_{\text{T}}^{5/2}\right). \quad (2.46)$$

Після виходу елементарного шару з контакту з кругом на його поверхні будуть залишатися окремі ділянки, з якими не контактували зерна. Отже, при другому проході цього ж елементарного шару в робочій поверхні круга будуть утворюватися зрізи тільки на ділянках, що залишилися. Для визначення відносної повноти профілю при другому проході необхідно перейти до протилежної функції $\Phi_2(y) = 1 - \varepsilon_2(y)$. Використовуючи теорему множення ймовірностей незалежних випадкових величин, функція $\Phi_2(y)$ виразиться:

$$\Phi_2(y) = \Phi_1(0) \cdot \Phi_2^*(y), \quad (2.47)$$

де $\Phi_1(0) = 1 - \varepsilon_1(0)$ – імовірність незнятого матеріалу з елементарного шару після першого проході;

$\Phi_2^*(y)$ – імовірність незнятого матеріалу при другому проході без урахування роботи зерен за перший прохід:

$$\Phi_2^*(y) = \exp\left(-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{2} \cdot 3b} \cdot \frac{\tau_2}{t_2} \cdot y^3\right). \quad (2.48)$$

З урахуванням вираження для визначення τ_2 (за аналогією τ_1) отримаємо:

$$\Phi_2^*(y) = \exp\left[-\frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{y^3}{2 \cdot \sqrt{t_{2\text{T}}}} + t_{\text{T}}^{5/2}\right)\right], \quad (2.49)$$

де $t_{2\text{T}} = t + t_{\text{T}}$.

Відносна повнота профілю $\varepsilon_2(y)$ після всіх перетворень виразиться:

$$\varepsilon_2(y) = 1 - \exp\left[-\frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{y^3}{2 \cdot \sqrt{t_{2\text{T}}}} + t_{\text{T}}^{5/2}\right)\right]. \quad (2.50)$$

За аналогією визначається відносна повнота профілю при наступних проходах:

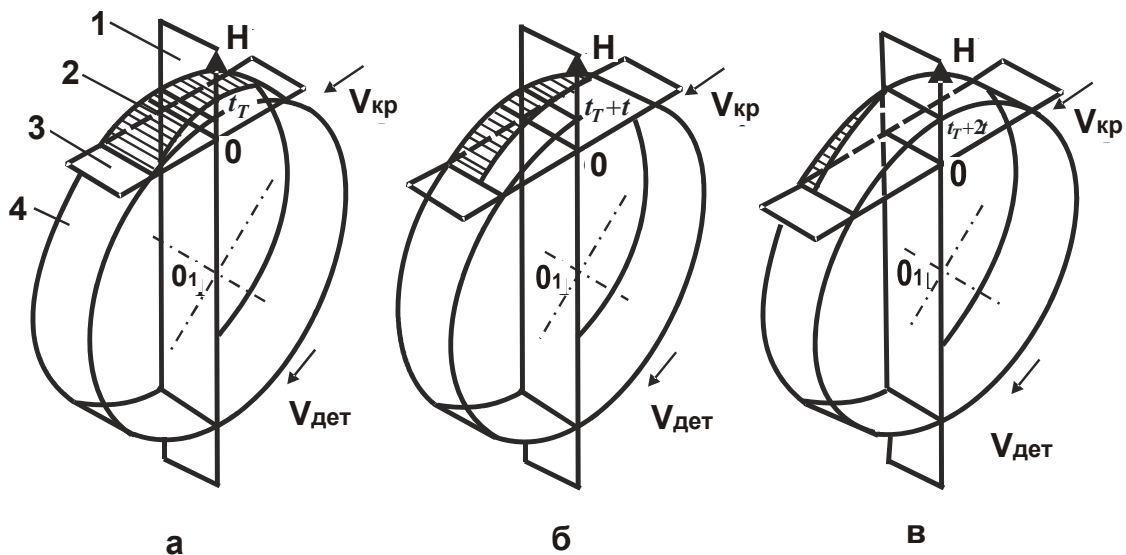
$$\varepsilon_n(y) = 1 - \exp \left[- \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{y^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{it}^{5/2} \right) \right], \quad (2.51)$$

де $t_{iT} = t_T + it$;

$t_{nT} = t_T + (n-1) \cdot t$;

n – число проходів.

Послідовність знімання матеріалу з елементарного шару (представленого для наочності у вигляді елементарної оболонки) показана на рис. 2.15. Повний зріз елементарної оболонки в цьому випадку відбувається за три контакти її із зернами круга.



Умовні позначення: 1 – осьова площина шліфування; 2 – незнятий матеріал; 3 – площина, що визначає рівень максимального виступання зерен над зв'язкою круга; 4 – елементарна оболонка.

Рис. 2.15. Характер знімання матеріалу з елементарної оболонки при першому (а), другому (б) і третьому (в) контактах її з кругом

При проходженні елементарним шаром робочої поверхні круга в певний момент відбудеться його повний зріз. Глибину впровадження елементарного шару H , що відповідає такому моменту, можна одержати з вираження (2.51) за умови $\varepsilon(H) = 0,895$. Логарифмуючи залежність (2.51), після нескладних перетворень було отримано:

$$H = \sqrt[3]{2} \cdot \sqrt[6]{t_{nT}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{A_0} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}}, \quad (2.52)$$

де $\frac{1}{A_0} = \frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}$.

Аналіз залежності (2.52) з урахуванням $t_{nT} = t_T + (n-1) \cdot t$ і $t_{iT} = t_T + it$ показує екстремальний характер зв'язку H й t_T . Тому є такий елементарний шар, глибина впровадження якого в робочу поверхню круга в момент повного зрізу – максимальна, тобто $H = H_{\text{max}}$. Для визначення екстремального значення t_T необхідно взяти похідну від H і отримане вираження прирівняти до нуля:

$$\left(\frac{1}{A_0} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right) = 5 \cdot t_{nT} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{3/2}. \quad (2.53)$$

Замінивши ліву частину (2.53) вираженням (2.52) з урахуванням $H = H_{\text{max}}$, було одержано:

$$H_{\text{max}}^3 = 10 \cdot t_{nT_{\text{екстр}}}^{3/2} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{екстр}}}^{3/2}. \quad (2.54)$$

Значення t_T , що входить у параметри t_{nT} і t_{iT} залежності (2.54), можна визначити тільки чисельним розрахунком, задаючи значення t , H_{max} і $n = H_{\text{max}} / t$ (значення n округляється з надлишком до цілого числа й приймає значення $n \geq 2$).

З урахуванням перетворень рівняння (2.54) виразиться:

$$H_{\text{max}}^3 = 10 \cdot [t_{T_{\text{екстр}}} + (n-1) \cdot t]^{3/2} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} [t_{T_{\text{екстр}}} + it]^{3/2}. \quad (2.55)$$

Отримане рівняння справедливе для всього діапазону $t = t^* \dots \infty$. При $t < t^*$ вираження (2.52) не має екстремальної залежності H від t_T .

У цьому випадку значення H_{\max} буде приймати екстремальний шар, для якого виконується умова $H_{\max} = t_{nT}$. Правильність такого висновку обґрунтована тим, що всі шари, які розміщені вище, виходячи з вираження (2.52), приймають значення $H < H_{\max}$ і тому не є визначальними. Шари, які розміщені вище, у зв'язку зі зміною напрямку їхнього руху при досягненні осьової площини, не можуть приймати значення глибини впровадження, рівні H_{\max} . Отже, $t_{nT_{\text{екстр}}} = H_{\max}$, $t_{nT_{\text{екстр}}} = H_{\max} - (n-1) \cdot t$.
 Значення t^* визначиться з рівняння (2.55) за умови $n=2$,
 $t_{nT_{\text{екстр}}} + (n-1) \cdot t^* = H_{\max}$. Після перетворень було отримано:

$$t^* = 0,785 \cdot H_{\max} \cdot \quad (2.56)$$

Наведені в табл. 2.2 і 2.3 результати розрахунку параметрів екстремального елементарного шару показують, що з достатньою для практики точністю, при $t \geq H_{\max}$, число проходів n можна прийняти рівним одиниці, тому що розходження між t і $t_{nT_{\text{екстр}}}$ незначне й становить для $t = H_{\max} - 1 \dots 20\%$, а для $t > H_{\max} - 1 \dots 10\%$.

Таблиця 2.2

**Значення параметрів екстремального шару
 для різних t при $H_{\max} = 10 \cdot 10^{-6}$ м**

$t \cdot 10^{-6}$, м	n	$t_T \cdot 10^{-6}$, м	$t_{nT_{\text{екстр}}} \cdot 10^{-6}$ м
2	6	0	10
5	3	0	10
8,4	2	1,6	10
9	2	0,11	9,11
10	2	0,1	10,1
20	2	0,05	20,05
100	2	0,01	100,01

Це суттєво спрощує методику розрахунку. При такій умові для $t \geq H_{\max}$ екстремальним елементарним шаром завжди буде шар із коор-

динатою $t_{nT_{\text{екстр}}} = t$, $t_{iT_{\text{екстр}}} = 0$, а для $t < H_{\text{max}}$ – шар із координатою $t_{nT_{\text{екстр}}} = H_{\text{max}}$, $t_{iT_{\text{екстр}}} = H_{\text{max}} - (n-1) \cdot t$.

Таблиця 2.3

**Значення параметрів екстремального шару для різних t
при $H_{\text{max}} = 5 \cdot 10^{-6}$ м**

$t \cdot 10^{-6}$, м	n	$t_T \cdot 10^{-6}$, м	$t_{nT_{\text{екстр}}} \cdot 10^{-6}$, м
2	3	1,0	5
3,95	2	1,0	5
5	2	0,95	5,95
10	2	0,68	10,68
20	2	0,45	20,45
100	2	0,18	100,18

Рівняння ймовірнісної поверхні різання (а в осьовій площині шліфування – рівняння лінії повного знімання матеріалу) можна установити з вираження (2.52), попередньо визначивши величину $1/A_0$. Слід прийняти у (2.52) $H = H_{\text{max}}$, $t_T = t_{T_{\text{екстр}}}$ і розв'язати рівняння відносно $1/A_0$:

$$\frac{1}{A_0} = \frac{H_{\text{max}}^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT_{\text{екстр}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{екстр}}}^{5/2} \quad (2.57)$$

Після підстановки залежності (2.57) в (2.52), було одержано рівняння лінії повного знімання матеріалу, яке справедливо для першої половини кута контакту круга з деталлю (рис. 2.16):

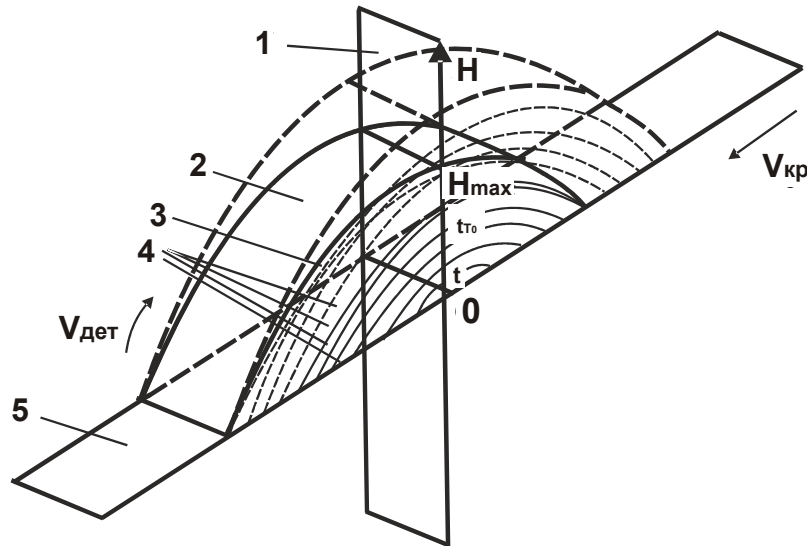
$$H = \sqrt[3]{2} \cdot \sqrt[6]{t_{nT}} \cdot \sqrt[3]{\frac{H_{\text{max}}^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT_{\text{екстр}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{екстр}}}^{5/2} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}} \quad (2.58)$$

Для опису лінії повного знімання матеріалу в другій половині кута контакту достатньо знати значення t_{T_0} елементарного шару, повний зріз якого відбувається в момент виходу з робочої поверхні круга. Значення

t_{T_0} дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні R_{\max} і визначається з умови:

$$H(t_{nT_{\text{вх}}}) = 0, \quad (2.59)$$

де $t_{nT_{\text{вх}}} = R_{\max} + t$ – координата елементарного шару припуску, повний зріз якого відбувається в точці входу в робочу поверхню круга, м.



Умовні позначення: 1 – осьова площина шліфування; 2 – поверхня різання; 3 – лінія повного знімання матеріалу; 4 – елементарні оболонки; 5 – площина, що визначає рівень максимального виступання зерен над зв'язкою круга.

Рис. 2.16. Утворення поверхні різання в умовах радіальної багатопрохідності шліфування

Підкоривши залежність (2.58) умові $H(t_{nT_{\text{вх}}})=0$, було одержано рівність для знаходження $t_{nT_{\text{вх}}}$ і відповідно R_{\max} :

$$\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{вх}}}^{5/2} = \frac{H_{\max}^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT_{\text{екстр}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{екстр}}}^{5/2}. \quad (2.60)$$

У випадку $t \geq H_{\max}$, коли $t_{nT_{\text{екстр}}} = t$, $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{екстр}}}^{5/2} = 0$, рівність (2.60)

спроститься й прийме вигляд: $R_{\max}^{5/2} = \frac{H_{\max}^3}{2 \cdot \sqrt{t}}$ або

$$R_{\max} = H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{4 \cdot t}} \quad (2.61)$$

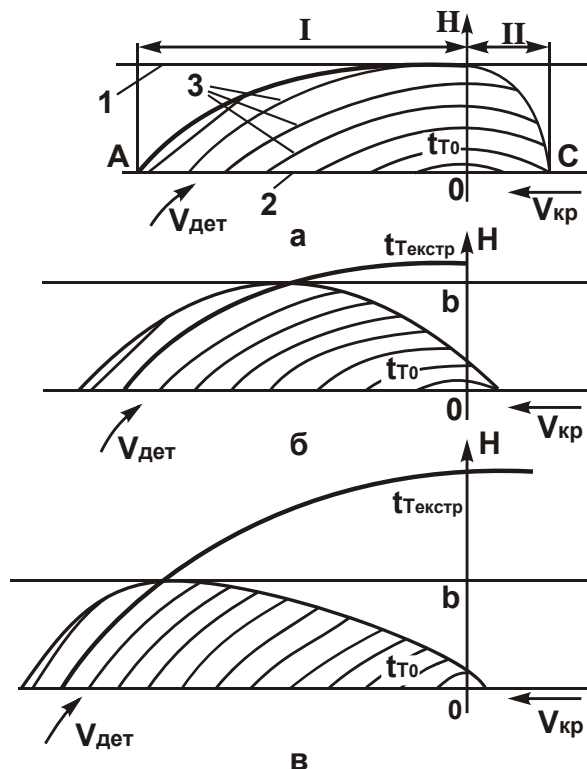
Залежність (2.61) ідентична отриманій раніше залежності (2.40).

У випадку $t < H_{\max}$, коли $t_{n\text{Текстр}} = H_{\max}$, $t_{\text{Текстр}} = H_{\max} - (n-1) \cdot t$, параметр R_{\max} визначається з рівняння:

$$\sum_{i=0}^{n-2} t_{i\text{Твх}}^{5/2} = 0,5 \cdot H_{\max}^{5/2} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i\text{Текстр}}^{5/2}, \quad (2.62)$$

у якому $t_{\text{Твх}} = R_{\max} - (n-1) \cdot t$.

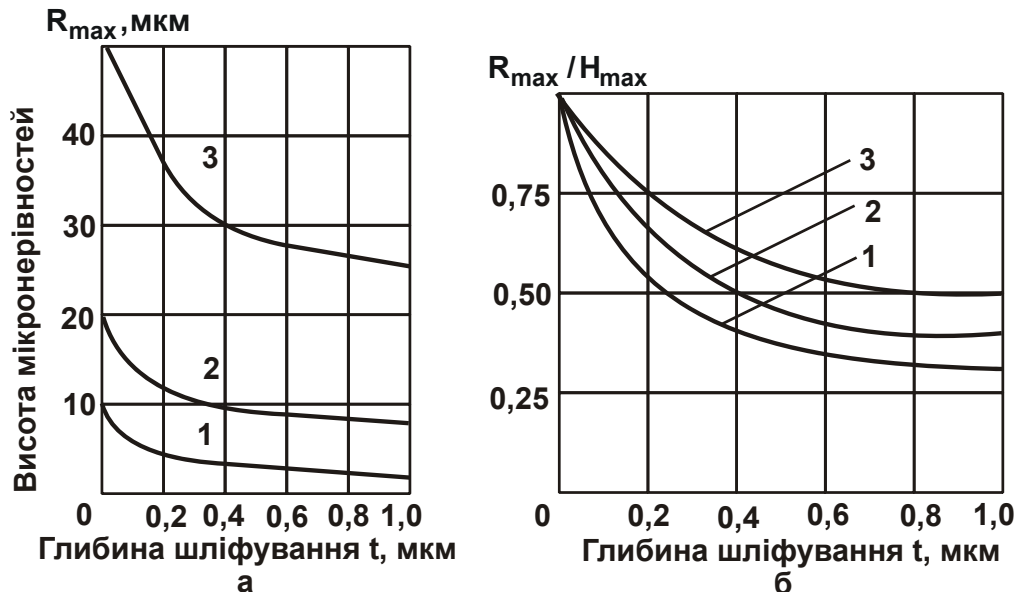
На рис. 2.17 наведені графіки зміни лінії повного знімання матеріалу залежно від глибини шліфування t для різних значень H_{\max} . Для наочності припуск представлений елементарними оболонками.



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

Рис. 2.17. Зміна форми повного знімання матеріалу в умовах радіальної багатопрохідності залежно від глибини шліфування: а – при $t \ll b$; б – при $t \geq b$; в – при $t \gg b$

Як видно з рис. 2.17, зі збільшенням t конфігурація лінії повного знімання матеріалу змінюється. Змінюються також співвідношення між параметрами H_{\max} і R_{\max} (рис. 2.18).



Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $R_{\text{дет}} = 50$ мм; $R_{\text{кр}} = 100$ мм.

Умовні позначення: 1 – $H_{\max} = 10$ мкм; 2 – $H_{\max} = 20$ мкм; 3 – $H_{\max} = 50$ мкм.

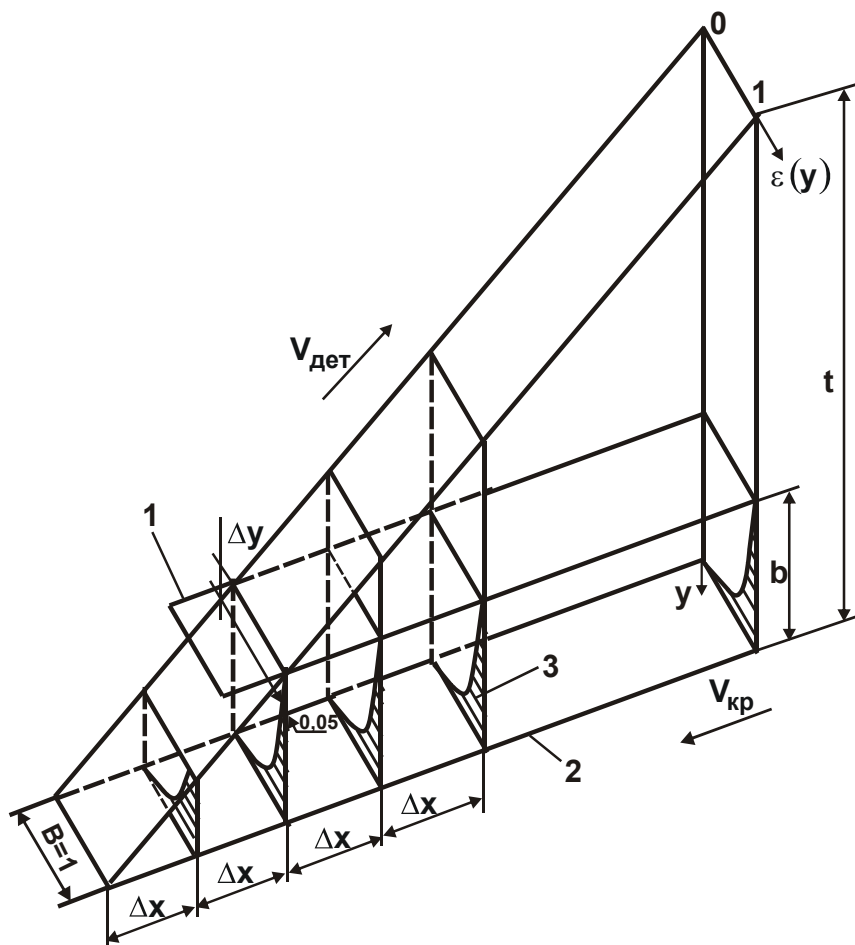
Рис. 2.18. Залежності R_{\max} (при $H_{\max} = \text{const}$) (а) і R_{\max}/H_{\max} (б) від t

При однаковому значенні H_{\max} і зі збільшенням t у 5 разів максимальна висота мікронерівностей обробленої поверхні R_{\max} зменшується в 1,5 – 3 рази. Такий результат свідчить про можливість поліпшення якості обробки при збереженні однакової навантаженості зерен круга в умовах глибинного шліфування. Причому, чим більше H_{\max} і t , тим менше відношення R_{\max}/H_{\max} і вище ефективність шліфування.

З огляду на ймовірнісний характер участі зерен у різанні викликає інтерес визначення відсотка працюючих зерен, який у п. 2.1 встановлено для наведеного ріжучого профілю й становить 44 %. Для цього спочатку слід розглянути закономірність утворення повного профілю на периферійному елементарному шарі, який визначає кінематичні співвідношення шліфування для випадку $t > H_{\max}$.

Необхідно представити робочу поверхню круга у вигляді циліндричної фрези, зуби якої утворені зернами, розташованими на ділянці нескінченно малої ширини $\Delta x \rightarrow 0$ (рис. 2.19). При взаємному переміщенні

елементарного шару (вертикальної проекції шару) у вертикальному напрямку й зубів фрези в горизонтальному напрямку відбувається їхній періодичний контакт. У результаті на елементарному шарі на рівні $(H_{\max} - \Delta y)$ утворюється повний профіль $\varepsilon(y) = 0,895$. Деякий запас Δy необхідний для безперешкодного переміщення елементарного шару до рівня H_{\max} доти, поки останній зуб не переміститься на величину Δx й не вступить у контакт. При недотриманні цього відношення оброблюваний матеріал буде підніматися вище граничного рівня H_{\max} .



Умовні позначення: 1 – площина, що визначає рівень максимального виступання зерен над зв'язкою; 2 – площина, що визначає рівень зв'язки; 3 – незнятий матеріал.

Рис. 2.19. Розрахункова схема кількості працюючих зерен

При періодичному контакті елементарного шару із зубами відбувається зміна відносної повноти профілю вертикальної проекції шару (див. рис. 2.19). З огляду на рівномірний розподіл вершин зерен у зубі за двома напрямками (висотою й шириною зуба), можна припустити рівномірну участь кожного зерна в різанні. У цьому випадку вершини зерен елементарного зуба при взаємодії із шаром рівномірно розподіляються

по площі контакту $1 \times (H_{\max} - \Delta y)$ й ті зерна, вершини яких потраплять в область “незнятого матеріалу”, будуть вважатися працюючими, інші зерна участі в різанні брати не будуть. Отже, число працюючих зерен у площині зуба пропорційно заштрихованій частині площі, що відповідає величині незнятого матеріалу, і описується перетвореною функцією $\Phi(y)$:

$$\Phi(y) = \exp \left[- \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}} \cdot (t - y)^3 \right]. \quad (2.63)$$

Відсоток працюючих зерен ψ дорівнює відношенню заштрихованої площі $\int_{(H_{\max} - \Delta y)}^t \Phi(y) dy$ до всієї площі $1 \times (H_{\max} - \Delta y)$. Приймавши $\Delta x \rightarrow 0$, було одержано $\Delta y \rightarrow 0$, тобто повний профіль у межі утворюється на рівні H_{\max} . Для зручності інтегрування слід розширити межу інтегрування від $-\infty$ до t , що не внесе істотних похибок у результати обчислень:

$$\psi = \frac{1}{1 \cdot H_{\max}} \cdot \int_{-\infty}^t \exp \left[- \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}} \cdot (t - y)^3 \right] dy. \quad (2.64)$$

Необхідно ввести нову змінну величину:

$$U = \sqrt[3]{\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}} \cdot (t - y).$$

Після підстановки її у вираження (2.64) було отримано

$$\psi = \frac{1}{H_{\max}} \cdot \sqrt[3]{\frac{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \int_0^{\infty} \exp(-U^3) \cdot dU. \quad (2.65)$$

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

$$\int_0^{\infty} \exp(-U^3) dU = \frac{1}{3} \cdot \Gamma\left(\frac{1}{3}\right) = \Gamma(1,3) = 0,83. \quad (2.66)$$

З урахуванням залежностей (2.42) і (2.66), відсоток працюючих зерен для периферійного елементарного шару, обумовлений залежністю (2.65), буде дорівнювати $\psi = 44 \%$. Для всіх елементарних шарів, розташованих ближче до центра деталі, параметр ψ буде зменшуватися, тому що рівень утворення повного профілю для них нижче рівня H_{\max} .

Таким чином, незважаючи на різні методи розрахунку параметра ψ для реального шліфування й наведеного ріжучого профілю круга, описаного в п. 2.1, отримані однакові результати, що свідчить про вірогідність розробленої математичної моделі шліфування.

Для визначення відсотка працюючих зерен у випадку $H_{\max} > t$ розрахунок необхідно виконати по екстремальному елементарному шару, тому що він має максимальну глибину впровадження в робочу поверхню круга і є визначальним. Функцію $\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y)$ для такого шару необхідно розглянути у вигляді, описаному залежністю (2.51). Після інтегрування функції $\Phi(y)$ за вищенаведеною методикою було одержано:

$$\psi = \frac{0,83}{H_{\max}} \cdot \sqrt[3]{\frac{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho} \cdot \sqrt{t_{\text{нТ}}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot e^{-\frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \rho}} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{\text{іТ}}^{5/2}}. \quad (2.67)$$

Залежність (2.67) визначає відсоток працюючих зерен в екстремальному елементарному шарі з урахуванням багаторазового проходження їм робочої поверхні круга. Залежність (2.67) містить суму $\sum_{i=0}^{n-2} t_{\text{іТ}}^{5/2}$,

що характеризує багатопрохідність утворення повного профілю на елементарному шарі. Якщо повний профіль утворюється за один контакт елементарного шару з кругом, тобто $t > H_{\max}$ (глибинне шліфування), то

$t_{\text{Текстр}} \rightarrow 0$, $\sum_{i=0}^{n-2} t_{\text{іТ}}^{5/2} \rightarrow 0$ і $\psi = 44 \%$, що відповідає значенню, отриманому

по залежності (2.65). Результати обчислень ψ для $H_{\max} = 10 \cdot 10^{-6}$ м наведені в табл. 2.4.

Розрахункові значення параметра ψ

$t \cdot 10^{-6}$, м	1	5	10	50	100
ψ , %	6,65	15,25	43,19	44	44

З табл. 2.4 видно, що відсоток використання зерен у різанні залежно від t неоднаковий. Зі зменшенням t у межах $0 < t < H_{\max}$ параметр ψ знижується, а при $t > H_{\max}$ – залишається практично постійним. Таким чином показано, що застосування глибинного шліфування дозволяє в максимальному ступені використовувати ріжучі можливості зерен круга, що, властиво, й визначає ефективність його застосування. Отримані значення ψ для невеликих глибин шліфування відповідають відомим експериментальним даним, наведеним у роботах [79; 101; 102; 116].

2.4. Утворення ймовірнісної поверхні різання в умовах поздовжньої багатопрохідності знімання припуску

Наведені в п. 2.3 аналітичні дослідження справедливі для схем шліфування із відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}}$, близькою до одиниці. На практиці звичайно використовуються схеми шліфування, у яких $S_{\text{відн}}$ менше одиниці й становить 0,01 – 0,5 висоти круга й менше. Знімання припуску й утворення шліфованої поверхні в цьому випадку відбувається за кілька торкань круга з фіксованим осьовим перерізом деталі, що вносить зміни у встановлені раніше закономірності утворення відносної повноти профілю круга.

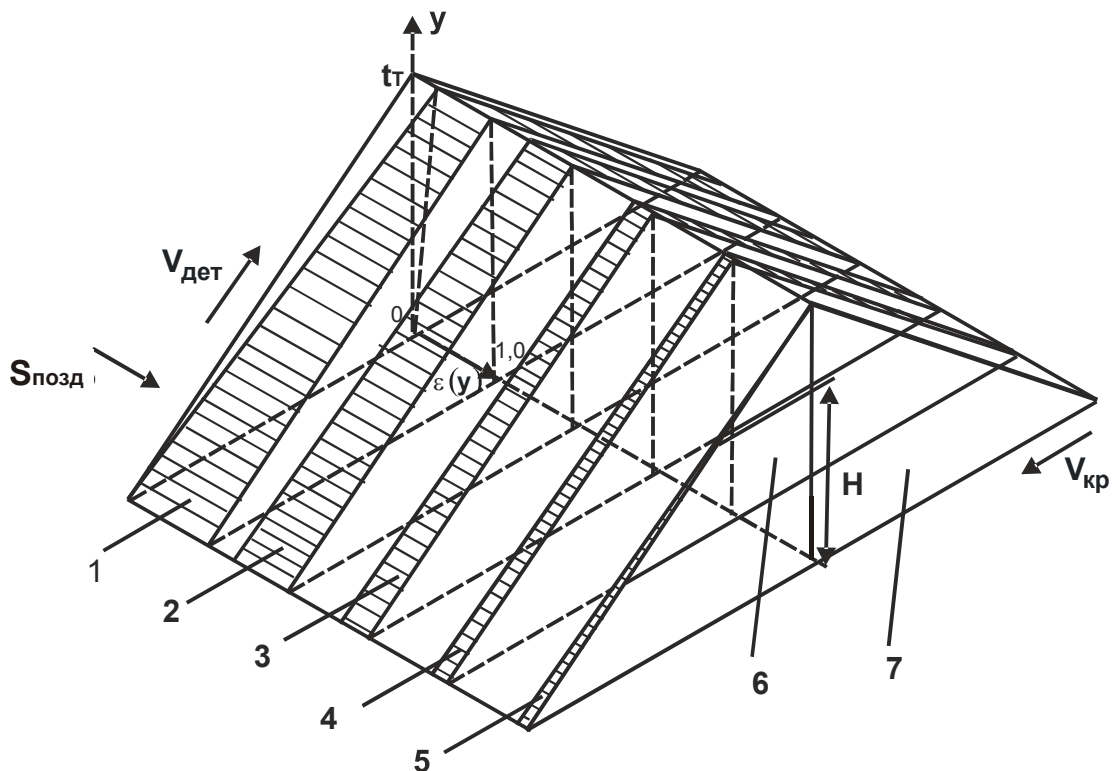
Із всієї сукупності елементарних шарів припуску слід виділити шар із координатою t_T і розглянути утворення відносної повноти профілю за $P = 1/S_D$ контактів його з робочою поверхнею круга (рис. 2.20). При першому контакті $\varepsilon_1(y)$ опишеться залежністю (2.44), при другому контакті – відносною повнотою профілю $\varepsilon_2(y)$, отриманою ймовірнісним множенням незалежних випадкових функцій $\Phi_1(0)$ і $\Phi_2(0)$, перша з яких характеризує ймовірність незнятого матеріалу при першому контакті й дорів-

нює $\Phi_1(0) = 1 - \varepsilon_1(0)$, а друга – імовірність незнятого матеріалу при другому контакті без урахування знімання при першому контакті $\Phi_2(y) = 1 - \varepsilon_2^*(y)$. Очевидно, внаслідок однакових умов при першому й другому контактах $\varepsilon_2^*(y) = \varepsilon_1(y)$, а

$$\varepsilon_1(0) = 1 - \exp \left[- \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t_{\text{T}} \cdot \rho}} \cdot t_{\text{T}}^3 \right].$$

Тоді

$$\varepsilon_2(y) = 1 - \exp \left[- \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{y^3}{2\sqrt{t_{\text{T}}}} + t_{\text{T}}^{5/2} \right) \right]. \quad (2.68)$$



Умовні позначення: 1, ..., 5 – число контактів деталі з кругом; 6 – осьова площина шліфування; 7 – площина, що визначає рівень максимального виступання зерен над зв'язкою круга.

Рис. 2.20. Схема утворення відносної повноти профілю $\varepsilon(y)$ на елементарному шарі припуску в умовах поздовжньої багатопрохідності

Відносна повнота профілю при третьому контакті визначається за аналогією $\varepsilon_3(y) = 1 - \Phi_2(0) \cdot \Phi_3(y)$, де

$$\Phi_3(y) = 1 - \varepsilon_3^*(y) = 1 - \varepsilon_1(y).$$

Після перетворень було отримано

$$\varepsilon_3(y) = 1 - \exp \left[- \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{y^3}{2\sqrt{t_T}} + 2 \cdot t_T^{5/2} \right) \right]. \quad (2.69)$$

Відносна повнота профілю при $P = 1/S_{\text{відн}}$ -му контакті виразиться:

$$\varepsilon_P(y) = 1 - \exp \left[- \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(\frac{y^3}{2\sqrt{t_T}} + (P-1) \cdot t_T^{5/2} \right) \right]. \quad (2.70)$$

Глибину впровадження елементарного шару в робочу поверхню круга H , при якій відбувається його повний зріз, було одержано з умови $\varepsilon_P(y = H) = 0,895$:

$$H = \sqrt[3]{2} \cdot \sqrt[6]{t_T} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{A_0} - (P-1) \cdot t_T^{5/2}}, \quad (2.71)$$

де $\frac{1}{A_0} = \frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}}{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}$.

Отримана залежність (2.71) має більш складний вигляд, чим аналогічна залежність (2.36). На відміну від неї, в залежність (2.71) входить доданок $(P-1) \cdot t_T^{5/2}$, обумовлений поздовжньою багатопрохідністю утворення відносної повноти профілю круга. Зі збільшенням числа контактів P параметр H знижується. При $P = 1$ залежність (2.71) ідентична (2.36). Екстремальний характер залежність H від t_T буде мати при $P > 1$ контактах круга з деталлю. Для визначення $t_{T_{\text{екстр}}}$, що відповідає максимуму величини H , слід продиференціювати (2.71) по t_T й похідну порівняти з нулем:

$$t_{T_{\text{екстр}}} = \left[\frac{1}{6 \cdot A_0 \cdot (P - 1)} \right]^{2/5} \cdot \quad (2.72)$$

Максимальну глибину впровадження елементарного шару в робочу поверхню круга H_{max} можна встановити із залежності (2.71), підставляючи в неї значення $t_{T_{\text{екстр}}}$:

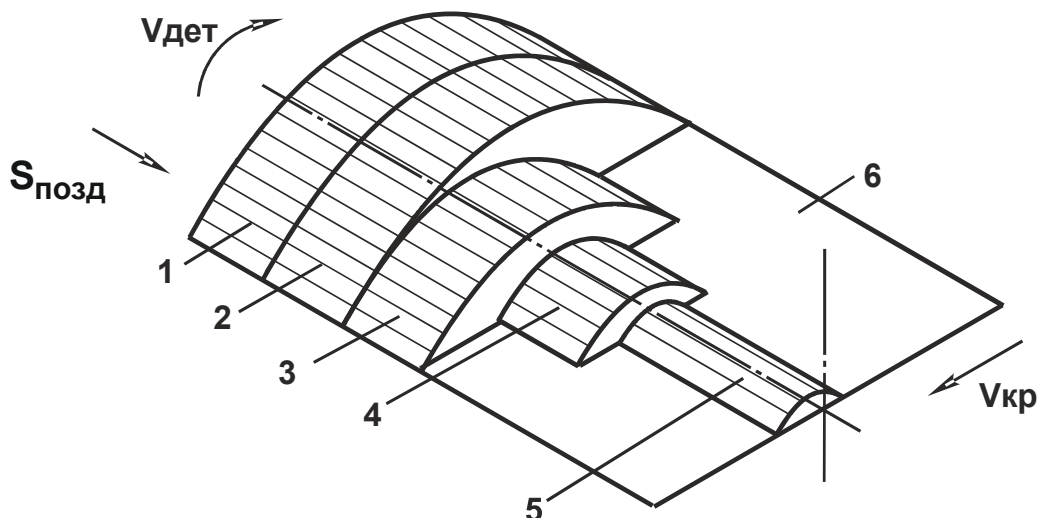
$$H_{\text{max}} = 6 \sqrt[6]{\frac{25}{9 \cdot \sqrt[5]{36}}} \cdot \frac{1}{A_0^{2/5}} \cdot \frac{1}{(P - 1)^{1/15}} \cdot \quad (2.73)$$

З урахуванням $1/A_0$ параметр H_{max} виразиться:

$$H_{\text{max}} = 6 \sqrt[6]{\frac{25}{9 \cdot \sqrt[5]{36}}} \cdot \left(\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{2/5} \cdot \frac{1}{(P - 1)^{1/15}} \cdot \quad (2.74)$$

Виходячи із залежності (2.74), збільшення P незначно впливає на зниження H_{max} .

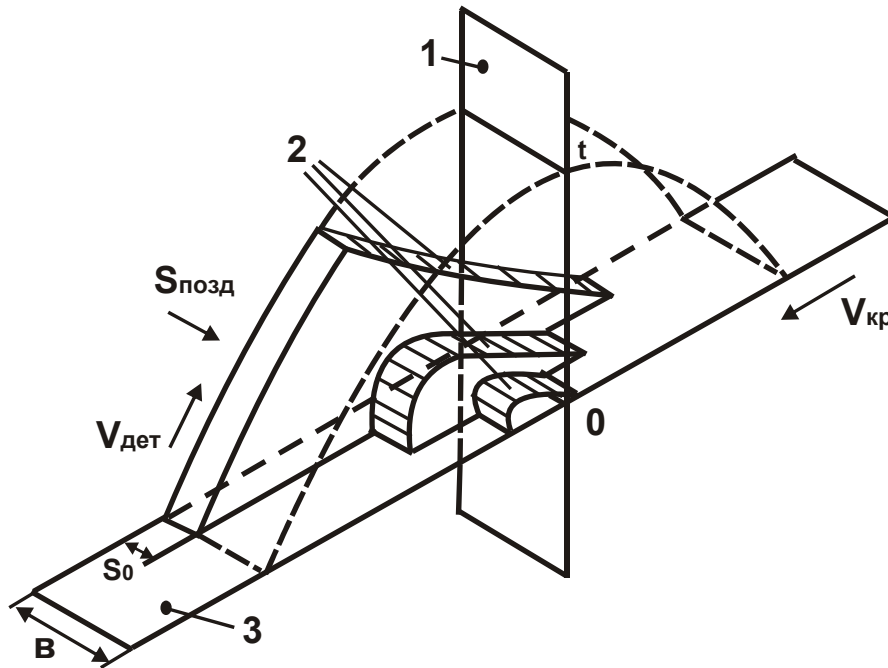
У загальному вигляді послідовність знімання припуску графічно зображена на рис. 2.21.



Умовні позначення: 1, ..., 5 – число контактів деталі з кругом; 6 – площина, що визначає рівень максимального виступання зерен над зв'язкою круга.

Рис. 2.21. Схема знімання припуску при круглому глибокому поздовжньому шліфуванні

У випадку, якщо повний зріз елементарних шарів відбувається, починаючи з першого контакту (тобто при $P = 1$), то максимальна (наведена ймовірнісна) товщина зрізу H_{\max} досягається на найбільш віддаленому (периферійному) елементарному шарі, а зміна лінії повного знімання матеріалу підкоряється залежності (2.38). При наступних контактах елементарних шарів із кругом параметр H_{\max} зменшується, а екстремальний елементарний шар зміщується до центра деталі (рис. 2.22).



Умовні позначення: 1 – осьова площина шліфування; 2 – поверхні різання при шліфуванні першою, другою й третьою ділянками висоти круга; 3 – площина, що визначає рівень максимального виступання зерен над зв'язкою круга.

Рис. 2.22. Схема знімання припуску при круглому глибокому поздовжньому шліфуванні

Слід установити характер зміни параметра шорсткості R_{\max} залежно від числа контактів P . Для цього в залежності (2.70) слід прийняти $y = t_T$, а доданок $y^3 / 2\sqrt{t_T}$ замінити $t_T^{5/2}$. Після логарифмування й деяких перетворень залежності (2.70) було отримано

$$t_T = R_{\max} = \left(\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot P} \right)^{2/5} \quad (2.75)$$

З урахуванням залежностей (2.26) і (2.27) одержано

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot P^2}} \quad (2.76)$$

Виходячи із (2.76), вплив P на R_{\max} більш значний, ніж P на H_{\max} . Зі збільшенням числа контактів P , при незмінності інших параметрів, шорсткість обробленої поверхні знижується. Зменшується і R_{\max}/H_{\max} . Необхідно виразити $V_{\text{дет}}$ і P через $S_{\text{відн}}$, з огляду на $P = 1/S_{\text{відн}}$:

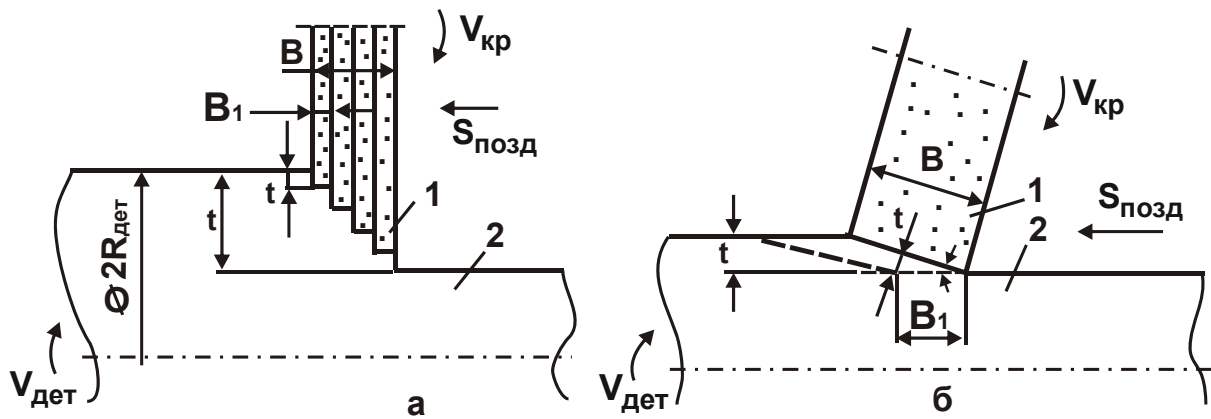
$$V_{\text{дет}} = S_{\text{позд}} \cdot \frac{2\pi \cdot R_{\text{дет}}}{B_1} = S_{\text{позд}} \cdot \frac{2\pi \cdot R_{\text{дет}}}{S_{\text{відн}} \cdot B},$$

де $S_{\text{позд}}$ – поздовжня подача, м/с.

Параметр R_{\max} прийме вигляд:

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{4 \cdot 10^5 \cdot \pi^4 \cdot \bar{X}^6 \cdot S_{\text{позд}}^2 \cdot R_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot B^2}} \quad (2.77)$$

Як видно, на параметр шорсткості R_{\max} не впливають $V_{\text{дет}}$ і $S_{\text{відн}}$, розглядаючи тут $S_{\text{відн}}$ як функцію $V_{\text{дет}}$. Параметр шорсткості R_{\max} при поздовжньому шліфуванні визначається величиною поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ і висотою круга B . Установлені закономірності справедливі при роботі кругом із прямолінійним профілем. У процесі шліфування в результаті нерівномірності навантаженості окремих ділянок круга, як це видно з рис. 2.23, буде спостерігатися нерівномірне його зношування уздовж утворюючої. У початковий момент шліфування (після виправлення круга) у зніманні матеріалу буде брати участь тільки передня “робоча” ділянка круга шириною B_1 . У міру її зношування в роботу підключиться друга ділянка такої ж ширини, що видалить незнятий матеріал від роботи першої ділянки круга. Зношування другої ділянки приведе до підключення в роботу третьої ділянки й надалі всієї висоти круга.



Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Рис. 2.23. Схеми круглого поздовжнього шліфування зі східчастим (а) і безступінчастим (б) забірним конусом шліфувального круга

У результаті такого зношування окремих ділянок круга на його поверхні утворюється східчастий забірний конус, що у сталому режимі шліфування буде підкорятися рівномірному зношуванню по всій його довжині (див. рис. 2.23). Процес знімання припуску й формоутворення поверхонь у цих умовах прийме ще більш складний характер, ніж це мало місце при роботі круга із прямолінійною утворюючою. Зсув зрізів по глибині шліфування буде відбуватися як від поздовжньої багатопрохідності, так і від різновисотності розташування ріжучих ділянок круга. За один поздовжній хід круга кожна ріжуча ділянка зніме шар матеріалу величиною $\Delta t = t/P$. Математичну модель такої схеми формоутворення поверхні можна представити шліфуванням кругом висотою B_1 з умовною глибиною шліфування Δt .

Тоді відносна повнота профілю опишеться залежністю (2.51), у якій замість параметра t слід прийняти параметр Δt . У випадку, коли $\Delta t \geq H_{\max}$, тобто при $t_{\text{пт}} = t$ і $\sum_{i=0}^{n-2} t_{i\text{T}}^{5/2} = 0$, згідно з залежністю (2.52), максимальна глибина впровадження елементарного шару в робочу поверхню круга виразиться:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{9,45 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\Delta t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.78)$$

Після перетворень Δt із урахуванням залежностей (2.26) і (2.27) було одержано:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{V_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t \cdot \frac{2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot \rho}{B}}. \quad (2.79)$$

Режимні параметри $V_{\text{дет}}$, $S_{\text{позд}}$ і t в залежності (2.79) однаковою мірою впливають на H_{\max} . Порівняно із залежністю (2.42), вплив $V_{\text{дет}}$ на H_{\max} нижче, тобто утворення забірної конуса на крузі створює додатковий резерв управління процесом шліфування.

Шорсткість обробленої поверхні у випадку $\Delta t \geq H_{\max}$ опишеться відомою залежністю (2.41), що не містить параметрів t і $S_{\text{відн}}$.

Залежність (2.79) дозволяє пояснити експериментальні результати, установлені в роботі Байкалова А. К. [6], згідно з якими при 50-кратному збільшенні поперечної подачі розподіл товщин стружок залишався практично незмінним (див. рис. 1.8). Дійсно, впливаючи із залежності (2.79), при 50-кратному збільшенні t максимальна товщина зрізу H_{\max} зростає тільки в 1,9 раза, що досить складно зафіксувати дослідним шляхом.

Аналогічну залежність H_{\max} можна одержати для поздовжнього шліфування кругом, що має безступінчастий забірний конус. Виходячи з рис. 2.23б, за один оберт деталі круг знімає шар матеріалу площею поперечного перерізу $B \times \Delta t$, де $\Delta t = S_0 \cdot \sin \alpha = S_0 \cdot \frac{t}{B} = 2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot \frac{S_{\text{позд}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \frac{t}{B}$.

Після підстановки Δt в залежність (2.78), з урахуванням \bar{X} і m , параметр H_{\max} прийме вигляд залежності (2.79). Отже, форма забірної конуса круга (східчаста або безступінчаста) не впливає на величину максимальної товщини зрізу H_{\max} .

У випадку $\Delta t < H_{\max}$ параметр H_{\max} визначиться із залежності (3.52), приймаючи в якості екстремального елементарний шар із координатами $t_{\text{нт}} = H_{\max}$; $t_{\text{T}} = H_{\max} - (n-1) \cdot \Delta t$.

Таким чином, у результаті виконаних досліджень розкритий механізм знімання матеріалу й формоутворення поверхонь при шліфуванні стосовно різних схем і умов обробки. Отримано аналітичні залежності,

що виражають взаємозв'язок вхідних даних (режимів шліфування, характеристик круга й деталі) з основним параметром шліфування – максимальною (наведеною ймовірнісною) товщиною зрізу й вихідних технологічних показників, у даному випадку – шорсткістю обробленої поверхні. Ці результати надалі будуть використані для розрахунку та оптимізації режимів шліфування.

2.5. Оцінка вірогідності результатів розрахунків

Для оцінки вірогідності отриманих теоретичних рішень виконані експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні при круглому зовнішньому алмазному шліфуванні твердосплавної дискової фрези із відносною поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} = 0,9$. Виконувалися виміри параметра шорсткості обробки R_a . Розрахунок R_a проводився по залежності (2.42) з урахуванням відомого відношення $R_a = 0,2 \cdot R_{\text{max}}$. Порівняння розрахункових і експериментальних значень R_a і R_{max} показує досить високий ступінь їхньої збіжності (розбіжність у межах 40 %), що підтверджує вірогідність розробленої математичної моделі шліфування.

Для більш точного визначення зазначених параметрів слід скористатися аналогічними розрахунковими залежностями, наведеними в подальших розділах 4 і 5, у яких ураховується лінійне зношування зерен і зміна форми їхньої ріжучої частини в процесі шліфування.

Для даних умов обробки слід визначити значення максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу H_{max} , для чого можна скористатися експериментальними значеннями параметра шорсткості R_{max} , наведеними в табл. 2.5, і залежністю (2.41). Як впливає з табл. 2.6, залежно від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ параметр H_{max} змінюється в межах 14,7 ... 26,7 мкм, що перевищує розрахункові значення параметра R_{max} .

Таким чином, теоретично доведено й експериментально підтверджено, що параметр H_{max} завжди більше параметра R_{max} , тоді як у відомих розрахункових залежностях така умова, як правило, не виконується. Необхідно зрівняти отриману залежність для розрахунку максимальної (наведеної) товщини зрізу H_{max} з відомими залежностями, наведеними в роботах [48; 49; 51; 102].

Таблиця 2.5

Значення параметрів шорсткості R_a і R_{max}

$V_{дет}$, м/хв.	1	2	4	6
$R_a^{експ}$, мкм	1,1	1,65	2,05	2,17
$R_a^{розр}$, мкм	1,51	1,99	2,63	3,09
$R_{max}^{експ}$, мкм	5,5	8,25	10,25	10,85
$R_{max}^{розр}$, мкм	7,55	9,96	13,15	15,46

Умови обробки: алмазний круг 1А1 300х25 АС6 250/200 М1-01 4; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8; $R_{дет} = 80$ мм; $R_{кр} = 150$ мм; $\bar{X} = 0,225$ мм; $m = 100$; $tg\gamma = 0,5$; $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,1$ мм.

Таблиця 2.6

Розрахункові значення H_{max} і R_{max}/H_{max}

$V_{дет}$, м/хв.	1	2	3	4
H_{max} , мкм	14,7	18,52	23,32	26,7
R_{max}/H_{max}	0,514	0,538	0,564	0,579

Маслов Є. М. для розрахунку найбільшої товщини зрізу, що приходить на окреме зерно круга при круглому шліфуванні, запропонував:

$$a_{max} = \frac{2 \cdot V_1 \cdot \sqrt{t}}{60 \cdot V_{кр} \cdot m} \cdot \sqrt{\frac{1}{D} + \frac{1}{d}} \cdot \frac{S_1}{B}, \quad (2.80)$$

де m – число зерен на одиниці довжини круга, шт./мм;

D, d – діаметри круга й деталі, мм;

S_1 – поздовжня подача, мм/об.;

B – ширина круга, мм;

V_1 – швидкість деталі, м/хв.;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

t – глибина шліфування, мм.

У роботі [49] запропонована залежність для розрахунку середньої товщини зрізу:

$$a_{cp} = 0,8 \cdot \sqrt{\frac{Q}{V \cdot n_p}} \cdot \sqrt{\frac{D+d}{D \cdot d}}, \quad (2.81)$$

де Q – питоме знімання металу на 1 мм висоти круга, $\text{мм}^3/\text{хв} \cdot \text{мм}$;
 n_p – число ріжучих зерен на одиниці поверхні круга, шт./мм^2 .

У роботі [102] запропонована залежність для розрахунку середньої товщини зрізу:

$$a_{cp} = 1,1 \cdot \left(\frac{W \cdot \sigma_0^2}{V \cdot n \cdot \text{tg} \gamma} \right)^{0,25}, \quad (2.82)$$

де $W = \frac{1000}{60} \cdot V_1 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D} + \frac{1}{d} \right)}$;

σ_0 – середньоквадратичне відхилення вильоту вершин зерен над зв'язкою круга, мм ;

n – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні круга, шт./мм^2 .

Приймаючи вихідні дані: $V_1 = 1$ м/хв.; $V_{кр} = 35$ м/с; $t = 0,1$ мм;
 $D = 300$ мм; $d = 160$ мм; $B = 22,5$ мм; $S_1 = 22,5$ мм/об.; $Q = 100$ $\text{мм}^3/\text{хв} \cdot \text{мм}$;
 $\text{tg} \gamma = 1$; $n = 20$ шт./мм^2 ; $m = 4$ шт./мм ; $\sigma_0 = 10$ мкм, по наведених залежностях (2.41), (2.80), (2.81) і (2.82) отримані розрахункові значення товщин зрізів (табл. 2.7).

Таблиця 2.7

Розрахункові значення товщин зрізів

Номер розрахункової залежності	(2.41)	(2.80)	(2.81)	(2.82)
Товщина зрізу, мкм	14,7	0,007	0,12	1,1

Як видно з табл. 2.7, розбіжність результатів розрахунку, отриманих по різних залежностях, може досягати 1 000 разів. Більше прийнятною з розглянутих залежностей є отримана в роботі залежність (2.41), що забезпечує точність розрахунків у межах 40 %.

Наявна розбіжність розрахункових і експериментальних значень пов'язана з тим, що в кінематичній моделі не враховувалося зношування зерен круга. Тому у наступному розділі 4 отримані теоретичні результати, які уточнені шляхом урахування зношування зерен круга.

Таким чином, завдяки імовірнісному підходу до опису процесу шліфування розкриті закономірності знімання матеріалу уздовж дуги контакту круга з деталлю й отримані залежності для визначення максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу й параметрів шорсткості обробленої поверхні, що мають досить високий ступінь збіжності з експериментальними результатами.

Висновки до розділу 2

1. Із усіх існуючих розрахункових схем найбільш повно робоча поверхня шліфувального круга описується наведеним ріжучим профілем круга, який становить область суцільного перекриття проекцій зерен при їхньому накладенні на площину, що рухається по нормалі до круга з постійною швидкістю. Основними характеристиками наведеного ріжучого профілю круга є ймовірнісна функція – відносна повнота профілю круга, за структурою побудови ідентична відносній опорній довжині мікропрофілю обробленої поверхні, і максимальна висота мікронерівностей, чисельно рівна максимальній глибині впровадження площини, що рухається, у робочу поверхню круга, при досягненні якої відбувається її повний зріз. У сукупності ці характеристики дають повне уявлення про кінематичні можливості робочої поверхні круга.

2. Різноманіття схем шліфування, кінематично відмінних кутом входу оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга, зведено до єдиної розрахункової схеми, у якій закономірності знімання матеріалу й формоутворення поверхонь описані лінією повного знімання матеріалу, що становить границю завершення диспергування ріжучими зернами матеріалу, який підводиться в зону різання уздовж дуги контакту круга із деталлю. За аналогією з лезовою обробкою ця границя визначає поло-

ження умовної (імовірнісної) поверхні різання при шліфуванні й дозволяє з єдиних позицій визначити основні параметри шліфування у всьому можливому діапазоні зміни глибини шліфування. Таке рішення отримане вперше, тому що в рамках існуючих математичних моделей шліфування вдалося реалізувати лише випадок $t > H_{\max}$ зі значними допущеннями й спрощеннями, пов'язаними з усередненням розподілу знімання матеріалу уздовж дуги контакту круга із деталлю, що приводить до значних (до 1 000 разів) розбіжностей відповідних розрахункових і експериментальних даних.

3. Показано, що в загальному вигляді положення умовної (імовірнісної) поверхні різання визначається відношенням двох параметрів – глибини шліфування t і максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу H_{\max} . Доведено, що у випадку $t < H_{\max}$ (багатопрхідне шліфування) умовна (імовірнісна) поверхня різання приймає асиметричний вигляд відносно осьової площини шліфування, у випадку $t > H_{\max}$ (глибинне шліфування) – приблизно симетричний вигляд.

4. Установлено, що у випадку $t < H_{\max}$ відсоток працюючих зерен незначний і змінюється в межах 6 ... 12 %. У випадку $t > H_{\max}$ відсоток працюючих зерен більший і становить 44 %. Фізично це обумовлено тим, що у випадку $t < H_{\max}$ зерна проходять в основному “слід у слід” і знімають невеликі по площі поперечного перерізу зрізи. Причому, чим менше глибина шліфування при заданому значенні H_{\max} , тим менше площа поперечного перерізу зрізу. У випадку $t > H_{\max}$ зерна проходять в основному по “свіжому” оброблюваному матеріалу й утворюють зрізи, за площею поперечного перерізу зрізу близькі до площі поперечного перерізу ріжучої частини зерна. Показано, що випадок $t < H_{\max}$ має у своєму розпорядженні значні можливості в плані підвищення продуктивності шліфування внаслідок зниження площі поперечного перерізу зрізу й силової навантаженості зерен круга.

5. Установлено, що отримані розрахункові залежності для визначення максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу й шорсткості обробки порівняно з аналогічними відомими в науково-технічній літературі залежностями забезпечують більш високу збіжність розрахунків і експериментальних даних і більш об'єктивно описують процес шліфування.

Розділ 3. Теоретичне обґрунтування шляхів підвищення продуктивності алмазного шліфування

3.1. Розрахункові залежності для визначення параметрів режимів шліфування

Практикою алмазного високопродуктивного шліфування встановлено, що основним фактором, який обмежує можливості інтенсифікації режимів різання, є зношування круга. Для кожної характеристики круга, кожного оброблюваного матеріалу існує цілком конкретний рівень продуктивності шліфування, перевищення якого призведе до катастрофічного руйнування й випадіння зерен зі зв'язки й зношування круга в цілому.

Для ефективного ведення процесу шліфування в таких умовах необхідно строго регламентувати глибину впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга. Оброблюваний матеріал, що підводиться в зону різання, повинен бути повністю знятий на заданому рівні висоти рельєфу круга, обумовленому властивостями міцності зерен та зв'язки круга.

Для реалізації такої умови необхідно знати відношення параметрів шліфування, які можуть бути виражені відносно одного з параметрів режиму шліфування і які забезпечують обробку із заданою максимальною (наведеною ймовірнісною) товщиною зрізу, а в уточненому розрахунку – із заданим граничним навантаженням, що діє на максимально виступаюче зерно.

Для вирішення оптимізаційних задач доцільно відношення параметрів шліфування виразити через швидкість деталі $V_{дет}$. Це пов'язане з тим, що при визначенні швидкості деталі на відміну від глибини шліфування не потрібно вирішувати складні рівняння, які отримані в розділі 2. Тоді, виражаючи залежність (2.52) відносно швидкості деталі $V_{дет}$ за умови $H = H_{max}$, було отримано

$$V_{дет} = \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{6,75 \cdot b \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left[\frac{H_{max}^3}{2\sqrt{t_{нТ}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{нТ}^{5/2} \right]. \quad (3.1)$$

Розрахунок доданків t_{nT} і $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}$ слід виконувати за методикою, описаною в п. 2.3. Так, у випадку $t \geq H_{\max}$, коли $t_{nT} = t$ й $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} = 0$, залежність (3.1) прийме вигляд:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \cdot H_{\max}^3 \quad (3.2)$$

У випадку $t < H_{\max}$ у залежності (3.1) необхідно прийняти $t_{nT} = H_{\max}$ і $t_T = H_{\max} - (n-1) \cdot t$. Тоді

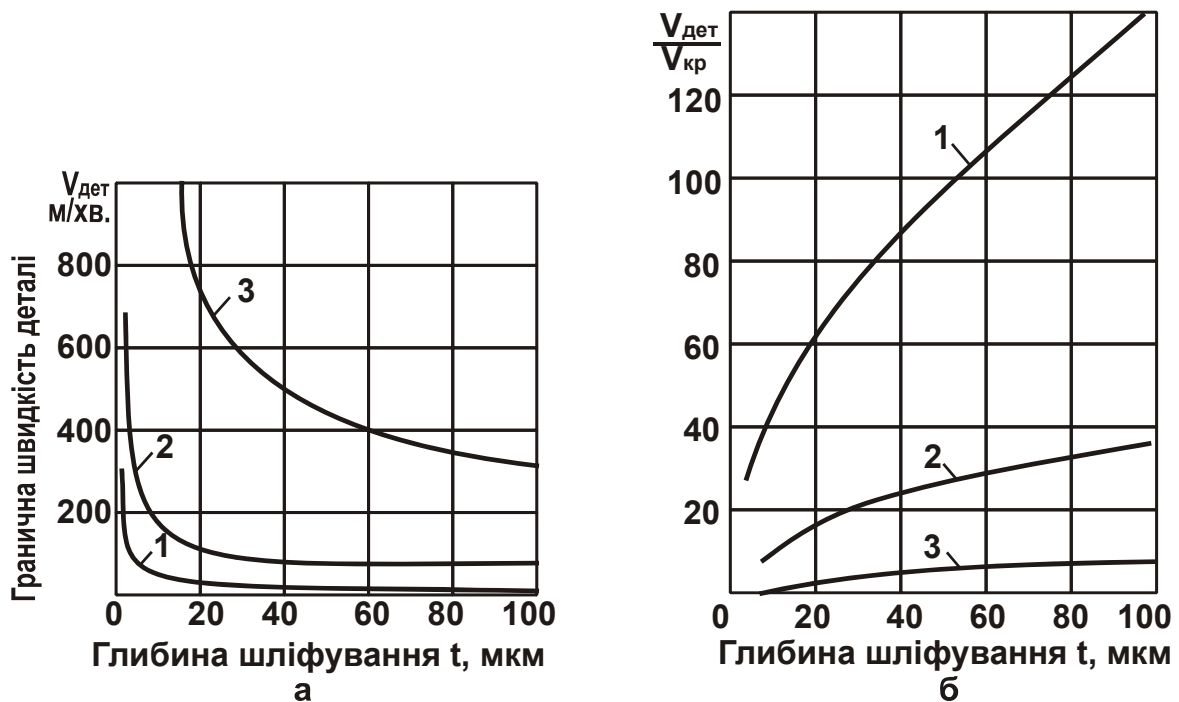
$$V_{\text{дет}} = \frac{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{6,75 \cdot b \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left(0,5 \cdot H_{\max}^{5/2} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right) \quad (3.3)$$

Із залежностей (3.1), (3.2) і (3.3) впливає лінійний зв'язок параметрів $V_{\text{дет}}$ і $V_{\text{кр}}$. Збільшення $V_{\text{кр}}$ дозволяє пропорційно підвищити $V_{\text{дет}}$, що погодиться з досвідом застосування швидкісного й високошвидкісного шліфування [51; 110].

Зі збільшенням глибини шліфування t за умови $H_{\max} = \text{const}$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ знижується, причому більш інтенсивно в області невеликих значень t (рис. 3.1а). Відношення $V_{\text{кр}}/V_{\text{дет}}$ відповідно зростає (рис. 3.1б). Найбільше впливає на $V_{\text{дет}}$ і $V_{\text{кр}}/V_{\text{дет}}$ параметр H_{\max} , який характеризує властивості міцності зерен та зв'язки круга. З його збільшенням швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ зростає по кубічній параболі.

Істотно впливає на $V_{\text{дет}}$ також схема шліфування, обумовлена різними співвідношеннями $R_{\text{дет}}$ і $R_{\text{кр}}$. Виходячи з рис. 3.2, найбільшого значення $V_{\text{дет}}$ можна досягти при круглому внутрішньому і так званому "охоплюючому" шліфуванні. Плоске й кругле зовнішнє шліфування торцем круга характеризуються приблизно однаковими значеннями $V_{\text{дет}}$. Така закономірність пов'язана з розходженням кутів входу екстремально-

го елементарного шару в робочу поверхню круга й, отже, різним числом зерен, які проконтактували із цим шаром.



Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²; $V_{кр} = 30$ м/с; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм.

Умовні позначення: 1 – $H_{max} = 10$ мкм; 2 – $H_{max} = 20$ мкм; 3 – $H_{max} = 50$ мкм.

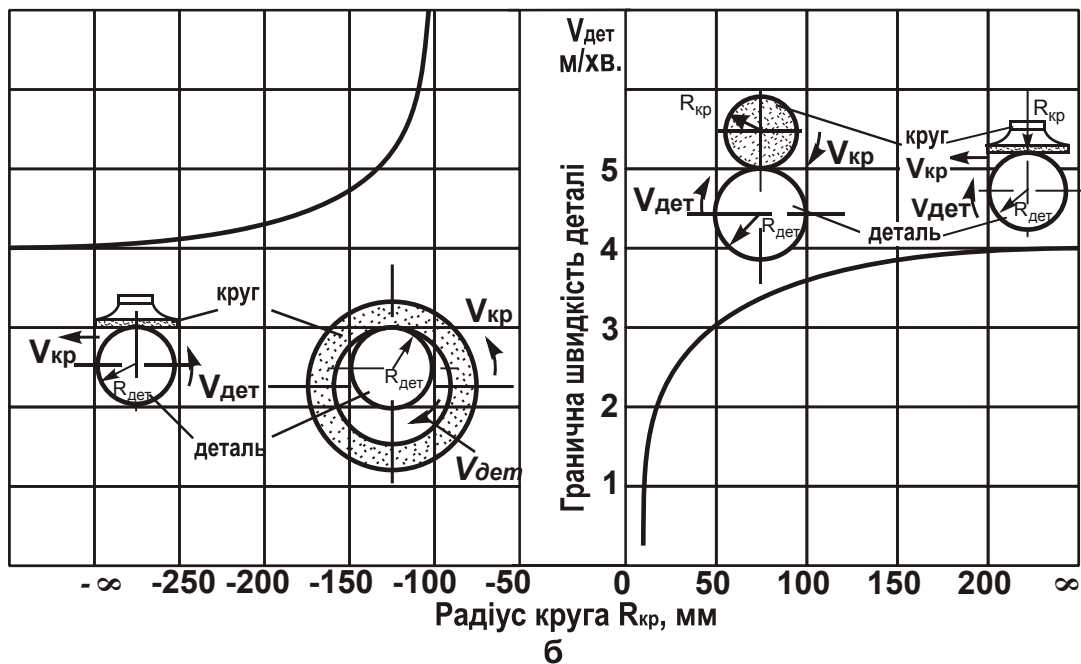
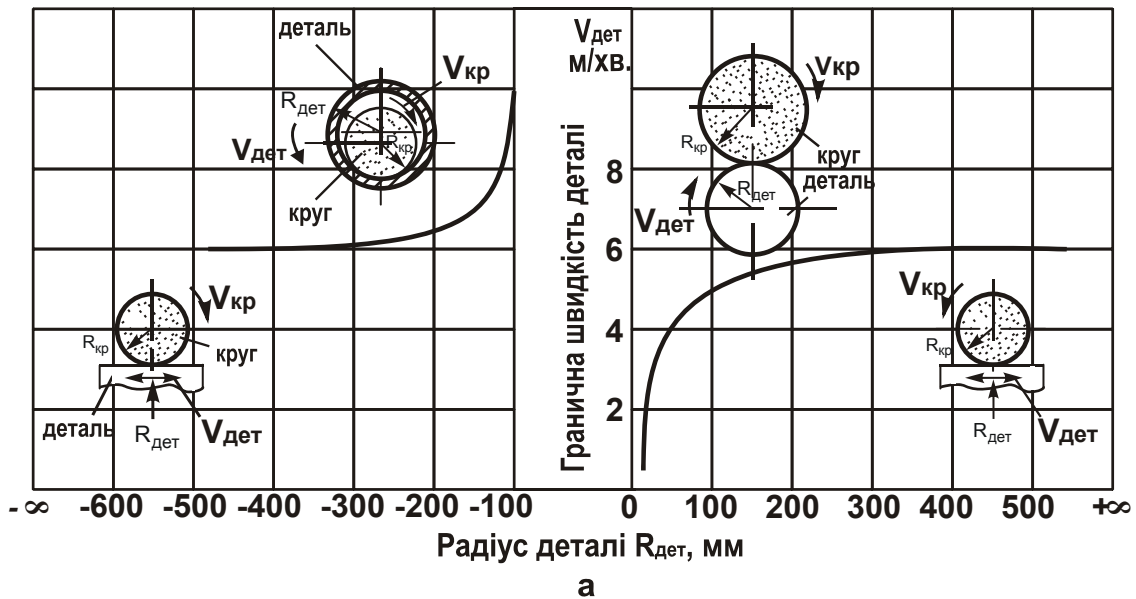
Рис. 3.1. Залежності $V_{дет}$ (а) і $V_{кр}/V_{дет}$ (б) від глибини шліфування t

Викликає інтерес характер зміни $V_{дет}$ залежно від поздовжньої подачі $S_{позд}$, коли знімання матеріалу виконується забірним конусом круга. Залежність для визначення швидкості деталі $V_{дет}$ для такого випадку можна одержати із залежності (3.1), заміняючи t на $\Delta t = S_{відн} \cdot t$. Виконані розрахунки при $H_{max} = const$ показали, що зі зменшенням $S_{відн}$ швидкість деталі $V_{дет}$ слід значно збільшувати (рис. 3.3).

Для визначення впливу зернистості \bar{X} й об'ємної концентрації круга m на $V_{дет}$, залежності (3.2) і (3.3) з урахуванням (2.26), (2.27) і $H_{max} = \mu \cdot \bar{X}$ (де μ – безрозмірний коефіцієнт, 0 ... 1) можна представити:

$$V_{дет} = \frac{tg \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \mu^3}{630 \cdot \pi \cdot \sqrt{t} \cdot \rho} \cdot H_{max}^3; \quad (3.4)$$

$$V_{дет} = \frac{tg \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}{357 \cdot \pi \cdot \bar{X} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \cdot \left(0,5 \cdot \mu^{5/2} \cdot \bar{X}^{5/2} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right). \quad (3.5)$$

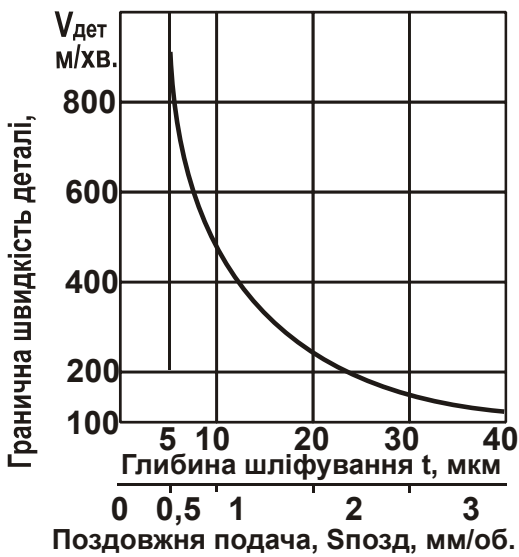


Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²; $V_{кр} = 30$ м/с; $H_{max} = 10$ мкм; $t = 30$ мкм;
а – $R_{кр} = 200$ мм; б – $R_{дет} = 50$ мм.

Рис. 3.2. Вплив схеми шліфування на граничну швидкість деталі:
а – залежність $V_{дет}$ від $R_{дет}$; б – залежність $V_{дет}$ від $R_{кр}$

За умови $t \geq H_{max}$, виходячи з залежності (3.4), зернистість круга \bar{X} на швидкість деталі $V_{дет}$ не впливає. Швидкість деталі в цьому випадку

залежить від коефіцієнта μ , яке визначає активну частину зерна, незалежно від його розміру.



Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²;

$V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $R_{\text{дет}} = 50$ мм;

$R_{\text{кр}} = 100$ мм; $H_{\text{max}} = 10$ мкм.

Рис. 3.3. Залежність граничної швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ від поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ при багатопрохідному шліфуванні

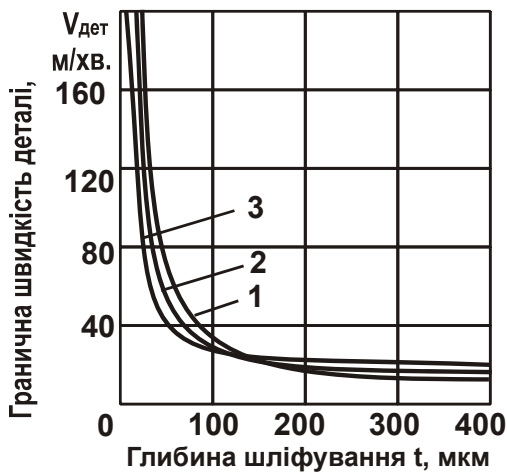
За умови $t < H_{\text{max}}$ спостерігається розбіжність між значеннями $V_{\text{дет}}$, обумовленими різною зернистістю \bar{X} (рис. 3.4). Об'ємна концентрація круга m у всіх випадках з кінематичної точки зору однаково впливає на швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Зі збільшенням m швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ пропорційно зростає, що пов'язане зі зростанням числа одночасно працюючих зерен.

Заслуговує на увагу випадок $t < H_{\text{max}}$. Як показано в п. 2.3, у цьому випадку за умови повного знімання матеріалу на рівні H_{max} не забезпечується максимальне використання міцності ріжучих зерен. У різанні бере участь 6 – 15 % зерен. Інші зерна проходять “слід у слід” і не виконують корисної робо-

ти. Із цього випливає, що, оскільки в різанні використовується невелика частина ріжучого профілю зерен, то й навантаження, які діють на окремі зерна, будуть незначні.

Отже, з'являється можливість за рахунок застосування схеми шліфування, яка реалізує умову $t < H_{\text{max}}$, домогтися зниження інтенсивності зношування круга. Причому, чим менше значення t , тим значніше зниження інтенсивності зношування круга, тому що відсоток зерен, які беруть участь у різанні, зі зменшенням t безупинно знижується.

Такий висновок можна проілюструвати графічно, розглядаючи розрахункову схему, наведену на рис. 3.5. Тут миттєве знімання матеріалу представлено безперервною стрічкою із площею поперечного перерізу $B \times t$. Швидкість деталі при цьому не впливає на площу поперечного перерізу, вона лише визначає швидкість руху стрічки (тут $V_{\text{дет}} \cdot \tau$ – довжина



Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $m = 100\%$;

$V_{кр} = 30$ м/с; $R_{кр} = 100$ мм;

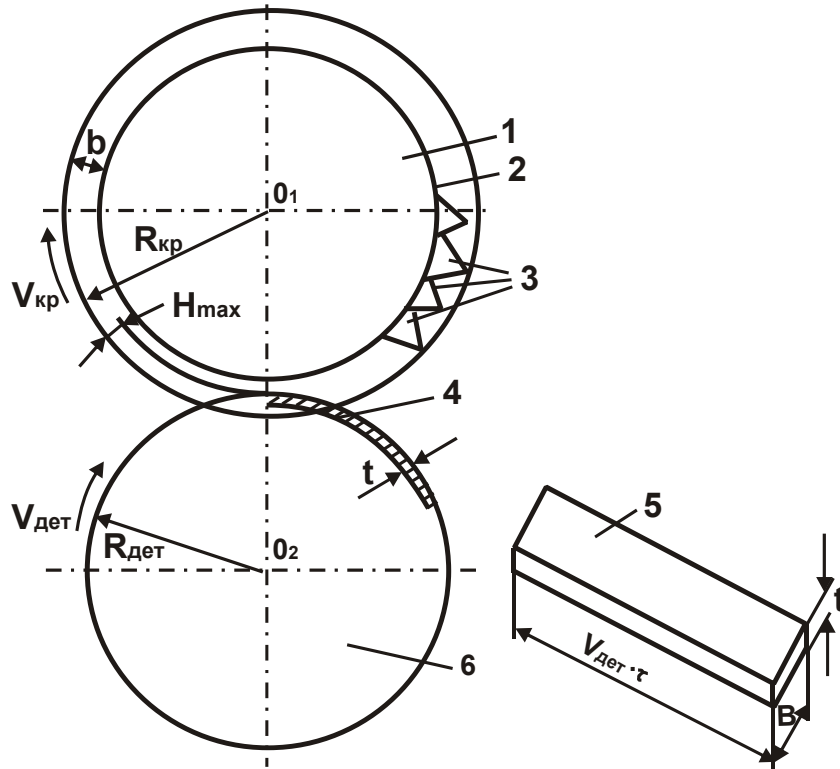
$R_{дет} = 50$ мм.

Умовні позначення: 1 – $\bar{X} = 0,9$ мм;

2 – $\bar{X} = 0,2$ мм; 3 – $\bar{X} = 0,045$ мм.

Рис. 3.4. Залежність граничної швидкості деталі $V_{дет}$ від t

стрічки, m ; τ – час, с). Виходячи із цього, зі зменшенням t (що відповідає збільшенню $V_{дет}$ при $N_{max} = const$) площа поперечного перерізу стрічки $B \times t$ зменшується, що приводить до зниження навантаження, яке діє на окреме зерно, і, відповідно, зношування круга. Причому при значному збільшенні $V_{дет}$, наприклад, до величини $V_{кр}$, внаслідок достатньо малих значень t , може бути вилучене поверхневе й об'ємне руйнування зерен: зерна будуть піддаватися лише зношуванню від стирання, що забезпечить обробку з відносно великою величиною N_{max} , порівнянню з максимальною висотою виступання зерен над рівнем зв'язки.



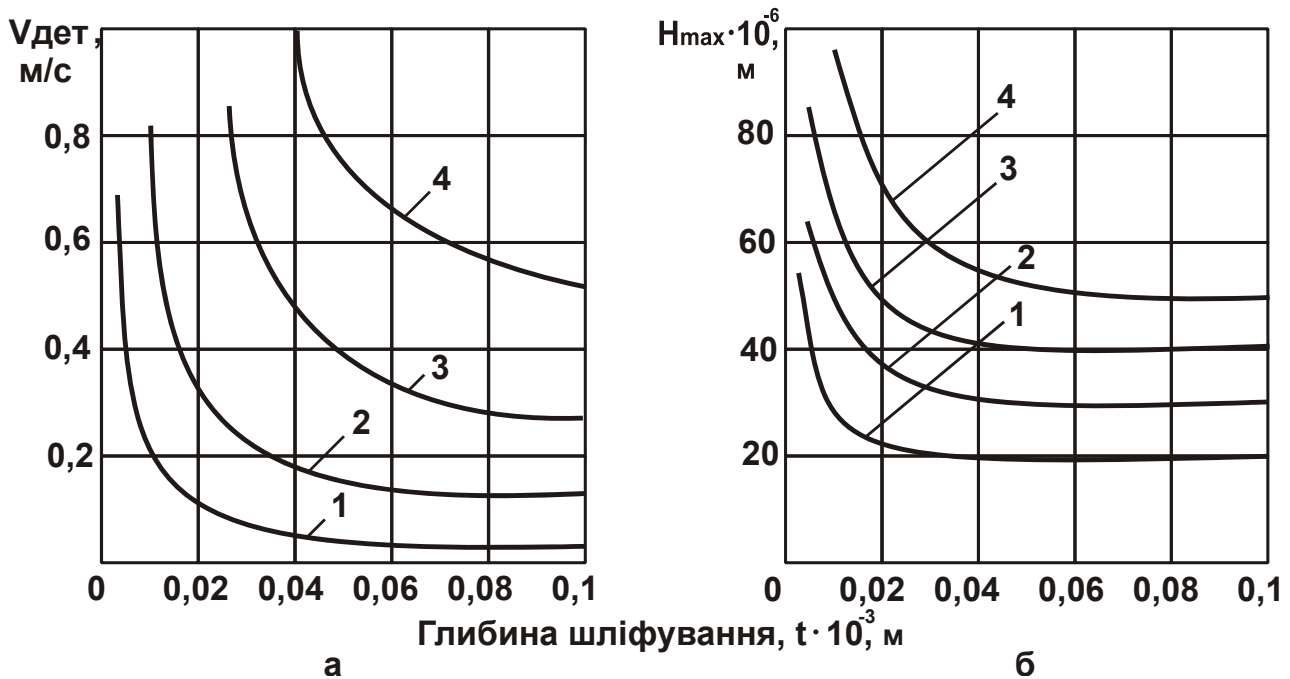
Умовні позначення: 1 – круг; 2 – рівень зв'язки круга; 3 – ріжучі зерна; 4 – припуск, що знімається; 5 – знятий матеріал у вигляді стрічки; 6 – деталь.

Рис. 3.5. Розрахункова схема шліфування для випадку $t < H_{max}$

Цим показано, що застосування швидкості деталі, рівної або порівнянної зі швидкістю круга, при відповідному керуванні параметром H_{\max} забезпечить зниження інтенсивності зношування круга. Наведені на рис. 3.6 графіки показують, що зі зменшенням глибини шліфування t при $S = \text{const}$ (де S – площа поперечного перерізу зрізу максимально виступаючим зерном, м) параметр H_{\max} зростає й приводить до більш інтенсивного (ніж при $H_{\max} = \text{const}$) зростання $V_{\text{дет}}$. Значення H_{\max} встановлені з залежності:

$$H_{\max} = \sqrt{\frac{100 \cdot S}{(\psi + 45)}}, \quad (3.6)$$

де ψ – частка зерен, які беруть участь у різанні, %.



Умови обробки: $m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $\rho = 17 \text{ м}^{-1}$; $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$.

Умовні позначення: 1 – $S = 4 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$; 2 – $S = 9 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$; 3 – $S = 16 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$; 4 – $S = 25 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$.

Рис. 3.6. Залежності $V_{\text{дет}}$ (а) і H_{\max} (б) від t

Таким чином, у результаті проведеного аналізу показаний взаємозв'язок параметрів процесу шліфування, який виражений через швидкість деталі, керування якою на шліфувальному верстаті реалізується відносно просто.

3.2. Теоретичний аналіз максимально можливої продуктивності шліфування

Наведені вище результати досліджень дозволили вирішити питання керування процесом шліфування шляхом дотримання певних кінематичних співвідношень параметрів режиму шліфування, які забезпечують повне знімання матеріалу, що підводиться в зону різання, на рівні H_{\max} . Однак, користуючись отриманими розрахунковими залежностями, неможливо встановити оптимальні параметри режиму шліфування, тому що одному значенню H_{\max} відповідає нескінченна безліч співвідношень параметрів режиму шліфування. Тому далі визначені оптимальні умови шліфування, приймаючи в розрахунках параметр H_{\max} постійним.

Для обґрунтованого вирішення задачі оптимізації необхідно, насамперед, виявити потенційні можливості шліфування, обумовлені міцністю й стійкістю зерен у зв'язці круга. У цьому зв'язку найбільший інтерес становить теоретичний аналіз максимально можливої продуктивності шліфування. У загальному вигляді вираження для розрахунку продуктивності обробки при круглому поздовжньому шліфуванні

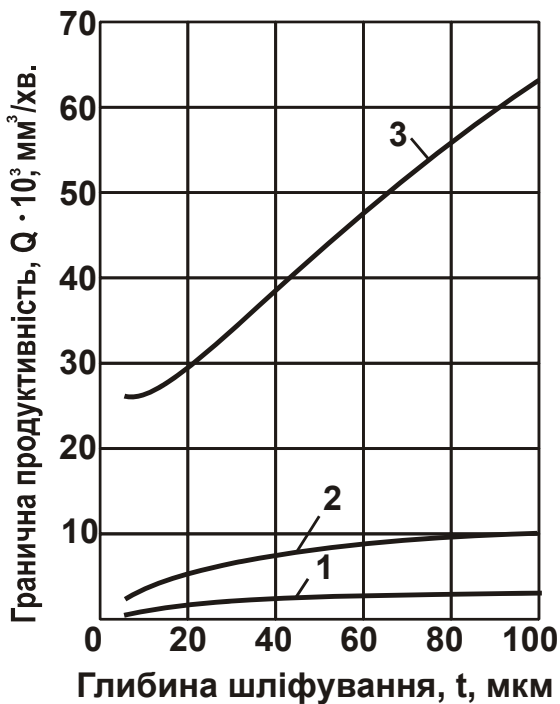
$$Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \quad (3.7)$$

показує необмежену лінійну залежність Q від усіх вхідних параметрів. При вирішенні оптимізаційних задач всі параметри, що входять у залежність (3.7), з фізичної точки зору повинні бути пов'язані між собою. У п. 2.3 за допомогою параметра H_{\max} такий взаємозв'язок установленний. Отримано залежність для визначення швидкості деталі. Тому, підставляючи залежності (3.2) і (3.3) в (3.7), можна визначити продуктивність обробки:

$$Q_{t \geq H_{\max}} = \frac{B \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9,45 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot H_{\max}^3; \quad (3.8)$$

$$Q_{t < H_{\max}} = \frac{2 \cdot B \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{6,75 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot \left(0,5 \cdot H_{\max}^{5/2} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{\text{IT}}^{5/2} \right). \quad (3.9)$$

Виходячи з залежностей (3.8) і (3.9), вплив глибини шліфування t на продуктивність обробки Q не завжди однозначний. При невеликих значеннях t , коли $t < H_{\max}$, продуктивність обробки Q практично залишається постійною (рис. 3.7).



Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²;

$V_{\text{кр}} = 30$ м/с, $R_{\text{дет}} = 50$ мм;

$R_{\text{кр}} = 100$ мм; $B = 20$ мм.

Умовні позначення: 1 – $H_{\max} = 10$ мкм;

2 – $H_{\max} = 20$ мкм; 3 – $H_{\max} = 50$ мкм.

Рис. 3.7. Залежність граничної продуктивності обробки Q від глибини шліфування t

мірно. У випадку $S_{\text{відн}} < 1$, тобто коли $\Delta t = S_{\text{відн}} \cdot t$ та $S_0 = S_{\text{відн}} \cdot B$, залежність (3.8) прийме вигляд:

$$Q_{t \geq H_{\max}} = \frac{B \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{відн}}^{0,5}}{9,45 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot H_{\max}^3 \quad (3.10)$$

Як видно, зменшення $S_{\text{відн}}$ приводить до зниження продуктивності шліфування. Отже, найбільш ефективною з погляду продуктивності шліфування є схема глибокого шліфування з $S_{\text{відн}} = 1$ і відносно невеликою швидкістю деталі, яка визначається глибиною шліфування t . Чим

більше глибина шліфування t , тим менше повинна бути швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, що забезпечує обробку із заданим значенням H_{max} . Таким чином, теоретично визначена найбільш продуктивна схема поздовжнього шліфування. Переваги глибинної схеми обробки залишаються в силі при урізному й тангенціальному видах шліфування [56].

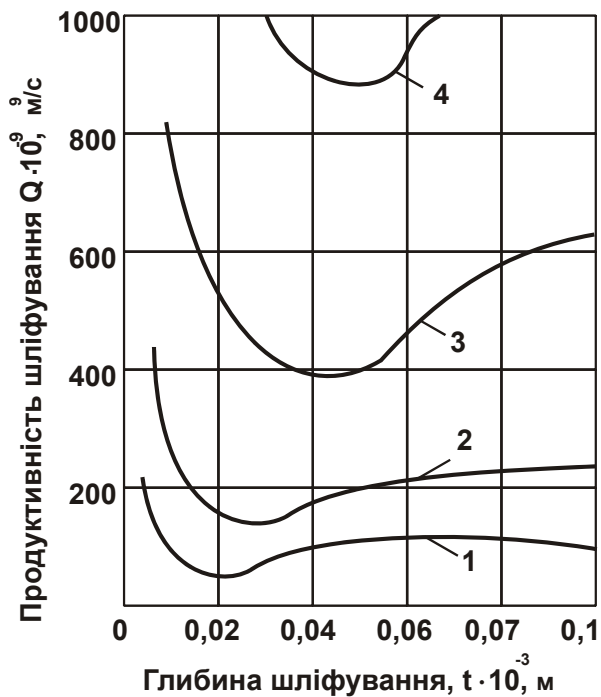
Із залежності (3.10) випливає, що із всіх вхідних параметрів максимально впливає на Q параметр H_{max} , тобто ефект від зміни характеристик круга – фізико-механічних властивостей зерен зв'язки – значно вище, ніж від зміни інших параметрів. Це пов'язане з тим, що H_{max} в залежність (3.10) входить у третьому ступені й незначне його збільшення, особливо в умовах глибинного шліфування, приводить до відчутного зростання продуктивності обробки Q .

Таким чином, установлені закономірності зміни максимально можливої продуктивності обробки у всьому можливому діапазоні зміни глибини шліфування за умови $H_{\text{max}} = \text{const}$. У розділі 2 роботи показано, що за умови $t < H_{\text{max}}$ основним параметром, що визначає силу (з погляду кінематики шліфування на рівні мікрорізів) навантаженість ріжучих зерен, є не параметр H_{max} , а площа поперечного перерізу одиничного зрізу S . Тому для подальшого аналізу важливо знати закономірності зміни продуктивності обробки за умови $S = \text{const}$.

Виражаючи параметр H_{max} через S відповідно до залежності (3.6), теоретично встановлено, що за умови $S = \text{const}$ продуктивність обробки від глибини шліфування змінюється по екстремальній залежності (рис. 3.8). Причому доведено, що мінімум продуктивності обробки досягається за умови $t \cong H_{\text{max}}$. З фізичної точки зору мінімум Q обумовлений, по-перше, трансформацією симетричної форми імовірнісної поверхні різання (відносно осьової площини шліфування, як це показано на рис. 2.17) в асиметричну, внаслідок різного співвідношення параметрів t і H_{max} ($t < H_{\text{max}}$ і $t > H_{\text{max}}$), по-друге, існуванням найбільш короткої за довжиною стружки, оскільки зі збільшенням і зменшенням t , починаючи зі значення $t \cong H_{\text{max}}$, довжина стружки зростає.

Необхідно відзначити, що всі існуючі і застосовувані на практиці схеми багатопрхідного й глибинного шліфування алмазними кругами (крім однопрхідного шліфування пазів і канавок), як правило, реалізовані для випадку $t \cong H_{\text{max}}$, оскільки глибина шліфування перебуває в ме-

жах $(5 \dots 30) \cdot 10^{-6}$ м. Це, власне, і визначає відносно низьку продуктивність шліфування алмазними кругами і недоцільність їхнього застосування замість звичайних абразивних кругів при зніманні відносно великих припусків.



Умови обробки: $m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м;
 $\rho = 17 \text{ м}^{-1}$; $V_{кр} = 30 \text{ м/с}$.

Умовні позначення: 1 – $S = 4 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$;
 2 – $S = 9 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$; 3 – $S = 16 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$;
 4 – $S = 25 \cdot 10^2 \text{ мкм}^2$.

Рис. 3.8. Залежність продуктивності обробки Q від глибини шліфування t

працювати в основному по “свіжому матеріалу” і знімати шар матеріалу по площі в поперечному перерізі приблизно рівній величині S.

Кінематичними схемами круглого поздовжнього шліфування, що реалізують умови обробки для випадку $t < H_{max}$, є:

1) багатопрохідне шліфування з $S_{відн} \approx 1$, достатньо малою глибиною шліфування й відносно великою (порівнянною зі швидкістю круга) швидкістю деталі;

2) глибинне шліфування з $S_{відн} \ll 1$ і відносно великою швидкістю деталі.

Кінематичною схемою круглого поздовжнього шліфування, що реалізує умови обробки для випадку $t > H_{max}$, є глибинне шліфування з

Отже, домогтися істотного підвищення продуктивності обробки можна застосуванням кінематичних схем шліфування, що реалізують умови $t < H_{max}$ і $t > H_{max}$, тобто умови обробки для лівої й правої гілок залежності Q від t. Потенційні можливості таких схем для лівої гілки залежності будуть визначатися висотою виступання зерен над рівнем зв'язки, тому що проходження зерен майже “слід у слід” при $S = const$ дозволить збільшити параметр H_{max} практично до значення, рівного максимальній висоті виступання зерен над зв'язкою. Для правої гілки залежності – міцністю зерен і стійкістю їх у зв'язці, тому що в даному випадку зерна будуть

працювати в основному по “свіжому матеріалу” і знімати шар матеріалу по площі в поперечному перерізі приблизно рівній величині S.

$S_{\text{відн}} \approx 1$ і відносно невеликою швидкістю деталі. Наведені на рис. 3.8 розрахункові залежності показують, що зі збільшенням S продуктивність обробки досягає значень 20 ... 50 тисяч $\text{мм}^3/\text{хв.}$, що за виробничими даними вище відповідних значень продуктивності абразивного шліфування. Таким чином, на основі теоретико-імовірнісного підходу з урахуванням закономірностей утворення ймовірнісної поверхні різання при шліфуванні вперше встановлений екстремальний характер зміни продуктивності обробки від глибини шліфування, що свідчить про існування значних, не використаних на практиці резервів шліфування. Це досить переконливо підтверджує основні теоретичні передумови про визначальну роль кінематичних факторів в обґрунтуванні нових технологічних можливостей шліфування алмазними кругами, у доцільності оптимізації й керуванні кінематикою процесу шліфування на рівні мікрорізів з метою пошуку нових шляхів істотного підвищення продуктивності обробки.

Необхідно відзначити, що встановлені закономірності визначають граничні кінематичні можливості процесу шліфування, тому що в розрахунках на даному етапі не враховуються зношування зерен і зміна параметрів рельєфу круга. Надалі ці фактори будуть враховані з погляду утворення на крузі сталого ріжучого рельєфу, обумовленого властивостями міцності зерен, зв'язки й оброблюваного матеріалу. Це дозволить уточнити отримані кінематичні рішення й виявити основні причини, що перешкоджають реалізації на практиці встановлених граничних кінематичних можливостей шліфування. Отримані загальні рішення дають можливість підійти до розробки конкретних високопродуктивних способів шліфування й способів керування процесом алмазного шліфування. Тому далі буде подана коротка характеристика й визначені технологічні можливості виконаних автором нових способів шліфування, частина з яких виконана на рівні винаходу.

3.3. Високопродуктивні процеси шліфування, що реалізують умову $t < H_{\text{max}}$

3.3.1. Кругле зовнішнє урізне й поздовжнє багатопрохідне шліфування

Вище обґрунтована ефективність шліфування зі швидкістю деталі, рівною або порівнянною зі швидкістю круга (випадок $t < H_{\text{max}}$). Установ-

лено, що в цьому випадку завдяки багатопрохідності утворення мікропрофілю обробленої поверхні й проходженню ріжучих зерен в основному “слід у слід” знижуються навантаження, що діють на окремі зерна. Це дозволяє зменшити зношування круга й підвищити продуктивність шліфування. Разом із тим збільшення продуктивності шліфування припускає зростання параметра H_{\max} , що, у свою чергу, приводить до інтенсивного контакту оброблюваного матеріалу зі зв'язкою і збільшення зношування круга. Для ефективного ведення процесу шліфування в таких умовах параметр H_{\max} повинен бути строго лімітований, що досягається відповідним вибором поздовжньої подачі для круглого поздовжнього шліфування або радіальної подачі для урізного шліфування. Зважаючи на те, що параметр H_{\max} перебуває в прямій залежності від висоти виступання зерен над зв'язкою, його значення доцільно прийняти рівним максимальній висоті виступання зерен над зв'язкою круга. Для визначення радіальної подачі при урізному шліфуванні й поздовжньої подачі при поздовжньому шліфуванні залежно від параметра H_{\max} , слід установити функціональні зв'язки, апроксимуючи залежність (3.1) на ділянці $0 < t < H_{\max}$ залежністю:

$$V_{\text{дет}} = \frac{A_1}{t^{\alpha_1}}, \quad (3.11)$$

де A_1, α_1 – параметри апроксимації.

Для визначення параметра A_1 необхідно скористатися умовою, що при $t = H_{\max}$ значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, які визначаються залежностями (3.1) і (3.2), рівні. Порівнюючи ці значення, було отримано:

$$A_1 = \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^{2,5+\alpha_1}}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{\rho}}. \quad (3.12)$$

Підставляючи в залежність (3.11) параметр A_1 , який визначається залежністю (3.12), було одержано

$$V_{\text{дет}} = \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^{2,5+\alpha_1}}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{\rho} \cdot t^{\alpha_1}}. \quad (3.13)$$

З урахуванням $V_{дет} = V_{кр}$ глибина шліфування визначиться:

$$t = \left(\frac{k \cdot H_{max}^{2,5 + \alpha_1}}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{\frac{1}{\alpha_1}}. \quad (3.14)$$

Використовуючи кінематичне відношення $\tau = \frac{t}{S_{рад}} = \frac{2\pi \cdot R_{дет}}{V_{дет}}$ (де τ – час, с; $S_{рад}$ – швидкість радіальної подачі, м/с), залежність (3.14), виражена через $S_{рад}$, прийме вигляд:

$$S_{рад} = \frac{V_{дет}}{2\pi \cdot R_{дет}} \cdot \left(\frac{k \cdot H_{max}^{2,5 + \alpha_1}}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{\frac{1}{\alpha_1}}. \quad (3.15)$$

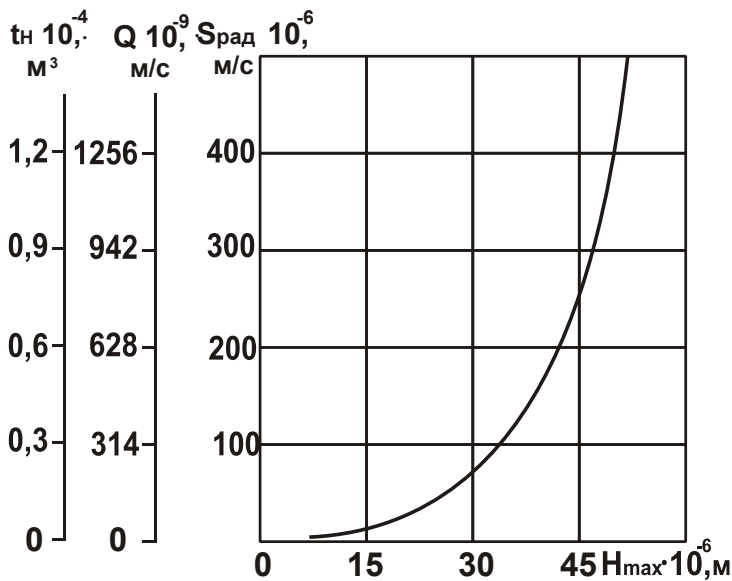
З урахуванням залежностей (2.26) і (2.27), а також з урахуванням умови, що з достатньою для практики точністю залежність $V_{дет} - t$ апроксимується (3.11) з параметром $\alpha_1 = 0,85$, швидкість радіальної подачі $S_{рад}$ визначається:

$$S_{рад} = \frac{V_{кр}}{2\pi \cdot R_{дет}} \cdot \left(\frac{m \cdot H_{max}^{3,35}}{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18}. \quad (3.16)$$

Як видно, за умови $V_{дет} = V_{кр}$ швидкість радіальної подачі $S_{рад}$ визначається в основному співвідношенням параметрів H_{max} і \bar{X} . Можливість збільшення H_{max} до значення, рівного максимальній висоті виступання зерен над рівнем зв'язки, дозволяє значно збільшити $S_{рад}$ й, відповідно, продуктивність обробки (рис. 3.9).

Якщо у відомих процесах круглого урізного шліфування швидкість радіальної подачі змінюється в межах $(16 \dots 160) \cdot 10^{-6}$ м/с, то в цьому випадку з'являється можливість збільшити $S_{рад}$ до значень $500 \cdot 10^{-6}$ м/с і вище, тобто в декілька разів. Причому, чим більше зернистість круга й

швидкість подачі, тим більше може бути досягнуто значення $S_{рад}$. Аналогічне збільшення продуктивності обробки може бути реалізоване при круглому поздовжньому багатопрохідному шліфуванні зі швидкістю деталі, рівною швидкості круга й $S_{відн} \approx 1$. Глибина шліфування t в цьому випадку визначиться за перетвореною, з урахуванням $\alpha_1 = 0,85$ і залежностей (2.26) і (2.27), залежністю (3.14):



Умови обробки: $m = 100$; $\bar{X} = 0,14 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $R_{кр} = 0,15 \text{ м}$; $R_{дет} = 0,02 \text{ м}$; $B = 25 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $V_{кр} = 40 \text{ м/с}$.

Рис. 3.9. Залежності параметрів t_n , Q , $S_{рад}$ від H_{max}

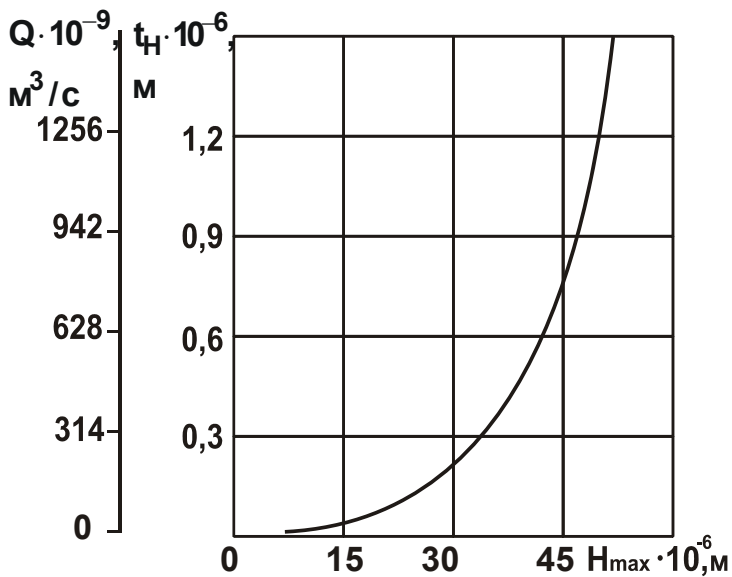
Як видно, в даному випадку глибина шліфування визначається, головним чином, відношенням параметрів H_{max} і \bar{X} . Наведені на

$$t = \left(\frac{m \cdot H_{max}^{3,35}}{630 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18}. \quad (3.17)$$

рис. 3.10 розрахункові значення t , а також Q , з урахуванням $V_{дет} = V_{кр}$, показують на можливість збільшення продуктивності обробки. Порівняно з існуючими процесами круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування, що характеризуються значеннями Q в межах $(5 \dots 15) \cdot 10^3 \text{ мм}^3/\text{хв.}$, застосування запропонованого технічного рішення дозволяє збільшити Q до 10 разів і вище, змінюючи H_{max} у межах $(37,5 \dots 60) \cdot 10^{-6} \text{ м}$. Глибина шліфування t при цьому, як видно з наведених графіків, змінюється в межах $(0,3 \dots 1,7) \cdot 10^{-6} \text{ м}$, тобто приймає достатньо малі значення.

Таким чином показано, що, реалізуючи умову $t < H_{max}$, при круглому зовнішньому урізному й поздовжньому багатопрохідному шліфуванні шляхом застосування нових співвідношень параметрів режимів шліфування можна в багато разів збільшити продуктивність обробки й вирішити проблему повної заміни абразивного шліфування більш прогресивним шліфуванням алмазними кругами. Необхідно відзначити, що запропоноване технічне рішення може бути використане на операціях попе-

реднього шліфування, тому що шорсткість обробки в цьому випадку буде приблизно дорівнювати параметру H_{\max} , що для алмазних кругів на металевих зв'язках приймає великі значення $(60 \dots 30) \cdot 10^{-6}$ м.



Умови обробки: $V_{\text{кр}} = 40$ м/с; $m = 100$; $B = 25 \cdot 10^{-3}$ м;
 $R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,02$ м; $\bar{X} = 0,14 \cdot 10^{-3}$ м;

Рис. 3.10. Залежності t_n і Q від H_{\max}

Про ефективність шліфування з підвищеною швидкістю деталі відзначається в роботі Беззубенко М. К. [8]. Автором показано, що залежно від глибини шліфування швидкість деталі буде впливати на параметри обробки. Так, домогтися зниження товщини одиничного зрізу, зберігаючи постійною продуктивність обробки, можна як в умовах глибинного шліфування, так і в умовах “подвійного швидкісного” шліфування, коли

швидкості круга й деталі порівнянні (рис. 3.11).

Аналогічний результат отриманий у роботі [5] (рис. 3.12). Із залежностей для визначення середньої товщини зрізу $a_z = \frac{\pi}{\sqrt{2R \cdot t} \cdot m \cdot (k+1)}$,

довжини контакту зерна $l_k = \left(\sqrt{2R \cdot t} + \frac{\pi \cdot R}{k \cdot m} \right) \cdot \left(\frac{k+1}{k} \right)$ й об'єму матеріалу,

що знімається одним зерном

$$V = \frac{v \cdot \pi \cdot \sqrt{2R \cdot t}}{m \cdot k} \cdot \left(\sqrt{2R \cdot t} + \frac{\pi \cdot R}{k \cdot m} \right),$$

видно, що зі зростанням $k = V_{\text{кр}} / V_{\text{дет}}$ параметри a_z , l_k і V зменшуються не однаково (тут m – число зерен на периферії круга; R – радіус круга, м; t – глибина шліфування, м; v – ширина одиничного зрізу, м (рис. 3.12)).

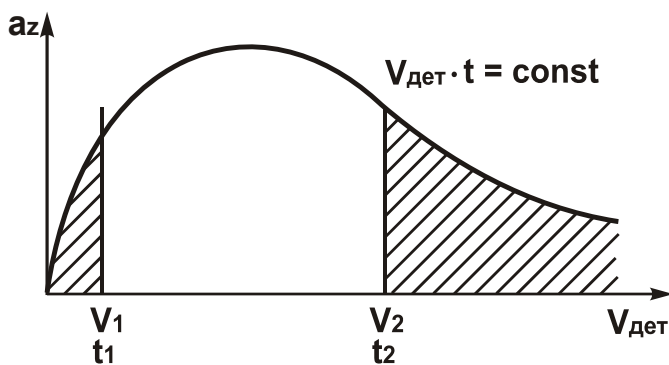
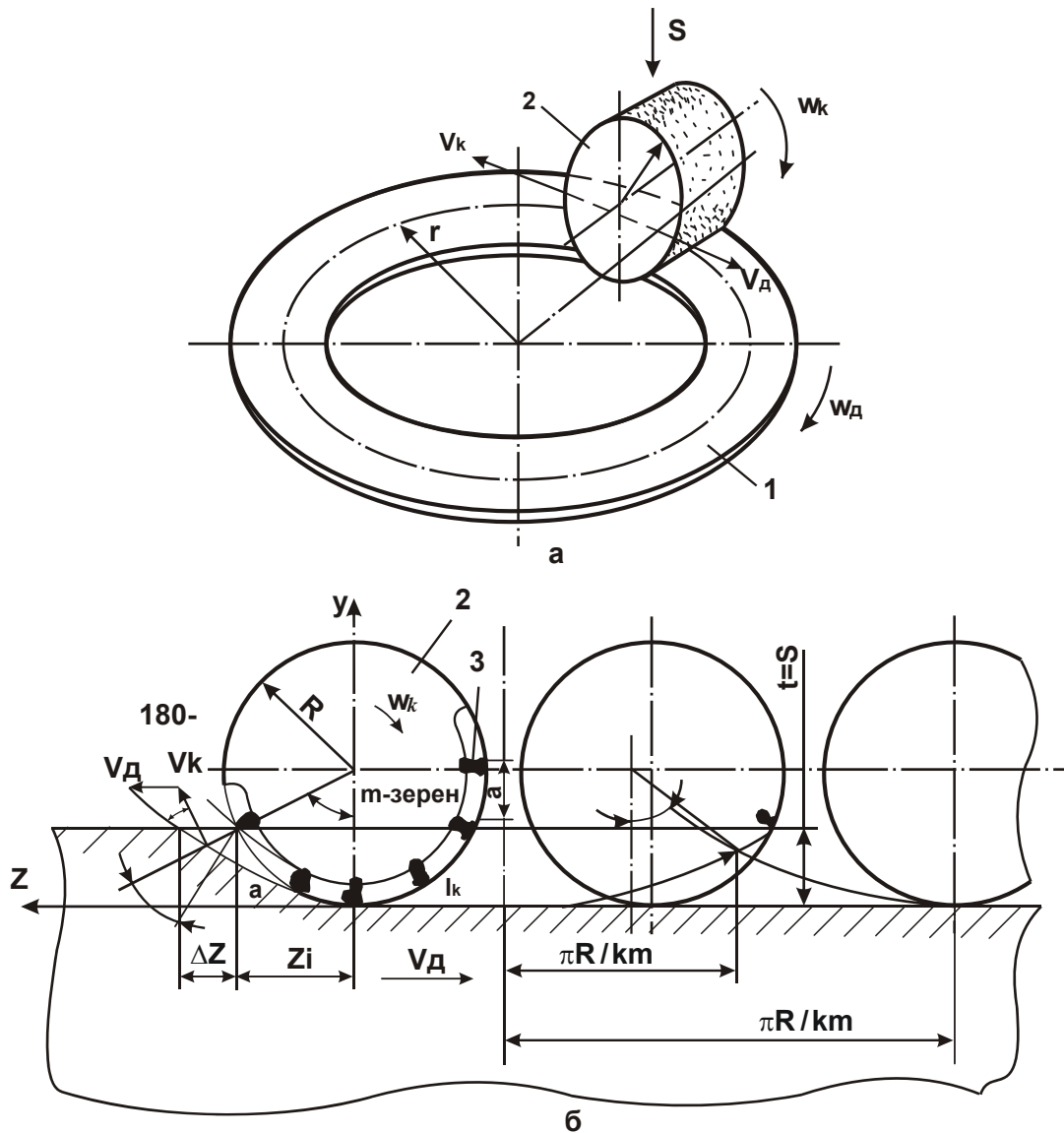


Рис. 3.11. Залежність товщини зрізу a_z від $V_{\text{дет}}$ [8]



Умовні позначення: 1 – кільце; 2 – шліфувальний круг; 3 – ріжуче зерно.

Рис. 3.12. Схема шліфування кільця із круговою подачею (а) і схема різання (б)

Так, при $m > 1\ 000$ параметр V зменшується майже прямо пропорційно зі збільшенням k , за аналогією змінюється $a_{зріз}$ при $k \geq 10$. Але при $k < 10$ товщина зрізу зменшується в 5 ... 8 разів менше, ніж об'єм матеріалу, що знімається. А довжина контакту l_k зі збільшенням $k > 1$ зменшується незначно й тим менше, чим більше k (у межі $\lim_{k \rightarrow \infty} l_k = \sqrt{2R \cdot t}$).

Виходячи з наведеної залежності, зменшення об'єму матеріалу, що знімається, зі збільшенням $k \geq 10$ відбувається за рахунок зменшення товщини зрізу, що у своїй межі прагне до нуля. Виходячи із цього, $V_{дет}$ слід вибирати порівнянно або рівною швидкості круга, тобто $1 \leq k < 10$.

Незважаючи на переконливість даного рішення, воно вимагає уточнення. Так, глибина шліфування приймається постійною, незалежною від умов обробки, тоді як по численним експериментальним даним [39; 49; 51], а також даним, отриманим у цій роботі, фактична глибина шліфування при $t < H_{\max}$ може в 10 ... 30 разів відрізнятися від номінальної глибини шліфування, заданої по лімбу верстата.

Отже, у наведених залежностях параметр t необхідно розглядати як функцію від параметрів шліфування. Тоді ефект “подвійного швидкісного” шліфування буде обумовлений не зменшенням товщини зрізу, як указує автор роботи [5], а зменшенням площі поперечного перерізу зрізу, як показано в цій роботі.

3.3.2. Кругле зовнішнє поздовжнє глибинне шліфування

Одним із важливих технічних рішень, що реалізують умову $t < H_{\max}$, слід розглядати схему глибинного шліфування кругом із забірним конусом, який характеризується невеликою частковою поздовжньою подачею $S_d \ll 1$ і швидкістю деталі, рівною приблизно швидкості круга. У цьому випадку номінальна глибина шліфування t_n буде визначатися за залежністю (3.17), а для визначення швидкості поздовжньої подачі слід скористатися відомим кінематичним відношенням:

$$\tau = \frac{B \cdot S_{\text{відн}}}{S_{\text{позд}}} = \frac{2\pi \cdot R_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}.$$

Звідки

$$S_{\text{позд}} = V_{\text{дет}} \cdot \frac{B \cdot S_{\text{відн}}}{2\pi \cdot R_{\text{дет}}}. \quad (3.18)$$

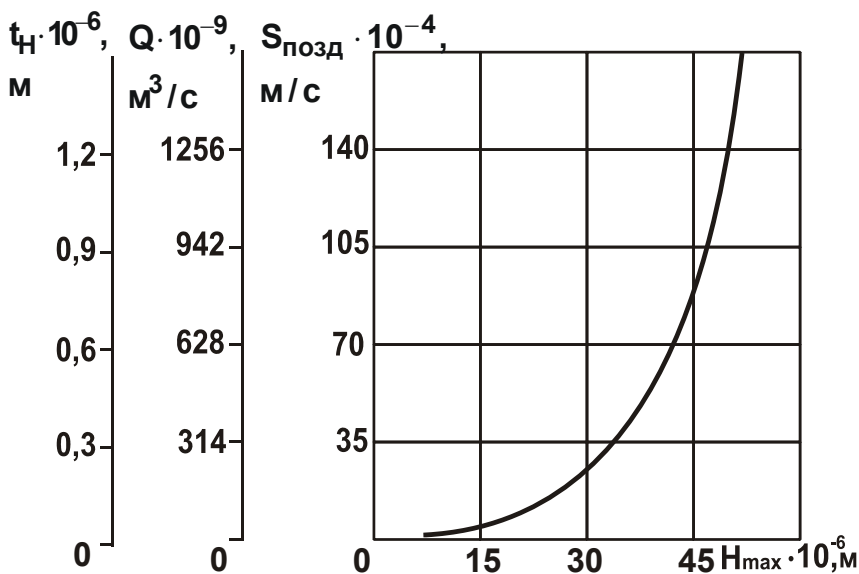
З урахуванням відношення $S_{\text{відн}} = t_n / t$ швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ визначиться:

$$S_{\text{позд}} = \frac{V_{\text{дет}} \cdot B \cdot t_n}{2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot t}. \quad (3.19)$$

Підставляючи в залежність (3.19) залежність (3.17) і приймаючи $V_{дет} = V_{кр}$, було отримано:

$$S_{позд} = \frac{B \cdot V_{кр}}{2\pi \cdot R_{дет} \cdot t} \left(\frac{m \cdot H_{маx}^{3,35}}{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18} \quad (3.20)$$

Наведені на рис. 3.13 розрахункові значення $S_{позд}$ показують, що зі збільшенням $H_{маx}$ у межах від $37,5 \cdot 10^{-6}$ м до $60 \cdot 10^{-6}$ м параметр $S_{позд}$ збільшується від 0,254 м/хв. до 1,63 м/хв. З огляду на те, що у відомих



Умови обробки: $m = 100$; $\bar{X} = 0,14 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{дет} = 0,02$ м; $B = 25 \cdot 10^{-3}$ м; $t = 0,72 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{кр} = 40$ м/с.

Рис. 3.13. Залежності t_n , Q і $S_{позд}$ від $H_{маx}$

способа круглого зовнішнього поздовжнього глибинного шліфування кругами зі СТМ [29; 30] реалізована швидкість поздовжньої подачі в межах 0,03 ... 0,05 м/хв., застосування запропонованого технічного рішення забезпечує підвищення продуктивності обробки до 10 разів. При цьому зношування круга буде нижче, то-

му що за умови $V_{дет} = V_{кр}$ значно знижуються площа поперечного перерізу зрізу окремим зерном S і, відповідно, навантаження, що діє на зерно круга.

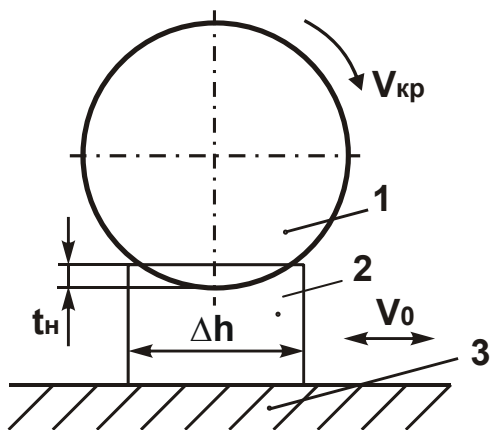
Доведено, що застосування відомого способу глибинного шліфування [29; 30] малоефективне, оскільки при $V_{дет} = 20 \dots 30$ м/хв. і $S_{позд} = 0,03 \dots 0,05$ м/хв. номінальна глибина шліфування t_n приймає значення $(10 \dots 20) \cdot 10^{-6}$ м, що порівняно з параметром $H_{маx}$, тобто виконується умова $t_n \approx H_{маx}$. У запропонованому способі глибинного шліфу-

вання параметр t_n становить приблизно $(0,5 \dots 4,0) \cdot 10^{-6}$ м, тобто значно менше значення параметра H_{\max} , яке за умови $V_{\text{дет}} = V_{\text{кр}}$ дорівнює $(30 \dots 60) \cdot 10^{-6}$ м.

3.3.3. Кругле зовнішнє урізне й поздовжнє глибинне шліфування з накладенням високочастотних коливань круга

Ефект обробки за умови $t < H_{\max}$ може бути реалізований у вигляді накладення на круг високочастотних коливань. Для аналізу необхідно звернутися до наступної моделі (рис. 3.14).

Нехай виконується обробка площини деталі шириною, рівною висоті круга, з достатньо великою швидкістю деталі й невеликою номінальною глибиною шліфування t_n . У цьому випадку внаслідок незначного числа зерен, які проконтактували з фіксованим поперечним перерізом деталі за один робочий хід стола, повне знімання матеріалу буде відбуватися



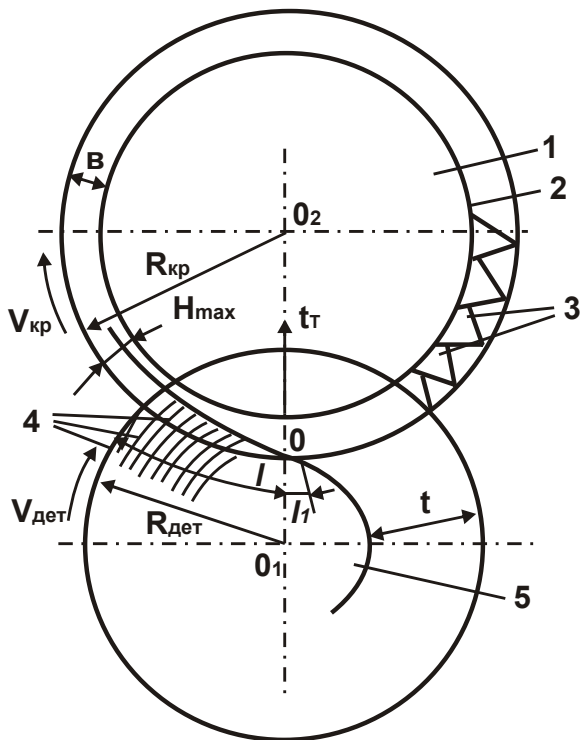
Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – стіл верстата.

Рис. 3.14. Розрахункова схема взаємодії круга з деталлю

після значного числа контактів круга з фіксованим перетином деталі. Це приведе до того, що фактична глибина шліфування, рівна максимальній глибині впровадження матеріалу в робочу поверхню круга, буде істотно відрізнятися від номінальної глибини шліфування, тобто зерна будуть проходити в основному по раніше “продряпаних канавках” і знімати невеликі за площею поперечного перерізу, але довгі стружки.

Зменшення площі поперечного перерізу зрізу й, відповідно, навантаження, що діє на окреме зерно, дозволить при заданій продуктивності обробки знизити інтенсивність зношування круга. Причому, чим менше номінальна глибина шліфування й, відповідно, більше швидкість деталі, тим значніше ступінь зниження інтенсивності зношування круга.

Розглянуту схему знімання матеріалу можна реалізувати при круглому зовнішньому (урізному або поздовжньому з $S_{\text{відн}} \approx 1$) глибинному



Умовні позначення: 1 – круг; 2 – зерна круга; 3 – рівень зв'язки круга 4 – елементарні оболонки, якими представлено припуск; 5 – деталь.

Рис. 3.15. Розрахункова схема круглого глибинного зовнішнього шліфування

шліфуванні, імітуючи припуск прямолінійним зразком (замість елементарних оболонок, якими умовно представлено припуск), який рухається по нормалі до круга, і повідомляючи кругу додаткові зворотно-поступальні рухи в площині шліфування в напрямку, перпендикулярному руху зразка в момент його входу в робочу поверхню круга, зі швидкістю V_0 (рис. 3.15). Тоді параметр t_n визначиться із залежності (3.13), приймаючи $\alpha_1 = 0,85$, а також виражаючи параметри k і b через залежності (2.26), (2.27) і замінюючи параметр $V_{\text{дет}}$ параметром V_0 :

$$t_n = \left(\frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^{3,35}}{630 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho} \cdot V_0} \right)^{1,18} \cdot (3.21)$$

Продуктивність обробки визначиться:

$$Q = B \cdot V_0 \cdot t_n = \frac{B}{V_0^{0,18}} \cdot \left(\frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^{3,35}}{630 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18} \cdot (3.22)$$

Як видно, продуктивність обробки в цьому випадку не залежить від глибини шліфування (величини припуску), а визначається, головним чином, H_{max} , що при значеннях $V_0 \approx V_{\text{кр}}$ може приймати значення, порівнянні з максимальною висотою виступання зерен над рівнем зв'язки. Тому з огляду на те, що V_0 входить у залежність у ступені 0,18, а H_{max} – у ступені (приблизно) 4, швидкість V_0 слід приймати рівною $V_{\text{кр}}$. Тоді

$$Q = B \cdot V_{кр} \left(\frac{m \cdot H_{max}^{3,35}}{630 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18} . \quad (3.23)$$

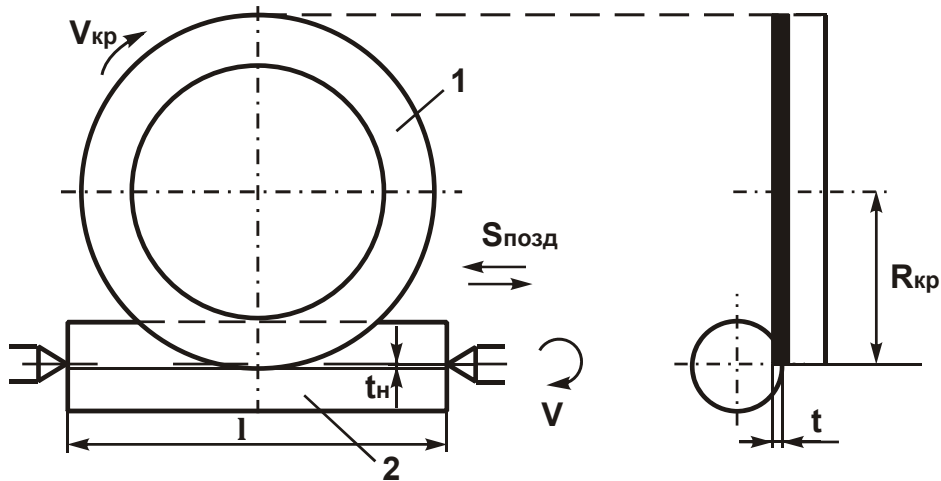
Отримана залежність повністю збігається з аналогічною залежністю для умов обробки, наведених вище, $Q = 2 \cdot \pi \cdot R_{дет} \cdot S_{позд} \cdot t$, у якій $S_{позд}$ визначається залежністю (3.20). Отже, застосування додаткових зворотно-поступальних рухів круга зі швидкістю $V_0 \approx V_{кр}$, які слід розглядати як високочастотні коливання з достатньо великою амплітудою коливань, дозволяє значно збільшити продуктивність обробки. Розрахункові значення Q наведені на рис. 3.9. Для практичної реалізації запропонованого технічного рішення доцільно високочастотні коливання на круг накладати в тангенціальному напрямку, що не внесе принципових змін у закономірності шліфування, однак дозволить спростити конструктивне виконання технічного рішення. Необхідно відзначити, що досягнення продуктивності обробки, обумовленої залежністю (3.23), вимагає правильного вибору швидкості деталі. Виходячи з відомого рішення, швидкість деталі необхідно встановлювати за залежністю

$$V_{дет} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{V_{кр}}{t} \cdot \left(\frac{m \cdot H_{max}^{3,35}}{630 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18} . \quad (3.24)$$

У цьому випадку $V_{дет}$ обернено пропорційна t й прямо пропорційна $V_{кр}$.

3.3.4. Кругле зовнішнє поздовжнє глибинне шліфування периферією торця круга

Умова $t < H_{max}$ може бути реалізована при круглому зовнішньому поздовжньому глибинному шліфуванні периферією торця круга, повідомивши деталі невелику швидкість обертання й значну (порівняно зі швидкістю круга) поздовжню подачу (рис. 3.16). Тоді роль номінальної глибини шліфування буде виконувати величина переміщення деталі при її обертovому русі за один поздовжній хід стола, а роль швидкості деталі, порівнянної зі швидкістю круга, – швидкість поздовжньої подачі.



Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Рис. 3.16. Розрахункова схема круглого зовнішнього поздовжнього шліфування периферією торця круга

Продуктивність обробки в цьому випадку визначиться залежністю $Q = t \cdot t_n \cdot S_{\text{позд}}$, у якій параметр t_n виражається залежністю (3.17), а $S_{\text{позд}} \approx V_{\text{кр}}$. Тоді з урахуванням залежності (3.17) продуктивність обробки Q прийме вигляд

$$Q = t \cdot V_{\text{кр}} \cdot \left(\frac{m \cdot H_{\text{max}}^{3,35}}{630 \pi \cdot X^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18} . \quad (3.25)$$

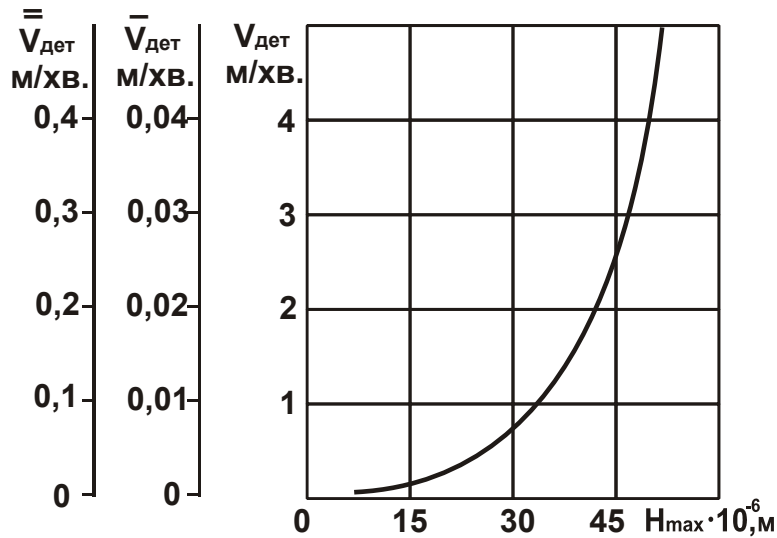
Як видно, залежність (3.25) відрізняється від аналогічної залежності (3.23). Замість параметра B до неї входить параметр t . З огляду на умову $B > t$, продуктивність обробки в цьому випадку буде менше. Отже, ефективною областю застосування такого способу шліфування необхідно розглядати глибоке шліфування з досить великою величиною t , що становить кілька міліметрів.

Швидкість обертання деталі, що забезпечує шліфування із заданою величиною t_n , що визначається залежністю (3.17), може бути встановлена таким чином:

$$\bar{V}_{\text{дет}} = \frac{Q}{l \cdot t} = \frac{V_{\text{кр}}}{l} \cdot \left(\frac{m \cdot H_{\text{max}}^{3,35}}{630 \pi \cdot X^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18} , \quad (3.26)$$

де l – довжина оброблюваної деталі, м.

Значення $\bar{V}_{дет}$ і $V_{дет}$, розраховані за залежностями (3.26) і (3.24), наведені на рис. 3.17.



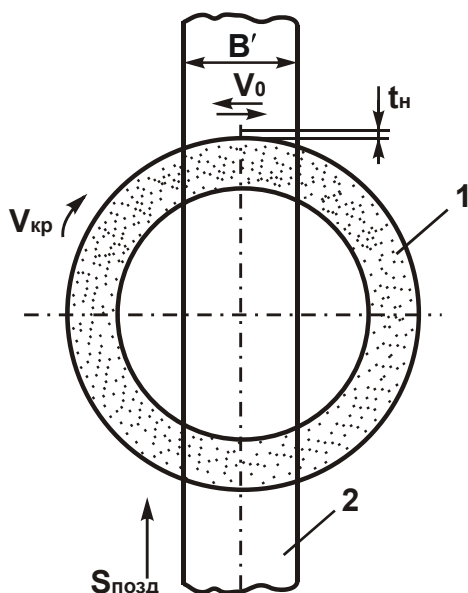
Умови обробки: $V_{кр} = 40$ м/с; $m=100$; $\bar{X} = 0,14 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{дет} = 0,02$ м; $B_1 = 7,2 \cdot 10^{-3}$ м; $l = 72 \cdot 10^{-3}$ м; $t = 0,72 \cdot 10^{-3}$ м.

Рис. 3.17. Залежності $V_{дет}$, $\bar{V}_{дет}$, $\bar{V}_{дет}$ від H_{max}

Виходячи з наведеної залежності (3.26) і рис. 3.17, швидкість деталі необхідно встановлювати обернено пропорційно довжині деталі l .

3.3.5. Плоске глибинне шліфування торцем круга

Можливості запропонованого в пп. 3.3.4 технічного рішення можуть бути значно розширені, розглядаючи його стосовно плоского глибинного шліфування (рис. 3.18). Повідомляючи оброблюваній деталі прямолінійний поступальний рух із відносно невеликою швидкістю $V_{дет}$, а кругу (або деталі) додаткові в площині шліфування зворотно-поступальні рухи в напрямку, перпендикулярному напрямку подачі деталі, зі швидкістю V_0 (порівнянню зі швидкістю круга), за рахунок утворення на крузі забірною конуса може бути збільшена продуктивність обробки до рівня, що визначається залежністю (3.23). Дійсно, продуктивність обробки в цьому випадку виразиться $Q = B \cdot V_0 \cdot t_n$, де $V_0 = V_{кр}$. Використовуючи залежність (3.17) для визначення параметра t_n , продуктивність обробки прийме вигляд, ідентичний залежності (3.23). Таким чином показано, що



Умовні позначення: 1 – круг;
2 – деталь.

Рис. 3.18. **Схема глибинного шліфування торцем круга**

лених в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України [29; 30; 85]. Для реалізації запропонованого способу шліфування швидкість деталі повинна встановлюватися відповідно до залежності:

$$\bar{V}_{дет} = \frac{Q}{B_1 \cdot t} = \frac{V_{кр}}{B_1} \cdot \left(\frac{m \cdot H_{max}^{3,35}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \right)^{1,18}, \quad (3.27)$$

де B_1 – ширина оброблюваної деталі, м.

Розрахункові значення $\bar{V}_{дет}$ наведені на рис. 3.17.

3.3.6. Високопродуктивний спосіб заточення інструмента

Однієї з ефективних областей застосування запропонованого технічного рішення, що реалізує умову $t < H_{max}$, може бути заточення інструмента периферією круга. Для цього круга (або оброблюваному лезовому інструменту) необхідно повідомити додаткові прямолінійні зворотно-поступальні рухи в напрямку, що збігається з напрямком дії тангенціальної складової сили різання, зі швидкістю V_0 (порівнянною зі швидкістю круга (рис. 3.19)). У цьому випадку за рахунок переходу до схеми ба-

гатопродуктивного шліфування й принципової зміни умов зняття матеріалу, з'являється можливість реалізувати надзвичайно високу продуктивність обробки, яка визначається залежністю (3.23). Як і в попередніх випадках, номінальна глибина шліфування t_n тут буде приймати невеликі значення, установлені залежністю (3.17), а швидкість V_0 буде дорівнювати $V_{кр}$. Таким чином, трансформація кінематичної схеми шліфування дозволяє значно підвищити продуктивність процесу заточення інструмента. Швидкість подачі деталі по нормалі до робочої поверхні круга слід встановлювати відповідно до залежності (3.27), розглядаючи параметр B_1 як ширину шліфування.

3.4. Високопродуктивні процеси шліфування, що реалізують умову $t > H_{max}$

3.4.1. Кругле зовнішнє поздовжнє шліфування кругом із забірним конусом

В основу даного технічного рішення покладена залежність (2.79), що визначає максимальну (наведену ймовірнісну) товщину зрізу H_{max} :

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot X^3}{m \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{V_{дет} \cdot t \cdot S_{позд} \cdot \frac{2\pi \cdot R_{дет} \cdot \rho}{B}}. \quad (3.28)$$

Виходячи з наведеної залежності, домогтися збільшення продуктивності шліфування $Q = 2\pi \cdot R_{дет} \cdot t \cdot S_{позд}$ при незмінному значенні H_{max} , можна застосуванням різних співвідношень параметрів режимів шліфування:

- 1) збільшенням глибини шліфування t при пропорційному зменшенні швидкості деталі $V_{дет}$;
- 2) збільшенням поздовжньої подачі $S_{позд}$ при пропорційному зменшенні швидкості деталі $V_{дет}$;
- 3) одночасним збільшенням глибини шліфування t і поздовжньої подачі $S_{позд}$ при відповідному зменшенні швидкості деталі $V_{дет}$;

4) роздільним або спільним збільшенням параметрів t і $S_{\text{позд}}$ при збільшенні швидкості круга $V_{\text{кр}}$ й відповідній зміні (зменшенні або збільшенні) швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

Як видно, існує досить велика кількість комбінацій співвідношень параметрів режимів шліфування, що забезпечують інтенсифікацію обробки. Однак реалізувати на практиці деякі з них не є можливим. Це пов'язане з тим, що зі збільшенням поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ при відповідному зменшенні швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ одночасно зростає часткова поздовжня подача, яка строго обмежена й не може перевищувати значення, рівне одиниці. Отже, часткова реалізація методу інтенсифікації шліфування, заснованого на збільшенні $S_{\text{позд}}$ при відповідному зменшенні $V_{\text{дет}}$, можлива лише у випадку застосування кругів великої висоти й при шліфуванні довгих циліндричних деталей. В інших випадках між параметрами $V_{\text{дет}}$ і $S_{\text{позд}}$ повинен існувати однозначний зв'язок, обумовлений геометричними розмірами круга й деталі, незалежно від глибини шліфування t й швидкості круга $V_{\text{кр}}$. Таке кінематичне обмеження значно зужує кількість комбінацій співвідношень параметрів режимів шліфування.

Із чотирьох принципових рішень з інтенсифікації шліфування реально здійсненими залишаються всього два рішення: перше й четверте. Причому перше рішення, з урахуванням кінематичного обмеження, може бути реалізоване при одночасному зменшенні як швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, так і поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$. А це приведе до певного зниження інтенсивності зростання продуктивності шліфування зі збільшенням глибини шліфування. Аналогічне зниження інтенсивності зростання продуктивності шліфування буде мати місце при збільшенні швидкості круга й відповідній зміні інших параметрів режимів шліфування, відповідно до четвертого рішення. Таким чином, основним напрямком інтенсифікації круглого поздовжнього шліфування слід розглядати метод глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$, яка визначається залежністю, отриманою з залежності (3.28):

$$V_{\text{дет}} = \left(\frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \pi \cdot \bar{X}^3} \right)^2 \cdot \frac{B \cdot H_{\text{max}}^6}{S_{\text{позд}} \cdot t \cdot 2\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot \rho}, \quad (3.29)$$

із поздовжньою подачею $S_{\text{позд}}$, що визначається з відомого кінематичного відношення:

$$S_{\text{позд}} = V_{\text{дет}} \cdot \frac{S_{\text{відн}} \cdot B}{2\pi \cdot R_{\text{дет}}} \quad (3.30)$$

З огляду на те, що залежність (3.29) містить величину H_{max} , дані про яку для різних пар “характеристика круга – оброблюваний матеріал” у науково-технічній літературі відсутні, доцільно величину H_{max} виразити через оптимальні параметри режиму шліфування, установлені експериментально для конкретних умов обробки багатопрохідного шліфування. Надалі ці параметри будуть іменуватися базовими параметрами режиму шліфування. Порівнюючи максимальну товщину зрізу H_{max} для базових і поточних параметрів режиму шліфування відповідно до залежності (3.28), отримана залежність для визначення швидкості деталі:

$$V_{\text{дет}} = \sqrt{\frac{2\pi \cdot R_{\text{дет0}} \cdot S_{\text{позд0}} \cdot t_0 \cdot V_{\text{дет0}}}{S_{\text{відн}} \cdot t \cdot B_0}} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{кр0}}}, \quad (3.31)$$

де $V_{\text{кр0}}$, $V_{\text{дет0}}$, $S_{\text{позд0}}$, t_0 – базові значення швидкості круга, м/с; швидкості деталі, м/с; поздовжньої подачі, м/с; глибини шліфування, м;

$R_{\text{дет0}}$ – базове значення радіуса деталі, м;

B_0 – базове значення висоти круга, м.

Поздовжня подача $S_{\text{позд}}$ з урахуванням відомого кінематичного відношення виразиться:

$$S_{\text{позд}} = \sqrt{\frac{R_{\text{дет0}} \cdot S_{\text{відн}} \cdot B \cdot S_{\text{позд0}} \cdot t_0 \cdot V_{\text{дет0}}}{2\pi \cdot R_{\text{дет}}^2 \cdot t}} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{кр0}}}. \quad (3.32)$$

Наведені залежності, по суті, виражають зв'язок між параметрами звичайного багатопрохідного й високопродуктивного глибинного шліфування.

Слід розглянути можливість реалізації методу шліфування на конкретному прикладі. Нехай виконується обробка твердосплавного зенкера

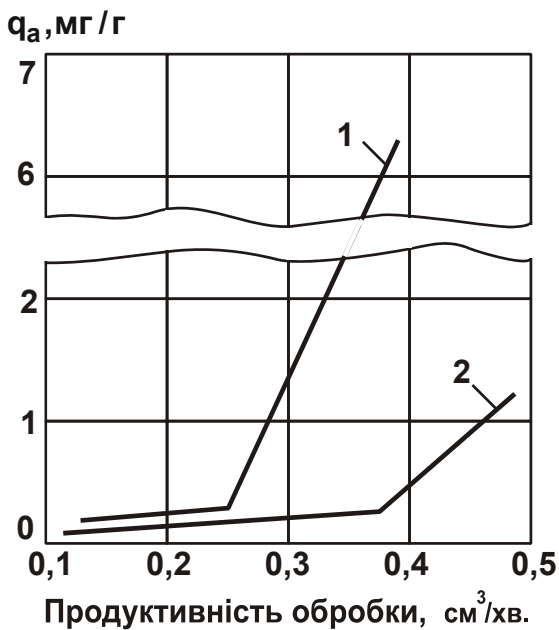


Рис. 3.19. Залежність питомої витрати алмаза від продуктивності обробки до (1) і після (2) агрегування й металізації

діаметром 0,02 м кругом ІАІ 300x25 АС6 125/100 М1-01 4. Величина припуску, що знімається, дорівнює 0,5 мм. Для визначення базової глибини шліфування t_0 можна скористатися залежністю відносної витрати алмаза АС2 зернистістю 80/63 від продуктивності обробки, отриманою експериментально й наведеною в роботі [27] (рис. 3.19). Виходячи з отриманої залежності, $t_0 = 0,03 \cdot 10^{-3}$ м. Тоді, приймаючи $V_{кр} = 35$ м/с, $S_{відн} = 0,5$; $B = 0,025$ м, $R_{дет} = 0,01$ м, за залежностями (3.31) і (3.32) визначаються $V_{дет}$ і $S_{позд}$: $V_{дет} = 3,48$ м/хв.; $S_{позд} = 1,63$ м/хв.

Порівняння отриманих значень $V_{дет}$ і $S_{позд}$ з аналогічними значеннями $V_{дет}$ й $S_{позд}$ для багатопрохідного шліфування показує їхнє істотне розходження. Розрахункова продуктивність глибинного шліфування за рахунок збільшення поздовжньої подачі при одночасному зменшенні швидкості деталі значно вище, ніж для багатопрохідного шліфування. З огляду на те, що параметр H_{max} , обумовлений інтенсивністю зношування круга, при цьому залишається незмінним, застосування глибинного шліфування дозволяє одночасно зменшити відносну витрату алмаза.

3.4.2. Кругле урізне глибинне шліфування зі змінною швидкістю деталі

Для обґрунтування пропонованого технічного рішення слід скористатися залежністю (3.8) для визначення $V_{дет}$, перетвореної до вигляду:

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630\pi \cdot X^3 \cdot \sqrt{t} \cdot \rho} \quad (3.33)$$

Виходячи із залежності, зі збільшенням t швидкість деталі $V_{дет}$ зменшується, що обмежує можливості інтенсифікації глибинного шліфування при заданому значенні H_{max} , яке визначає зношування круга.

Домогтися збільшення продуктивності обробки в таких умовах можна застосуванням схеми урізного шліфування зі змінною швидкістю деталі, здійснюючи повне знімання припуску за два оберти деталі. У цьому випадку глибина шліфування t буде змінною й змінюватися при першому оберті деталі від нуля до максимального значення, а при другому оберті (приймаючи швидкість радіальної подачі рівною нулю) – навпаки, від максимального значення до нуля. Закон зміни глибини шліфування за час двох обертів деталі показаний на рис. 3.20а.

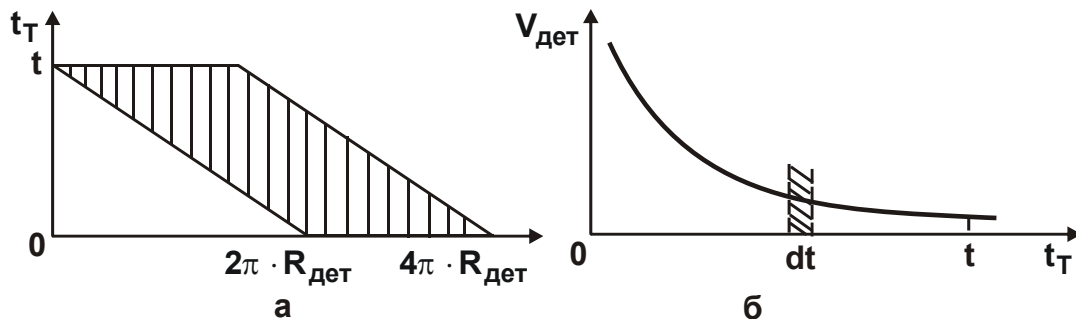


Рис. 3.20. Залежності зміни параметрів t_T (а) і $V_{дет}$ (б)

Необхідно довести, що такий цикл шліфування забезпечує підвищення продуктивності обробки при заданому значенні H_{max} порівняно із циклом шліфування, що реалізує постійну швидкість деталі. Для цього слід скористатися залежністю $V_{дет} = f(t)$, наведеною на рис. 3.20б і отриманою відповідно до залежності (3.33), з якої можна одержати середнє значення $V_{дет}$ при зміні глибини шліфування в межах $0 \dots t$:

$$V_{дет_{ср}} = \frac{1}{t} \cdot \int_0^t V_{дет} \cdot dt \dots \quad (3.34)$$

Підставляючи в залежність (3.34) залежність (3.33), отримано

$$V_{дет_{ср}} = \frac{2m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{630\pi \cdot X^3 \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \cdot \quad (3.35)$$

Як видно, значення $V_{\text{дет,ср}}$ й параметра $V_{\text{дет}}$, який визначається залежністю (3.33), відрізняються у два рази, тобто зміна швидкості деталі в міру врізання круга й зміна поточного значення глибини шліфування дозволяють підвищити продуктивність обробки у два рази.

Слід показати, що продуктивність обробки по запропонованому теоретичному рішенню вище, ніж у способі глибинного шліфування циліндричної деталі, відповідно до якого здійснюють врізання на повну глибину шліфування, причому швидкість радіальної подачі зменшують по мірі врізання відповідно до залежності $S_{\text{рад}} = (0,3 \dots 0,1) \cdot 10^{-3} \cdot t_T$ (м/хв.), де t_T – поточна глибина шліфування (м), а обробку ведуть при постійній швидкості обертання деталі.

З огляду на те, що у відомому способі шліфування повне знімання припуску виконується за одне обертання деталі, зі швидкістю вдвічі меншою $V_{\text{дет,ср}}$, загальний час обробки буде однаковим, однак у відомому способі передбачається додаткова операція – врізання на повну глибину шліфування без включення обертання деталі, що знизить продуктивність обробки. У цьому, власне, і складається ефект запропонованого рішення, тобто цикл глибинного шліфування, реалізований за два оберти деталі зі змінною швидкістю її обертання, є найбільш продуктивним і дозволяє збільшити продуктивність обробки без збільшення зношування круга, що важливо для алмазного шліфування.

При цьому швидкість радіальної подачі необхідно встановлювати таким чином, щоб при першому оберті деталі відбулося врізання круга на повну глибину шліфування.

3.4.3. Умови високопродуктивного переривчастого шліфування

Ідея створення переривчастого шліфування полягає в періодичному перериванні контакту круга з деталлю й виключенні теплового насичення поверхневих шарів оброблюваного матеріалу з метою зменшення температури різання [118].

Характерною рисою переривчастого шліфування є самооформлення макропрофілю робочих виступів круга, у результаті чого радіус круга є змінною величиною (рис. 3.21 [118]). Схема знімання матеріалу в таких

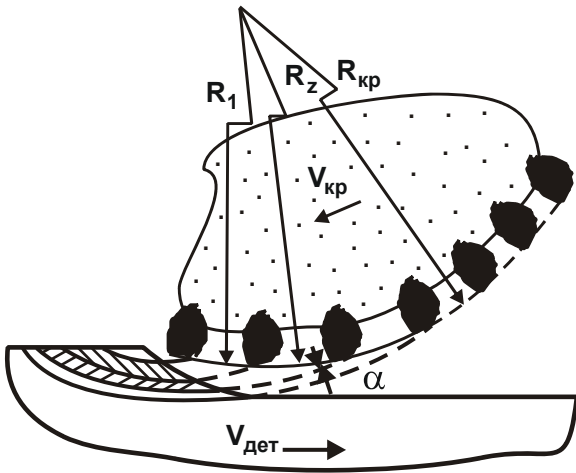
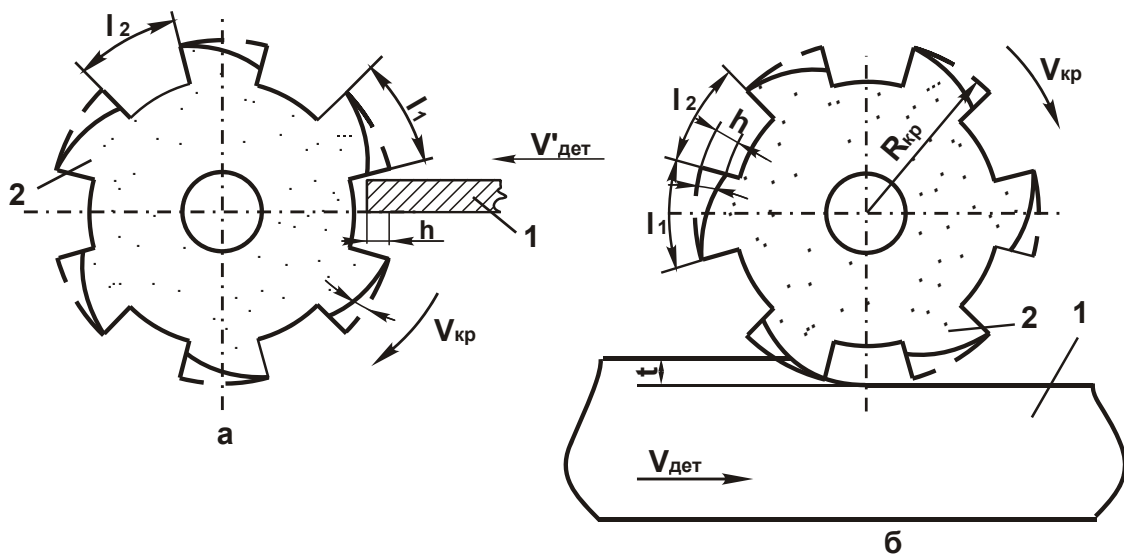


Рис. 3.21. Розрахункова схема переривчастого шліфування

умовах відмінна від звичайного шліфування. Слід розглянути шліфування прямолінійного зразка, що рухається по нормалі до робочій поверхні круга (рис. 3.22а). Стосовно шліфування суцільним кругом максимальна товщина зрізу опишеться залежністю:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{450\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{\text{дет}}}{m \cdot V_{\text{кр}}}} \quad (3.36)$$

Для переривчастого шліфування структура залежності (3.36) залишиться такою ж, зміниться тільки параметр $V'_{\text{дет}}$. Виходячи з рис. 3.22а, за період проходження западини переривчастого круга зразок переміститься в радіальному напрямку на величину h . Знімання припуску, що набігає, виконують зерна, розташовані на передній кромці робочого виступу. Внаслідок високої навантаженості цих зерен й інтенсивного випадіння зі зв'язки, на робочому виступі круга утворюється фронтальна поверхня довжиною a , яка розташована під "кутом атаки" α до площини різання.



Умовні позначення: 1 – зразок (деталь); 2 – круг.

Рис. 3.22. Розрахункові схеми параметра H_{\max} : шліфування прямолінійного зразка (а) і плоске переривчасте шліфування (б)

За період проходження ділянки a швидкість знімання матеріалу $V'_{\text{дет}}$ збільшиться на величину $V_{\text{кр}} \cdot \text{tg} \alpha$ (де $\text{tg} \alpha = h/a$) й визначиться:

$$V''_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} + V_{\text{кр}} \cdot \text{tg} \alpha. \quad (3.37)$$

Припуск h , що набігає, пропорційний довжині западини круга l_2 . Тоді $h = V'_{\text{дет}} \cdot \tau$, де $\tau = l_2 / V_{\text{кр}}$ – час занурення зразка в западину круга.

Остаточно параметри h і $V''_{\text{дет}}$ опишуться:

$$h = l_2 \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}; \quad (3.38)$$

$$V''_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a} \right). \quad (3.39)$$

Максимальна ймовірнісна (наведена) товщина зрізу:

$$H_{\text{мах}} = \sqrt[3]{\frac{450\pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a} \right)}. \quad (3.40)$$

При переривчастому шліфуванні $H_{\text{мах}}$ більше, ніж при звичайному шліфуванні ($l_2 = 0$). Зі збільшенням довжини фронтальної ділянки a множник $(1 + l_2/a)$ і $H_{\text{мах}}$ зменшаться. Найменше значення $H_{\text{мах}}$ досягається для $a = l_1$, тобто для сталої форми профілю робочого виступу круга, коли фронтальна ділянка охоплює весь робочий виступ круга довжиною l_1 . Виходячи із залежності (3.53), параметр $H_{\text{мах}}$ приймає вигляд:

$$H_{\text{мах}} = \sqrt[3]{\frac{450\pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1} \right)}. \quad (3.41)$$

Як впливає з залежності (3.41) і табл. 3.1, параметр $H_{\text{мах}}$ достатньо чутливий до зміни відношення l_2/l_1 .

Розрахункові значення $(1 + l_2/l_1)^{1/3}$

l_2/l_1	0	1	2	5	10
$(1 + l_2/l_1)^{1/3}$	1,0	1,26	1,45	1,82	2,23

По довжині робочого виступу круга при несталому шліфуванні знімання припуску здійснюється нерівномірно. Фронтальна ділянка виступу круга за час τ , що відповідає повороту круга на певний кут φ , приводить до знімання матеріалу $h_1 = V''_{\text{дет}} \cdot \tau = a \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right)$. Частина робочого виступу круга, що залишилася, зрізує припуск величиною $h_2 = V'_{\text{дет}} \cdot \frac{(l_1 - a)}{V_{\text{кр}}}$. Їхнє відношення дорівнює:

$$\frac{h_1}{h_2} = \frac{(l_2 - a)}{(l_1 - a)}. \quad (3.42)$$

Отримана залежність (3.41) відрізняється від аналогічної залежності для круга із суцільною робочою поверхнею множителем $(1 + l_2/l_1)$, тобто при переривчастому шліфуванні параметр H_{max} завжди більше, ніж при шліфуванні із суцільною робочою поверхнею. Це, власне, і визначає більш інтенсивне зношування круга з переривчастою робочою поверхнею. Для круглого і плоского шліфування (див. рис. 3.22б) параметр H_{max} із урахуванням відомої залежності $V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}$ опишеться:

$$H_{\text{max}} = 3 \sqrt{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}. \quad (3.43)$$

Підставляючи в залежність (3.43) швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ у вигляді $V_{\text{дет}} = Q/B \cdot t$, параметр H_{max} визначиться:

$$N_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{Q \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho}{B}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}. \quad (3.44)$$

Для того щоб продуктивність обробки Q залишилася постійною при заданому значенні N_{\max} , швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ необхідно зменшити в $(1 + l_2/l_1)^2$ разів. Отже, швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ при переривчастому шліфуванні повинна бути пов'язана зі швидкістю деталі $V_{\text{дет}0}$ при звичайному шліфуванні залежністю:

$$V_{\text{дет}} = \frac{V_{\text{дет}0}}{\left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2}. \quad (3.45)$$

Глибина шліфування t за умови $Q = \text{const}$ повинна бути пов'язана із глибиною шліфування t_0 (для круга із суцільною робочою поверхнею):

$$t = t_0 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2. \quad (3.46)$$

Цим забезпечується зменшення зношування переривчастого круга до рівня зношування круга із суцільною робочою поверхнею (без зменшення продуктивності обробки). Отримане рішення дозволяє ефективно використовувати переривчасті круги з характеристикою $l_2/l_1 > 1,5$, які в силу надзвичайно інтенсивного зношування не одержали поширення на практиці, хоча забезпечують істотне зниження температури шліфування.

3.5. Области ефективного застосування отриманих теоретичних рішень

Підводячи підсумки результатів досліджень, можна зробити деякі висновки практичного змісту. Загальновідомо, що протягом тривалого періоду часу розвиток верстатобудування в області створення шліфувальних верстатів йшов переважно в напрямі вдосконалювання техноло-

гічних процесів шліфування за рахунок застосування нових абразивних матеріалів, керування процесом шліфування шляхом введення в зону різання або автономно різної додаткової енергії, створення нових технічних рішень з конструктивного виконання верстата й т. д. Очевидно, все це дозволило домогтися певного підвищення ефективності шліфування. Разом із тим, як показано вище, існують достатньо значні резерви шліфування, які дотепер практично не використовувалися. Такими резервами є можливості застосування нових способів шліфування, що реалізують нові нетрадиційні діапазони зміни параметрів режимів шліфування та їхніх співвідношень, обумовлених умовами $t < H_{\max}$ і $t > H_{\max}$. Про ефективність застосування нових діапазонів режимів шліфування свідчить той факт, що практично всі існуючі шліфувальні верстати, незалежно від виду шліфування, реалізують (як показано в п. 3.2) умову $t \cong H_{\max}$, яка відповідає мінімальній продуктивності обробки, тоді як максимум продуктивності досягається при $t < H_{\max}$ і $t > H_{\max}$.

Таким чином, перехід в область нових діапазонів зміни параметрів режимів шліфування та їхніх співвідношень, тобто застосування нових кінематичних схем шліфувальних верстатів, відкриває широкі перспективи у верстатобудуванні.

Очевидно, значними можливостями в цьому плані є реалізація умови шліфування $t < H_{\max}$, що припускає застосування надзвичайно великих швидкостей круга й деталі, а, відповідно, й нових співвідношень подач і глибин шліфування. Реалізація в конструкціях шліфувальних верстатів цієї умови дозволить до 10 разів і вище збільшити продуктивність обробки при одночасному забезпеченні високої якості обробки поверхонь деталей. Причому, як показано вище, умова $t < H_{\max}$ може бути реалізована практично для всіх типів шліфувальних верстатів і видів шліфувальних робіт, що свідчить про універсальність отриманого технічного рішення. Не менш важливе значення отриманих технічних рішень, які впливають із умови $t > H_{\max}$. Необхідно відзначити, що частково умова $t > H_{\max}$ використана в існуючих шліфувальних верстатах. Однак широкого поширення реалізація умови $t > H_{\max}$ на практиці не одержала, що пов'язано з відсутністю конкретних ефективних технічних рішень і достатніх даних про технологічні можливості шліфування у випадку $t > H_{\max}$.

Висновки до розділу 3

1. Установлено, що залежність продуктивності обробки від глибини шліфування при фіксованому граничному значенні площі поперечного перерізу зрізу має екстремум (мінімум). При цьому доведено, що екстремум продуктивності обробки досягається за умови $t \approx H_{\max}$. З фізичної точки зору екстремум обумовлений, по-перше, трансформацією симетричної форми умовної поверхні різання в асиметричну внаслідок різного співвідношення параметрів t і H_{\max} , по-друге, існуванням найбільш короткої за довжиною стружки.

2. Показано, що всі існуючі та застосовувані на практиці схеми багатопрохідного й глибинного алмазного шліфування, крім однопрохідного глибинного шліфування пазів і канавок, реалізовані для випадку $t > H_{\max}$. Цим, власне, і визначаються відносно низька продуктивність алмазного шліфування й недоцільність його застосування замість звичайного абразивного шліфування при зніманні значних припусків.

3. На основі отриманої екстремальної залежності продуктивності обробки від глибини шліфування визначені шляхи інтенсифікації процесу алмазного шліфування, які полягають в реалізації нових співвідношень між максимальною (наведеною ймовірнісною) товщиною зрізу й глибиною шліфування: $t < H_{\max}$ і $t > H_{\max}$.

4. Показано, що кінематичними схемами, які реалізують умову $t < H_{\max}$, є схеми глибинного й багатопрохідного шліфування з відносно високою швидкістю деталі, а кінематичними схемами, які реалізують умову $t > H_{\max}$, – глибинне шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі й частковою поздовжньою подачею, близькою до одиниці.

5. Розроблені високопродуктивні способи алмазного шліфування, що реалізують нові співвідношення параметрів t і H_{\max} ($t < H_{\max}$ і $t > H_{\max}$) стосовно круглого урізного й поздовжнього багатопрохідного та глибинного шліфування периферією й торцем суцільного або переривчастого круга, дозволяють підвищити продуктивність обробки до 30 ... 50 тисяч $\text{мм}^3/\text{хв.}$, що цілком конкурентоспроможно з існуючим абразивним шліфуванням і забезпечує ефективне використання алмазних кругів при зніманні значних припусків.

Розділ 4. Установлення функціональних зв'язків основних фізичних параметрів шліфування

4.1. Наведений ріжучий профіль круга та його характеристики з урахуванням зношування зерен

Загальновідомо, що в процесі шліфування лінійне зношування алмазного круга у часі звичайно відбувається нерівномірно. У широкому діапазоні зміни режимів шліфування швидкість зношування зерен постійно випереджає швидкість зношування зв'язки, і круг, як правило, працює в режимі затуплення або “засалювання” і вимагає періодичного відновлення ріжучих властивостей. Для визначення оптимальних умов обробки, які забезпечують рівномірне зношування круга при його роботі в режимі самогострювання або безперервного правлення необхідно знати характер зміни швидкостей зношування зерен і зв'язки залежно від умов шліфування, а також величину навантаження, що діє на максимально виступаюче зерно. Останній параметр достатньо важливий, тому що визначає ступінь зношування зерен, характеристики сталого ріжучого рельєфу круга, і, в остаточному підсумку, його ріжучу здатність і найбільш продуктивні схеми шліфування. З огляду на те, що між швидкістю зношування зерна, величиною його лінійного зношування й навантаженням, що діє на зерно, повинен існувати певний зв'язок, слід розглянути спочатку закономірності шліфування кругом, який характеризується різним ступенем затуплення зерен без урахування зношування зв'язки. Знаючи умови стабілізації зношування зерен, надалі необхідно визначити параметри сталого ріжучого рельєфу круга, що дозволяє тривалий час зберігати рівність швидкостей зношувань зерен і зв'язки.

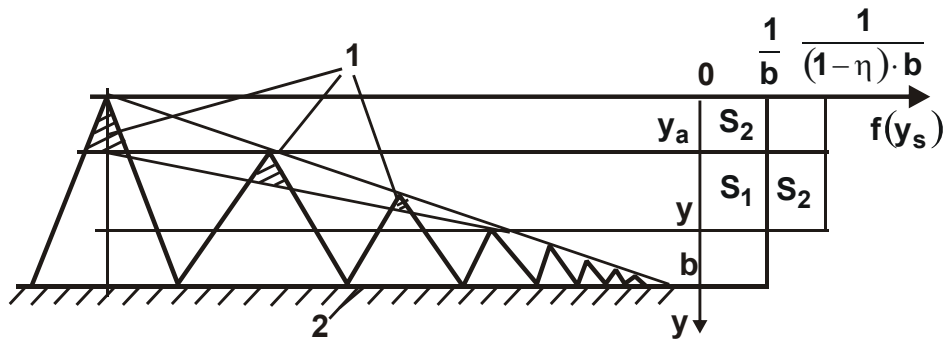
При такому підході завдання зводиться до пошуку граничної величини лінійного зношування максимально виступаючого зерна, при досягненні якої зерна будуть періодично об'ємно руйнуватися й випадати зі зв'язки або випадати без руйнування. Для вирішення завдання стабілізації зношування зерен слід скористатися закономірностями утворення наведеного ріжучого профілю круга при різному ступені зношування зерен. Для його опису необхідно прийняти, що зношене зерно має форму усіченого конуса. Площа верхньої основи конуса (“площадка зношування”) у

стабілізованому процесі шліфування визначається величиною навантаження, що діє на зерно. Чим воно більше, тим більше “площадка зношування”. Найбільшу “площадку зношування” буде мати зерно, яке максимально виступає над зв'язкою, найменшу – зерно, висота виступання якого відповідає рівню максимального заглиблення площини, яка рухається радіально до робочої поверхні круга (рис. 4.1). Для опису такого закону розподілу по висоті “площадок зношування” слід ввести функцію η :

$$\eta = \frac{y_a}{y}, \quad (4.1)$$

де y_a – координата вершини зношеного максимально виступаючого над зв'язкою зерна, м;

y – координата, відлічувана від вершини максимально виступаючого незношеного зерна, м.



Умовні позначення: 1 – зношені частини зерен; 2 – рівень зв'язки круга.

Рис. 4.1. Розрахункова схема закону розподілу висот виступання зерен над зв'язкою з урахуванням їх зношування в процесі шліфування

Функція η характеризує ступінь лінійного зношування зерна й змінюється в межах $0 \dots 1$. З огляду на різну силову навантаженість зерен у процесі шліфування у першому наближенні можна допустити, що функція η для всіх ріжучих зерен, незалежно від висоти їх виступання над зв'язкою, постійна. Тоді розподіл висот виступання зношених зерен над рівнем зв'язки буде підкорятися новому композиційному закону із щільністю $\bar{f}(y_s)$ (див. рис. 4.1). Значення щільності розподілу $\bar{f}(y_s)$ для ділянки $y < y_s < y_a$ можна одержати з вираження:

$$\bar{f}(y_s) = \frac{S_1 + S_2}{y - y_a}, \quad (4.2)$$

$$\text{де } S_1 = \frac{1}{b} \cdot (y - y_a);$$

$$S_2 = \frac{y_a}{b}.$$

Після відповідних перетворень із урахуванням $y_a / y = b$, було отримано:

$$\bar{f}(y_s) = \frac{1}{(1-\eta) \cdot b}. \quad (4.3)$$

Знаючи новий закон розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки, за методикою, наведеною в п. 2.1, можна описати відносну повноту профілю круга. На першому етапі слід розглянути утворення відносної повноти профілю круга на площині, що рухається, від накладення зерен, вершини яких розташовані в елементарному горизонтальному шарі нескінченно малої dy_s товщини (рис. 4.2). Потім – утворення сумарної відносної повноти профілю круга від всіх елементарних шарів, якими представлена його робоча поверхня.

Етап 1. Необхідно спроектувати ріжучі зерна dy_s -го елементарного шару на площину, що рухається радіально. Внаслідок рівномірного взаємного руху круга й площини на останній відбувається рівномірне із щільністю $\bar{f}(y_i) = \frac{1}{(1-\eta) \cdot b}$ накладення проєкцій зерен і утворення елементарної відносної повноти профілю. Для її визначення слід виділити на площині, що рухається, елементарний горизонтальний шар нескінченно малої товщини dy_i й просумувати ділянки від перекриття зерен цього шару на рівні y в межах висоти круга B :

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{dn_i \cdot [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \quad (4.4)$$

де a_s – діаметр “площинки зношування” зерна, вершина якого розташована в dy_s -му елементарному шарі;

$dn_i = dn_s \bar{f}(y_i) \cdot dy_i$; $dn_s = n \cdot \bar{f}(y_s) \cdot dy_s$ – відповідно число зерен, вершини яких перебувають в dy_i -му та в dy_s -му шарі;

$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{(1-\eta) \cdot b}{V_{пл}}$ – загальне число зерен, які проконтактували із

площиною за час, рівний переміщенню площини на величину b ;

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

$V_{кр}$, $V_{пл}$ – відповідно швидкості круга й площини, м/с;

$$\bar{f}(y_s) = \frac{1}{(1-\eta) \cdot b}.$$

Після перетворень, було одержано:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{k}{(1-\eta) \cdot b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{пл}} \cdot dy_s \cdot [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dy_i. \quad (4.5)$$

Наведена залежність справедлива для всіх елементарних шарів площини. Сумарну $\varepsilon_i(y)$ можна одержати за теоремою множення ймовірностей незалежних випадкових величин, виконуючи перехід до протилежної функції $d\Phi_i(y) = 1 - d\varepsilon_i(y)$:

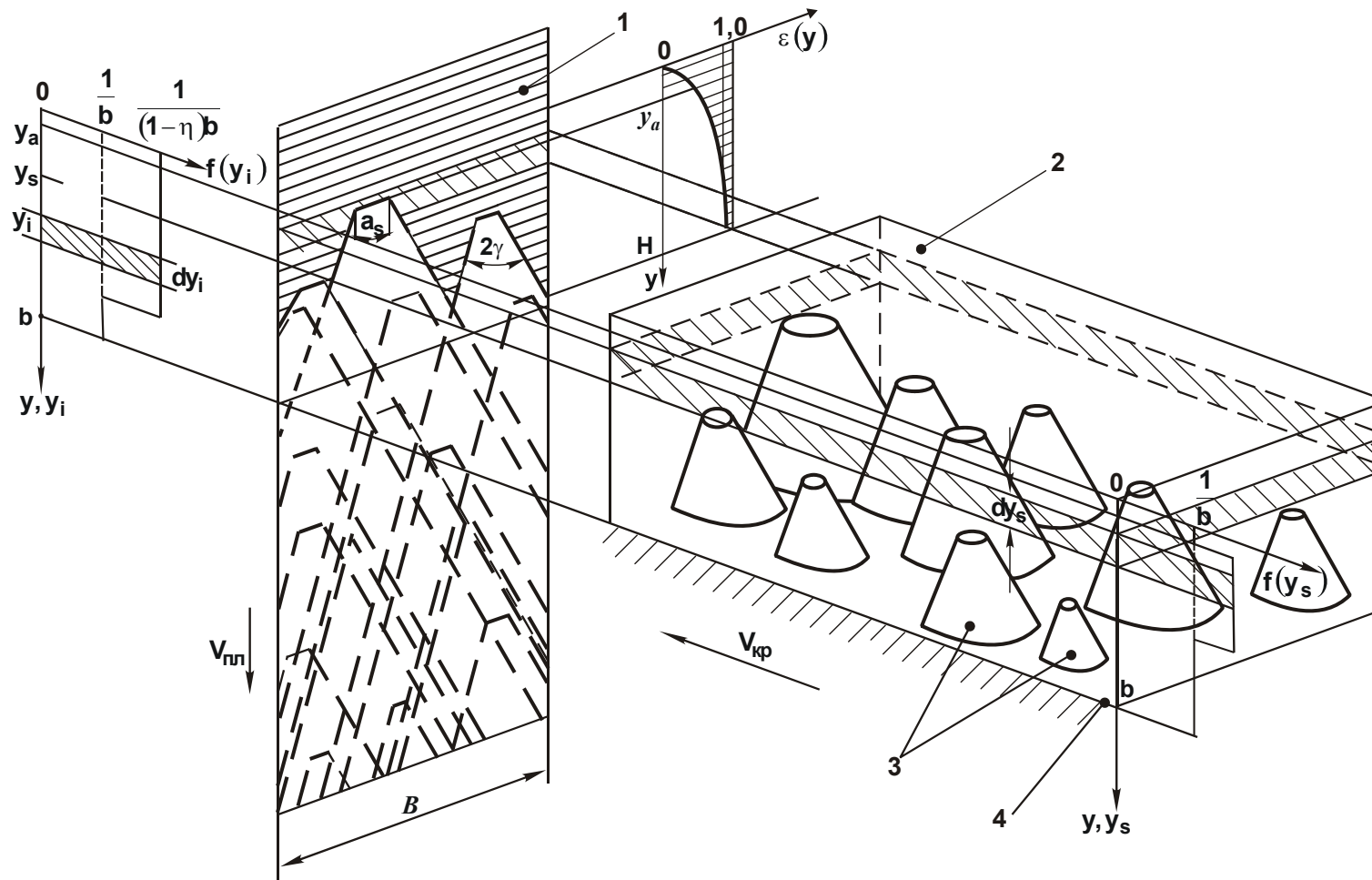
$$d\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - \varepsilon_i(y)] = 1 - \beta \cdot \sum_{i=1}^{\infty} [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dy_i + \\ + \beta^2 \cdot \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^i [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i) \cdot a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot dy_j] - \dots, \quad (4.6)$$

де $\beta = \frac{k}{(1-\eta) \cdot b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{пл}} \cdot dy_s.$

Заміняючи сумування інтегруванням у межах $y_s \dots y$, було отримано:

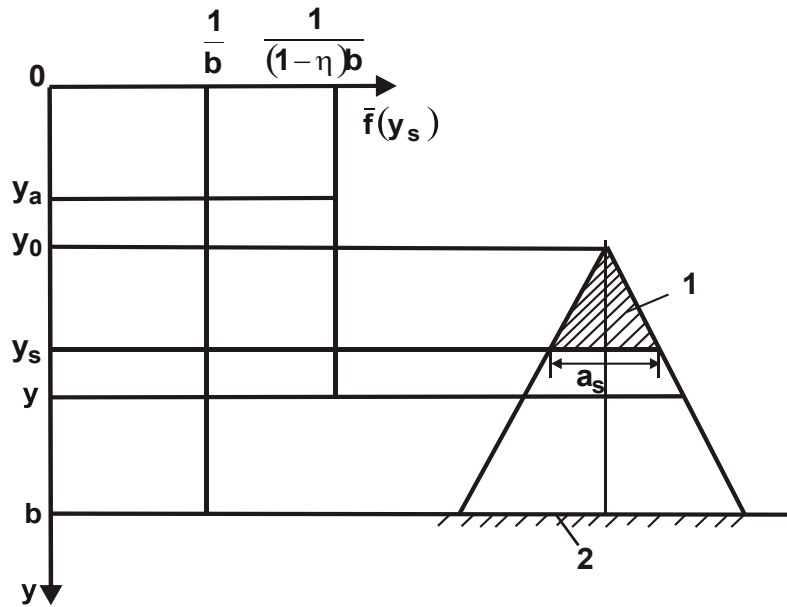
$$d\Phi(y) = \exp \left\{ - \frac{1}{(1-\eta) \cdot b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{пл}} \cdot [a_s \cdot (y - y_s) + tg\gamma \cdot (y - y_s)^2] dy_s \right\}. \quad (4.7)$$

Виходячи з рис. 4.3, величину a_s можна представити у вигляді $a_s = 2tg\gamma \cdot (y_s - y_0)$, де y_0 – координата вершини незношеного зерна, м.



Умовні позначення: 1 – площина, що рухається; 2 – елементарний об'єм робочої поверхні круга; 3 – ріжучі зерна; 4 – рівень зв'язки.

Рис. 4.2. Розрахункова схема параметрів наведеного ріжучого профілю круга з урахуванням зношування зерен



Умовні позначення: 1 – зношена частина зерна; 2 – рівень зв'язки круга.

Рис. 4.3. Розрахункова схема параметрів зношеної частини зерна

Різниця координат $(y_s - y_0)$ з урахуванням перетворень виразиться $\eta/(1-\eta) \cdot (y - y_s)$. Залежність (4.7) після підстановки a_s приймає вигляд:

$$d\Phi(y) = \exp \left\{ - \frac{\text{tg} \gamma \cdot k}{b} \cdot \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)^2} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{пл}}} \cdot (y - y_s)^2 \cdot dy_s \right\}. \quad (4.8)$$

Етап 2. Відносно повноту профілю круга від накладення зерен усіх елементарних горизонтальних шарів робочої поверхні круга також можна одержати за теоремою множення ймовірностей незалежних випадкових величин, використовуючи протилежну функцію $d\Phi(y)$:

$$d\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} d\Phi_i(y) = \exp \left[- \frac{\text{tg} \gamma \cdot k}{b} \cdot \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)^2} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{пл}}} \cdot \sum_{s=1}^{\infty} (y - y_s)^2 \cdot dy_s \right]. \quad (4.9)$$

Заміняючи сумування інтегруванням у межах $y_a \dots y$, з урахуванням $(y - y_a) = (1-\eta) \cdot y$, функція $\varepsilon(y)$ остаточно виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp \left[- \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot (1-\eta)^2}{3b} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{пл}}} \cdot y^3 \right]. \quad (4.10)$$

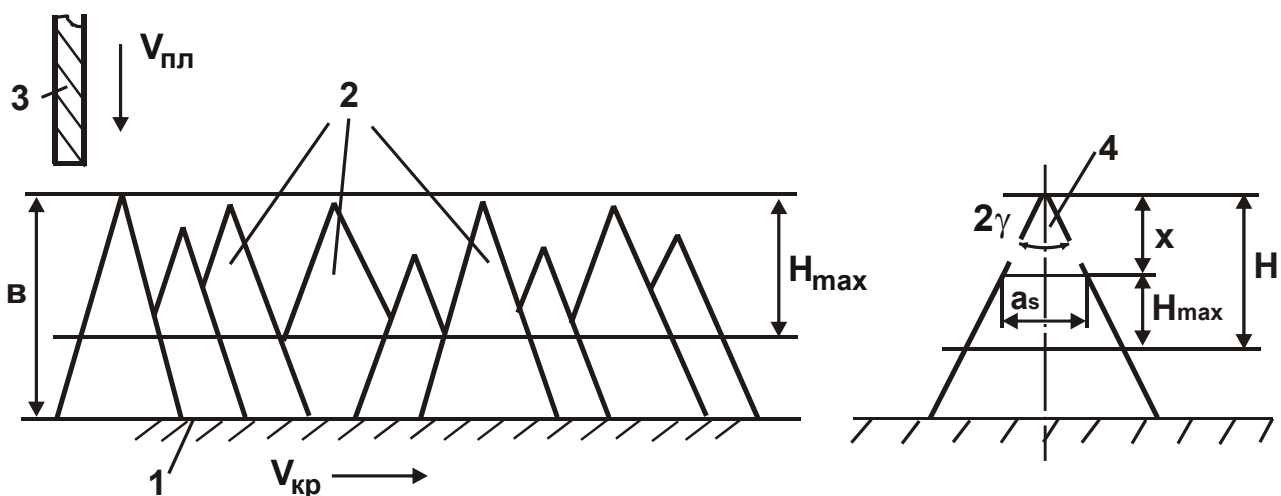
Таким чином, визначена відносна повнота профілю круга від накладення проекцій зерен, що мають різні “площадки зношування”. На відміну від аналогічної залежності (2.11), вона містить множник $(1-\eta^2)$, що характеризує ступінь лінійного зношування зерен у процесі шліфування.

Максимальну глибину впровадження площини в робочу поверхню круга H , відраховуючи її від вершини незношеного максимально виступаючого над зв'язкою зерна, можна одержати з умови $\varepsilon(y = H) = 0,895$:

$$H = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{пл}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1-\eta^2)}} \quad (4.11)$$

За умови $\eta = 0$ залежність (4.11) ідентична залежності (2.25), що свідчить про вірогідність аналітичних рішень. Зі збільшенням η і відповідно величини лінійного зношування зерна параметр H збільшується. Однак із цього ще не випливає збільшення фактичної максимальної висоти мікронерівностей наведеного ріжучого профілю круга, який відповідає максимальній (наведеній імовірнісній) товщині зрізу H_{max} , яка, виходячи з рис. 4.4, визначається залежністю:

$$H_{\text{max}} = (1-\eta) \cdot H = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{пл}} \cdot (1-\eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1+\eta)}} \quad (4.12)$$



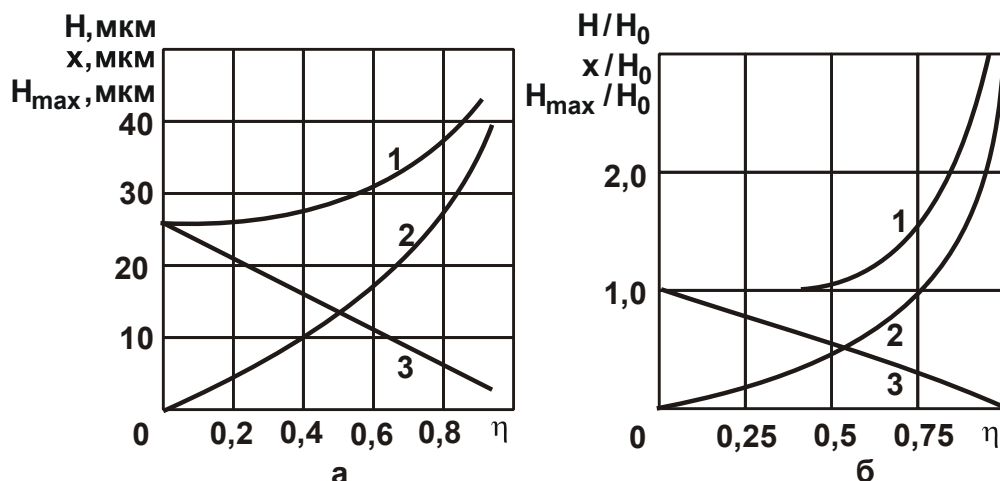
Умовні позначення: 1 – зв'язка круга; 2 – ріжучі зерна; 3 – оброблювана пластинка; 4 – зношена частина зерна.

Рис. 4.4. Розрахункові схеми шліфування

Як видно, зі збільшенням η параметр H_{\max} зменшується, що є наслідком утворення на крузі більш згладженого ріжучого рельєфу. Це впливає із залежності, яка описує величину лінійного зношування максимально виступаючого зерна x :

$$x = \eta \cdot H = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{пл}} \cdot \eta^3}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}} \quad (4.13)$$

Розрахункові значення параметрів H , H_{\max} і x для різних значень η показані на рис. 4.5а. Як видно, зі збільшенням η від 0 до 0,9 параметр H_{\max} зменшується в 6 разів, що вказує на істотний вплив зношування зерен на характеристики наведеного ріжучого профілю круга й свідчить про виняткову важливість аналізу та оптимізації процесу шліфування з позицій зміни параметра η .



Умови обробки: а – $\gamma = 45^\circ$; $b = 0,05$ мм; $k = 10$ шт./мм²; $V_{\text{пл}} = 1$ м/хв.; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с;
б – $H_0 = 1$.

Рис. 4.5. Залежності параметрів H (1), x (2) і H_{\max} (3) від η

З урахуванням залежностей (2.26), (2.27) і (2.35) для умови $t_T = t$ залежності (4.11) – (4.13) приймуть вигляд:

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (4.14)$$

$$H_{\max} = (1 - \eta) \cdot H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 + \eta)}}; \quad (4.15)$$

$$x = \eta \cdot H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot \eta^3}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (4.16)$$

Наявність у залежностях (4.14) – (4.16) нового фізичного параметра η дозволяє уточнити кінематичні рішення, наведені в розділі 2, і розбіжності до 40 % з відповідними експериментальними даними. Крім того, параметр η пояснює різноманіття експериментальних залежностей, найчастіше суперечливих, з якими зіштовхуються дослідники при вивченні процесу шліфування. Наприклад, протиріччя, пов'язане фактично з незмінністю товщини зрізу при збільшенні продуктивності обробки в 50 разів, установлене експериментально Байкаловим А. К. (див. рис. 1.8 [6]). Дійсно, виходячи із залежності (4.15), характер зміни параметра H_{\max} залежить, у першу чергу, від параметра η , який за певних умов може нівелювати збільшення H_{\max} , пов'язане зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ або глибини шліфування t . У цьому випадку параметр H_{\max} буде залишатися незмінним або навіть зменшуватися.

Для кількісного аналізу наведених вище залежностей зручно їх представити в безрозмірних величинах:

$$H = \sqrt[3]{\frac{1}{(1 - \eta^2)}} \cdot H_0; \quad (4.17)$$

$$H_{\max} = (1 - \eta) \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{(1 - \eta^2)}} \cdot H_0; \quad (4.18)$$

$$x = \eta \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{(1 - \eta^2)}} \cdot H_0, \quad (4.19)$$

де $H_0 = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}}$.

На рис. 4.5б показані залежності параметрів H , H_{\max} і x від безрозмірного коефіцієнта η при шліфуванні за жорсткою схемою ($H_0 = 1$). З аналізу наведених залежностей випливає, що зі зміною безрозмірного коефіцієнта η від 0 до 1 параметр H змінюється від 1 до нескінченності, параметр H_{\max} – від 1 до 0, а параметр x – від 0 до значення, близького величині H . Фізичний зміст наведених рішень полягає в зміні відношення між шириною й товщиною зрізу при фіксованій площі його поперечного перерізу, обумовленій режимом шліфування.

Зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η й відповідно величини x ширина зрізу зростає, а товщина зрізу зменшується. За умови $\eta \rightarrow 1$ товщина зрізу прагне до нуля, а ширина зрізу – до нескінченності. Параметр H у діапазоні $0 < \eta < 0,8 \dots 0,9$ змінюється несуттєво, а при $\eta > 0,8 \dots 0,9$ – прагне до нескінченності. Отже, ріжуча частина зерна може ефективно використовуватися при $\eta < 0,8 \dots 0,9$. За умови $\eta \rightarrow 1$ параметр H теоретично прагне до нескінченності, а реально – до максимальної висоти b виступання ріжучого зерна над рівнем зв'язки круга.

Для ріжучих зерен з кутом при вершині $2\gamma = 60^\circ$ максимальна висота b виступання ріжучого зерна над рівнем зв'язки круга дорівнює ширині зрізу b' . Для цих умов безрозмірний коефіцієнт η може бути описаний залежністю

$$\eta = \frac{b'}{b' + H_{\max}}. \quad (4.20)$$

За експериментальними даними Байкалова А. К. (див. рис. 1.8 [6]), при зміні глибини шліфування в 50 разів середні значення товщини H_{\max} й ширини b' зрізу залишалися майже постійними ($H_{\max} = 2,9 \cdot 10^{-6}$ м; $b' = 8,0 \cdot 10^{-6}$ м). Отже, середнє значення безрозмірного коефіцієнта η , розраховане за залежністю (4.20), становить приблизно 0,7. Таке велике значення η свідчить про те, що в реальних умовах шліфування процес різання здійснюється переважно зернами, що затупилися, з високою силовою й тепловою напруженістю.

При аналізі процесу шліфування ріжучу частину зерна звичайно приймають у формі сфери радіусом R . Тому становить інтерес установ-

лення зв'язку між параметром H_{\max} , який визначається залежністю (4.15), і радіусом вершини ріжучого зерна R . Для цього слід розглянути розрахункову схему, показану на рис. 4.6, з якої випливає відношення:

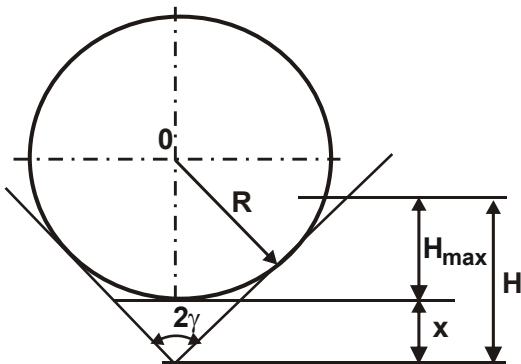


Рис. 4.6. Розрахункова схема параметрів шліфування

$$\frac{R}{(R+x)} = \sin \gamma. \quad (4.21)$$

Звідки

$$x = R \cdot \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right). \quad (4.22)$$

З іншої сторони, безрозмірний коефіцієнт η можна визначити за такою залежністю:

$$\eta = \frac{x}{H} = \frac{x}{x + H_{\max}} = \frac{1}{1 + \frac{H_{\max}}{x}}. \quad (4.23)$$

Підставляючи залежність (4.22) в (4.23), було отримано:

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{H_{\max}}{R \cdot \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right)}}. \quad (4.24)$$

Множник $(1 - \eta)$, що входить у залежність (4.15), виражається:

$$(1 - \eta) = \frac{H_{\max}}{H_{\max} + R \cdot \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right)}. \quad (4.25)$$

Підставляючи залежність (4.25) у залежність (4.18) і розглядаючи в першому наближенні $(1 + \eta) \approx 1$, одержано:

$$H_{\max} = \frac{H_0^3}{\left[H_{\max} + R \cdot \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right) \right]^2}. \quad (4.26)$$

У підсумку прийшли до рівняння відносно невідомої величини H_{\max} :

$$H_{\max} \cdot \left[H_{\max} + R \cdot \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right) \right]^2 = H_0^3. \quad (4.27)$$

Очевидно, вирішити в загальному вигляді дане рівняння складно. Однак його можна проаналізувати й виявити основні закономірності зміни параметра H_{\max} . Приймаючи параметр H_0 постійним, з рівняння (4.27) видно, що зі збільшенням радіуса R параметр H_{\max} однозначно зменшується, тобто чим більше R , тим менше H_{\max} .

За умови $R > H_{\max}$ і $\gamma = 30^\circ$, першим доданком у рівнянні (4.27) можна зневажити, у результаті отримано спрощену залежність:

$$H_{\max} = \frac{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^2}. \quad (4.28)$$

Як видно, зі збільшенням R параметр H_{\max} істотно зменшується. Це ще одне підтвердження того, що в міру затуплення ріжучих зерен і збільшення радіуса округлення їхніх вершин R (тобто в міру згладжування ріжучого рельєфу круга) товщини зрізів зменшуються. З однієї сторони, це веде до сприятливого зменшення шорсткості оброблюваної поверхні деталі, а з іншої – до зниження ріжучої здатності круга й, відповідно, зменшення продуктивності обробки, що неефективно.

Використовуючи залежність (4.28), нескладно визначити відношення товщини зрізу H_{\max} і радіус округлення вершини ріжучого зерна R :

$$\frac{H_{\max}}{R} = \frac{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^3}. \quad (4.29)$$

Як видно, зі збільшенням R відношення H_{\max}/R істотно зменшується. Відомо [12], що при досягненні значень $H_{\max}/R < 0,12$ процес різання припиняється, можливий лише процес пружно-пластичного деформування матеріалу. Тому, щоб забезпечити стійкий процес різання, необхідно виконати умову: $H_{\max}/R > 0,12$. Виходячи із залежності (4.29), це можливо в результаті збільшення параметрів \bar{X} , $V_{\text{дет}}$, t і зменшення m й $V_{\text{кр}}$. З урахуванням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ залежність (4.29) прийме вигляд:

$$\frac{H_{\max}}{R} = \frac{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{\text{дет}} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^3}.$$

Як видно, зі збільшенням $Q_{\text{пит}}$ відношення H_{\max}/R збільшується. При цьому, чим менше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, тим значніше можна домогтися збільшення $Q_{\text{пит}}$ для заданого відношення H_{\max}/R . Із цього випливає ефективність застосування глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ і глибиною шліфування t , рівною або кратною величині припуску, що знімається.

4.2. Експериментальні дослідження параметрів стружок, що зрізуються

Експериментальна оцінка параметра H_{\max} може бути виконана на основі виміру товщин стружок, що утворюються в процесі шліфування. Для цього із усієї безлічі досліджуваних стружок необхідно виділити найбільш об'ємну стружку, виміряти її товщину й зрівняти встановлене значення з розрахунковим значенням H_{\max} для заданих умов шліфування. Зважаючи на те, що параметр H_{\max} визначає максимальну (наведену ймовірнісну) товщину зрізу, цього буде достатньо для експериментальної оцінки зазначеного параметра. При такому підході немає необхідності у встановленні розподілу товщин стружок, як це прийнято у відомих дослідженнях, оскільки параметр H_{\max} характеризується не середньостатистичною товщиною стружки, а її максимальним значенням.

Аналіз стружок, що утворюються в процесі глибинного шліфування, показав на їхню розмаїтість за формою й геометричними розмірами. Причому, такий розкид характеристик стружок, що утворюються, має місце для різних режимів різання й характеристик круга. У табл. 4.1 наведені експериментальні значення максимальної товщини стружки для різних сполучень параметрів режимів різання при глибинному шліфуванні. Тут же для наочності наведені значення мінімальної товщини стружки, а також значення максимальної й мінімальної ширини стружки.

Таблиця 4.1

Експериментальні значення товщини й ширини стружок

№ п/п	Режими шліфування		Товщина стружки, мм		Ширина стружки, мм	
	t, мм	V _{дет} , м/хв.	максимальна	мінімальна	максимальна	мінімальна
1	0,05	0,5	0,013	0,0037		
2	0,05	0,8	0,013	0,0040		
3	0,05	1,0	0,013	0,0041		
4	0,05	2,0	0,013	0,0048		
5	0,1	0,5	0,013	0,0038		
6	0,1	1,0	0,015	0,0038		
7	0,1	2,0	0,014	0,0039		
8	0,2	0,5	0,015	0,0049	0,065	0,013
9	0,2	1,0	0,017	0,0053		
10	0,2	2,0	0,017	0,0056		

Умови обробки: оброблюваний матеріал – сталь ХВГ (HRC 60), алмазний круг – 1А1 300x20x5 АС6 250/200 М1-01 4.

Як видно, з підвищенням режимів шліфування спостерігається тенденція до збільшення максимальної товщини стружки. При цьому встановлено, що значення максимальної товщини стружки змінюється в межах 0,013 ... 0,017 мм. Для порівняння в табл. 4.2 наведені розрахункові значення параметра H_{\max} , отримані за залежністю (4.15) для різних значень η . Як видно, у випадку $\eta = 0 \dots 0,2$ розрахункові значення параметра H_{\max} найбільшою мірою відображають реальні умови шліфування.

Розрахункові значення параметра H_{\max} у мм

№ п/п	Режими шліфування		Значення η			
	t, мм	$V_{\text{дет}}$, м/хв.	0	0,2	0,5	0,7
1	0,05	0,5	0,0130	0,010	0,0071	0,0048
2	0,05	0,8	0,0154	0,0124	0,0084	0,0057
3	0,05	1,0	0,0167	0,0135	0,0091	0,0061
4	0,05	2,0	0,0210	0,0170	0,0115	0,0078
5	0,1	0,5	0,0148	0,0119	0,0081	0,0055
6	0,1	1,0	0,0187	0,0151	0,0102	0,0070
7	0,1	2,0	0,0236	0,0191	0,0129	0,0088
8	0,2	0,5	0,0167	0,0135	0,0091	0,0062
9	0,2	1,0	0,0210	0,0170	0,0115	0,0078
10	0,2	2,0	0,0265	0,0214	0,0145	0,0099

Умови обробки: $m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,02$ м; $\rho = 56,66$ м⁻¹.

Наведені в табл. 4.3 експериментальні значення максимальної товщини стружки, що утворюється при глибинному шліфуванні алмазним кругом зернистістю 100/80, і наведені в табл. 4.4 відповідні розрахункові значення параметра H_{\max} також указують на те, що випадок $\eta = 0 \dots 0,2$ найбільш повно відображає фізичну сутність шліфування. Підводячи підсумки, можна зазначити, що встановлені експериментальні значення максимальної товщини стружки й розрахункові значення параметра H_{\max} порівнянні. Це вказує на вірогідність розробленої математичної моделі визначення параметрів шліфування. Необхідно відзначити, що максимальна товщина стружки дозволяє лише побічно судити про величину H_{\max} , оскільки пружно-пластичні деформації стружки істотно спотворюють геометричні розміри об'єму матеріалу, що видаляється ріжучим зерном у процесі шліфування. Більш достовірною оцінкою H_{\max} (особливо при шліфуванні твердих сплавів), безсумнівно, є шорсткість обробленої поверхні, що впливає з аналізу експериментальних і розрахункових значень параметрів R_a і R_{\max} , наведених у розділі 2.

Таблиця 4.3

**Експериментальні значення товщини й ширини стружки,
що утворюється при шліфуванні**

№ п/п	Режими шліфування		Товщина стружки, мм		Ширина стружки, мм	
	t, мм	V _{дет} , м/хв.	макси- мальна	міні- мальна	макси- мальна	міні- мальна
1	0,05	0,5	0,010	0,0032	0,035	0,004
2	0,05	1,0	0,010	0,0032	0,040	0,008
3	0,05	2,0	0,012	0,0035	0,035	0,006
4	0,1	0,5	0,012	0,0032	0,028	0,004
5	0,1	1,0	0,013	0,0032	0,024	0,008
6	0,1	2,0	0,013	0,0037	0,027	0,006
7	0,2	0,5	0,015	0,0039	0,026	0,007
8	0,2	1,0	0,016	0,0039	0,025	0,008
9	0,2	2,0	0,016	0,0040	0,038	0,009

Умови обробки: оброблюваний матеріал – сталь ХВГ (HRC 60), алмазний круг 1А1 300х20х5 АС6 100/80 М1-01 4.

Таблиця 4.4

Розрахункові значення параметра H_{\max}

№ п/п	Режими шліфування		Значення η			
	t, мм	V _{дет} , м/хв.	0	0,2	0,5	0,7
1	0,05	0,5	0,0065	0,0050	0,0035	0,0024
2	0,05	1,0	0,0083	0,0067	0,0045	0,0030
3	0,05	2,0	0,0105	0,0085	0,0057	0,0039
4	0,1	0,5	0,0074	0,0095	0,0040	0,0025
5	0,1	1,0	0,0093	0,0075	0,0050	0,0035
6	0,1	2,0	0,0118	0,0095	0,0070	0,0044
7	0,2	0,5	0,0083	0,0067	0,0045	0,0032
8	0,2	1,0	0,0150	0,0085	0,0037	0,0039
9	0,2	2,0	0,0180	0,0105	0,0072	0,0049

Умови обробки: $m = 100$; $\bar{X} = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{кр} = 30$ м/с; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{дет} = 0,02$ м; $\rho = 56,66$ м⁻¹.

Таким чином, порівняння розрахункових значень параметра H_{\max} й експериментальних значень максимальної товщини стружки показало на однаковий характер їхньої зміни залежно від зміни параметрів режиму шліфування. Установлено, що у випадку $\eta = 0 \dots 0,2$ розрахункові значення H_{\max} найбільшою мірою відображають реальні умови шліфування.

4.3. Аналітичне визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні при шліфуванні з урахуванням зношування зерен

У розділі 2 отримані аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні при шліфуванні без урахування утворення на алмазному крузі сталого ріжучого рельєфу. З огляду на те, що параметри сталого ріжучого рельєфу круга значно впливають на всі вихідні (технологічні) параметри шліфування, важливо знати закономірності зміни параметрів шорсткості обробки в умовах сталого процесу шліфування. Для визначення параметра шорсткості R_a , слід скористатися методикою, наведеною вище, розглядаючи перетворену залежність (4.12) для визначення параметра H_{\max} :

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 + \eta)}}. \quad (4.30)$$

З умови $H_{\max} = R_{\max} = t$ з урахуванням того, що в розрахунковій залежності (4.30) замість швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ слід прийняти значення $0,5 \cdot V_{\text{дет}}$, було одержано:

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{(1 - \eta)^4}{(1 + \eta)^2} \cdot \left(\frac{6,75 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2} \cdot \rho. \quad (4.31)$$

З урахуванням залежностей (2.26) і (2.27) параметр шорсткості $R_a = 0,2 \cdot R_{\max}$ виразиться:

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2}}. \quad (4.32)$$

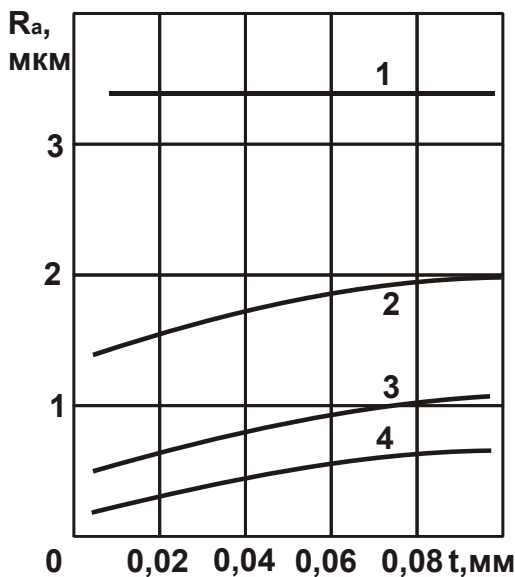
Як видно, за структурою залежність (4.32) аналогічна залежності (2.42). Відмінність полягає в множнику $\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2}$, обумовленому лінійним зношуванням зерен круга. Чим більше безрозмірний коефіцієнт η , тим менше параметр шорсткості R_a , тобто зі збільшенням зношування зерен параметр шорсткості R_a зменшується. Для вихідного (незношеного) рельєфу круга, що характеризується $\eta = 0$, параметр шорсткості R_a приймає максимальне значення, за яким звичайно й ведуться розрахунки без урахування зміни рельєфу круга. Для аналізу впливу величини лінійного зношування зерна x на R_a слід скористатися залежністю (4.16).

Установити з даної залежності безрозмірний коефіцієнт η можна тільки чисельним розрахунком, задаючи величину x та інші параметри. Для визначення наближеного значення η залежність слід спростити, приймаючи $(1-\eta)^2 \cong 1$. Можливість такого спрощення пов'язана з тим, що функція η^3 більшою мірою впливає на величину x в залежності (4.16), ніж функція $(1-\eta)^2 \cong 1$. Підставляючи спрощену залежність (4.16), виражену відносно величини η , у залежність (4.32), було отримано:

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{\left(1 - x \cdot \sqrt[3]{\frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}}\right)^4}{\left(1 + x \cdot \sqrt[3]{\frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}}\right)^2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2}}. \quad (4.33)$$

Із залежності (4.33) впливає достатньо чутливий зв'язок між параметрами x і R_a . Зі збільшенням x параметр R_a зменшується, причому

більш інтенсивно, коли множник $\sqrt[3]{\frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}}$ – значний.

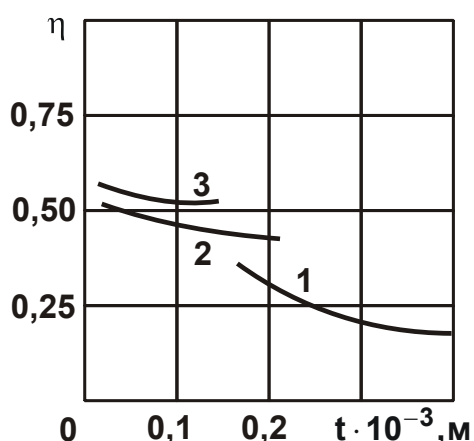


Умови обробки: $\gamma = 45^\circ$; $\bar{X} = 0,18$ мм;
 $m = 100$; $R_{дет} = 80$ мм; $R_{кр} = 150$ мм;
 $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 1$ м/хв.

Умовні позначення: 1 - $x = 0$;
 2 - $x = 10$ мкм; 3 - $x = 20$ мкм;
 4 - $x = 30$ мкм.

Рис. 4.7. Залежність R_a від t

них умов шліфування (див. рис. 2.12). Із цією метою встановлений параметр η при круглому зовнішньому глибинному шліфуванні виробу із твердого сплаву ВК 8 алмазним кругом 1А1 300×25×5 АС6 200/160 М1-01. Розрахунково-експериментальні залежності зміни параметра η від глибини шліфування t наведені на рис. 4.8.



Умовні позначення: 1 - $V_{дет} = 1$ м/хв.;
 2 - $V_{дет} = 5$ м/хв.; 3 - $V_{дет} = 10$ м/хв.

Рис. 4.8. Залежність η від t

На відміну від залежності (2.42), у залежність (4.33) входить глибина шліфування t . При незмінності інших параметрів і її збільшенні параметр R_a збільшується. Цим доведене, що вплив t на R_a обумовлений зміною рельєфу круга (величини лінійного зношування зерна). При $x = 0$, виходячи з залежності (4.33), параметр шорсткості R_a не залежить від t . Наведені на рис. 4.7 розрахункові графіки показують, що зі збільшенням величини x роль глибини шліфування t у зміні параметра R_a підвищується.

Отримана залежність (4.32) дозволяє за експериментальним значенням параметра R_a визначити безрозмірний коефіцієнт η для конкретних умов шліфування (див. рис. 2.12).

Із цією метою встановлений параметр η при круглому зовнішньому глибинному шліфуванні виробу із твердого сплаву ВК 8 алмазним кругом 1А1 300×25×5 АС6 200/160 М1-01. Розрахунково-експериментальні залежності зміни параметра η від глибини шліфування t наведені на рис. 4.8. Розрахунки виконані для даних: $\bar{X} = 0,14$ мм; $\sqrt{\rho} = 0,45$ мм^{-0,5}; $m = 100$; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_{відн} = 1$.

Як видно з рисунка, залежно від глибини шліфування t і швидкості деталі $V_{дет}$ безрозмірний коефіцієнт η може змінюватися в достатньо широких межах. Це вказує на необхідність його урахування при розрахунку параметрів шліфування, особливо шорсткості поверхні, що, як ви-

пливає з рис. 4.8, істотно залежить від безрозмірного коефіцієнта η . При неврахуванні цього коефіцієнта, згідно з даними, наведеним у розділі 2, має місце значна розбіжність розрахункових і експериментальних значень шорсткості поверхні (до 40 % і більше).

Виходячи із залежностей (4.32) і (4.33), найбільше впливає на параметр шорсткості R_a зернистість круга \bar{X} і безрозмірний коефіцієнт η (величина лінійного зношування максимально виступаючого над зв'язкою зерна x). Зі зменшенням \bar{X} параметр шорсткості R_a зменшується. При достатньо малій зернистості, наприклад, $\bar{X} = 1/0 \dots 10/7$, параметр R_a може бути зменшений до значень 0,08 ... 0,006 мкм, що відповідає 11 ... 14 класам шорсткості обробленої поверхні.

Очевидно, чим більше безрозмірний коефіцієнт $\eta \rightarrow 1$ і, відповідно, величина лінійного зношування зерна x , тим менше параметр шорсткості обробки R_a . Величина x визначається міцністю утримання зерна у зв'язці круга. Чим вона більше, тим більше величина x . Найбільша міцність утримання зерна у зв'язці досягається в алмазних кругах на металевих зв'язках. Збільшене значення x можна одержати в результаті шліфування алмазним кругом абразивного круга або алмазного ролика (алмазного олівця, алмазного різця, алмазного круга й т. д.). Як показує практика, у процесі такого шліфування відбувається швидке затуплення алмазних зерен круга до заданої величини x . Наприклад, встановлено, що після електроерозійного виправлення алмазного круга 1A1 300×20×5 AC6 100/80 M1-01 при круглому урізному шліфуванні твердосплавного зенкера параметр шорсткості обробки R_a склав 1,0 мкм. Зміна в широких межах режимів шліфування й збільшення часу виходжування не привели до помітного зменшення параметра шорсткості обробки R_a . Після затуплення алмазних зерен круга з використанням алмазного олівця параметр R_a зменшився до рівня 0,2 мкм, тобто в 5 разів, що підтверджує переважну роль величини x у формуванні шорсткості обробленої поверхні.

Виходячи з перетвореної залежності (4.32)

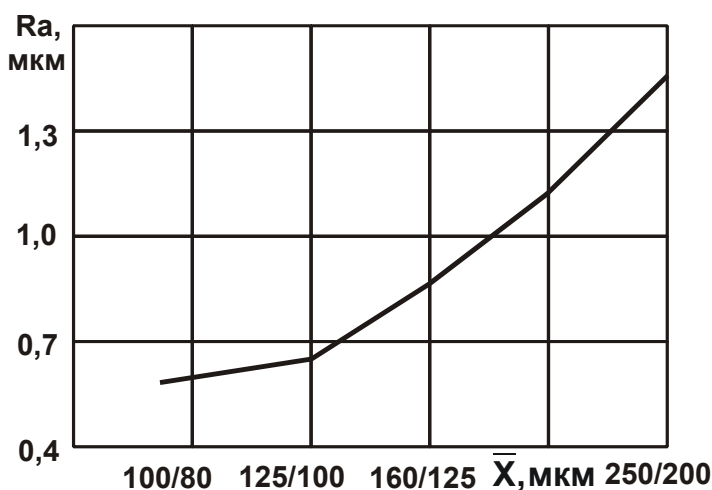
$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \left(\frac{R_a}{2}\right)^{2,5} \cdot \frac{m \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \rho^{0,5}}, \quad (4.34)$$

слід визначити безрозмірний коефіцієнт η для даного випадку. З ураху-

ванням вихідних даних: $m = 100$; $\bar{X} = 0,09$ мм; $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 10$ м/хв.; $t = 0,1$ мм; $\rho^{0,5} = 0,2$ мм^{-0,5}; $R_a = 0,2 \cdot 10^{-3}$ мм безрозмірний коефіцієнт η дорівнює 0,91. Відповідно величина лінійного зношування максимально виступаючого над зв'язкою зерна дорівнює $x = 0,027$ мм.

По суті, $x = 0,3 \cdot \bar{X}$, тобто фактично виступання зерна над рівнем зв'язки відсутнє. Із цього випливає, що зменшити параметр шорсткості обробки R_a можна за рахунок істотного збільшення величини лінійного зношування зерна x , застосовуючи алмазні круги на металевих зв'язках.

Забезпечити задану шорсткість обробки $R_a = 0,2$ мкм можна також зменшенням швидкості деталі $V_{дет}$. Необхідно розглянути випадок $\eta = 0$. Для заданих вихідних даних, відповідно до залежності (4.32), швидкість деталі дорівнює $V_{дет} = 46$ мм/хв., що реалізується при глибинному шліфуванні.



Умови обробки: $V_{дет} = 0,6$ м/хв.; $V_{кр} = 28$ м/с.

Рис. 4.9. Залежність R_a від \bar{X}

Для оцінки безрозмірного коефіцієнта η при шліфуванні покриття ПГ-10Н-01 (HRC 60 ... 62) із безперервним електроерозійним виправленням алмазного круга на металевій зв'язці М2-01 експериментально встановлена залежність параметра шорсткості обробки R_a від зернистості круга \bar{X} (рис. 4.9). Використовуючи залежність (4.34), для вихідних даних: $m = 100$; $V_{кр} = 28$ м/с; $V_{дет} = 0,6$ м/хв.; $\sqrt{\rho} = 0,2$ мм^{-0,5} і значень R_a і \bar{X} (узятих з рис. 4.9) розраховані значення безрозмірного коефіцієнта η , наведені в табл. 4.5.

Як видно, зі збільшенням зернистості круга \bar{X} безрозмірний коефіцієнт η збільшується. Це пов'язане зі збільшенням навантаження, що діє на окреме зерно, і, відповідно, величини лінійного зношування максимально виступаючого над зв'язкою зерна x .

Розрахункові значення безрозмірного коефіцієнта η

\bar{X} , мм	0,09	0,14	0,225
η	0,02	0,13	0,2

Із залежності (4.32) також впливає можливість зменшення параметра шорсткості R_a за рахунок зміни режимів шліфування й збільшення концентрації круга m . Останній фактор припускає збільшення поверхневої концентрації зерен k . Найбільшою мірою це реалізується в алмазних кругах, виготовлених, наприклад, електрогальванічним шляхом, які мають приблизно однакову висоту виступання зерен над рівнем зв'язки. Порівняно зі звичайними алмазними кругами, виготовленими методом порошкової металургії, поверхнева концентрація зерен збільшується до 5-ти разів і більше. Відповідно до залежності (4.32), у зв'язку зі збільшенням параметра m , це веде до зменшення параметра шорсткості обробки R_a у кілька разів.

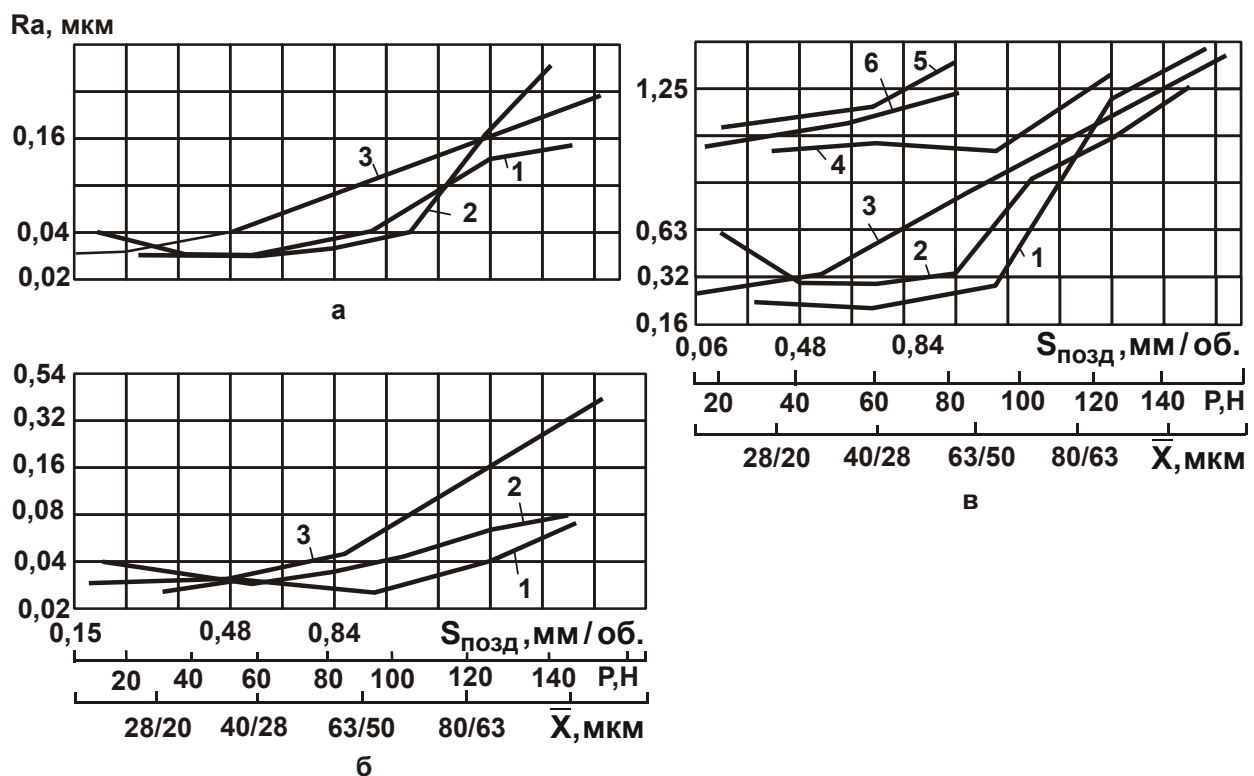
Такий же ефект має місце від застосування притирань із шаржованими в них абразивними або алмазними зернами й шліфувальними стрічками, а також від застосування обробки вільним абразивом (пастою). У зазначених випадках за рахунок одновисотного виступання зерен збільшується поверхнева концентрація зерен k , що збільшує m і зменшує параметр шорсткості обробки R_a . Виходячи із залежності (4.32), найбільше впливає на R_a зернистість \bar{X} . Тому за рахунок вибору зернистості алмазного порошку забезпечується необхідна шорсткість обробки.

Існує цілком однозначний зв'язок між зернистістю алмазного порошку (пасти) і параметрами шорсткості обробки R_a і R_z (табл. 4.6 [92]).

Приблизно до однакового виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга можна прийти, якщо використовувати відносно м'які (еластичні) зв'язки, що забезпечують "утопання" зерен під дією навантаження при шліфуванні. Цим можна пояснити те, що шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках дозволяє істотно зменшити параметр шорсткості R_a порівняно зі шліфуванням алмазними кругами на більш міцних металевих зв'язках (рис. 4.10 [86]).

Зернистість алмазного порошку залежно від необхідної шорсткості обробки при доведенні твердих сплавів

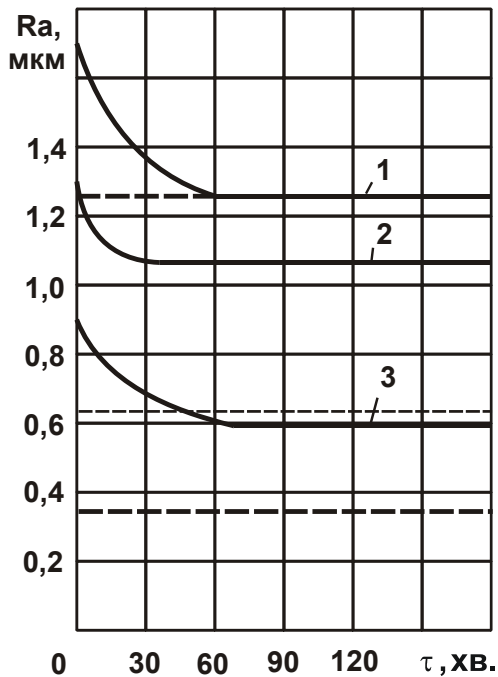
Клас шорсткості	Шорсткість, мкм		Зернистість алмазного порошку (пасти)
	R_a	R_z	
9	0,32 – 0,20	1,6 – 1,0	60/40
10	0,16 – 0,10	0,8 – 0,5	40/28
11	0,08 – 0,05	0,4 – 0,25	28/20 – 20/14
12	0,04 – 0,025	0,20 – 0,125	14/10 – 7/5
13	0,02 – 0,012	0,10 – 0,063	5/3 – 3/2
14	0,01 – 0,006	0,05 – 0,032	2/1 – 1/0



Умови обробки: 1; 4 – $P = 40$ Н; $S_{\text{позд}} = 0,27$ мм/об.; 2; 5 – $S_{\text{позд}} = 0,27$ мм/об., $\bar{X} = 40/28$; 3; 6 – $P = 40$ Н; $\bar{X} = 40/28$; $V_{\text{кр}} = 25$ м/с.

Рис. 4.10. Залежність параметра шорсткості R_a від поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$, зусилля притиску P , зернистості \bar{X} : а – алмаз АС4, зв'язка Б1; б – алмаз АСМ, зв'язка БР; в – алмаз АС6, зв'язка М1-01

Відомі експериментальні дані, згідно з якими, навпаки, шліфування твердого сплаву Т30К4 алмазними кругами на міцних металевих зв'язках ($S_{\text{позд}} = 1 \text{ м/хв.}$; $S_{\text{поп}} = 0,01 \text{ мм/подв. хід}$; $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$) забезпечує змен-



Умовні позначення:

1 – АС4 250/200 К1;

2 – АС2 160/125 Б1;

3 – АС6 100/80 М2-01.

Рис. 4.11. Залежність R_a від часу обробки τ

шення параметра шорсткості обробки R_a (рис. 4.11 [68]). Виходячи із залежності (4.33), це пов'язане зі збільшенням величини лінійного зношування зерен x . Отже, ефект зменшення параметра шорсткості R_a при шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках полягає в збільшенні x , а при шліфуванні алмазними кругами на органічних зв'язках – у можливості “утопання” зерен у зв'язку, зменшенні різновисотності виступання вершин зерен і збільшенні кількості одночасно працюючих зерен (умовно в збільшенні параметра m). Цим пояснюються відмінності у формуванні шорсткості обробки при використанні різних зв'язок алмазних кругів. З огляду на те, що в сталому процесі шліфування для кожного режиму різання існує свій ріжучий рельєф, який визначається параметром η , виникає необхідність

встановлення закономірностей його зміни для різних умов обробки з позиції силової напруженості процесу шліфування й зношування зерен.

4.4. Визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування

4.4.1. Загальний підхід до розрахунку параметрів силової напруженості процесу різання

Необхідно розглянути спочатку процес різання лезовим інструментом, наприклад, різцем при точінні (рис. 4.12). Зі сторони інструмента, що рухається зі швидкістю $V_{\text{різ}}$, на оброблюваний матеріал діють тангенці-

альна P_{z1} й радіальна P_{y1} складові сили різання. У результаті оброблюваний матеріал деформується. В умовних площинах оброблюваного матеріалу, розташованих під кутом β до напрямку руху інструмента, виникають дотичні напруження τ . При досягненні граничного значення τ в умовній площині відбувається зсув елементарного об'єму матеріалу й перетворення його в стружку. Для визначення положення умовної площини зсуву (кута зсуву β) слід спроектувати на неї сили P_{z1} , P_{y1} і встановити дотичне напруження:

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} \cdot (P_{z1} \cdot \cos \beta - P_{y1} \cdot \sin \beta), \quad (4.35)$$

де a , b – відповідно товщина й ширина зрізу, м

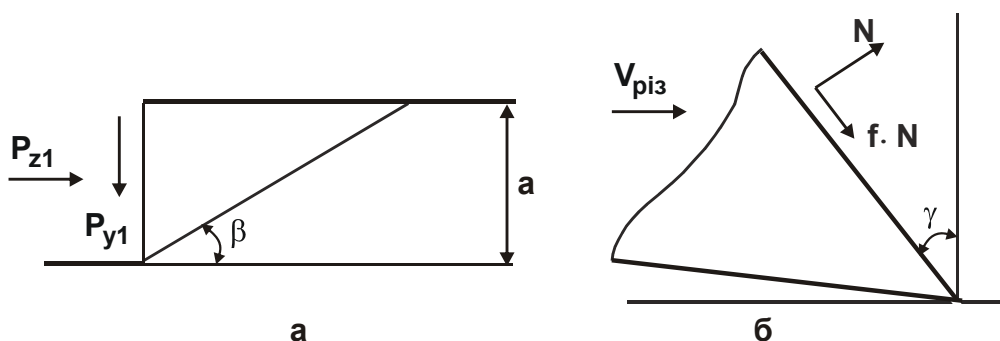


Рис. 4.12. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення при різанні (а) і схема сил, що діють на передній поверхні інструмента (б)

Необхідно перетворити залежність (4.35):

$$\tau = \frac{P_{y1}}{a \cdot b} \cdot (0,5 \cdot K_{\text{різ}} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta), \quad (4.36)$$

де $K_{\text{різ}} = P_{z1} / P_{y1}$ – коефіцієнт різання.

Дотичне напруження τ має максимум від кута зсуву β . Екстремальне значення β слід визначити з необхідної умови екстремуму $\tau'_\beta = 0$:

$$\text{tg} 2\beta = K_{\text{різ}}. \quad (4.37)$$

Кут зсуву β цілком однозначно визначається коефіцієнтом різання $K_{\text{різ}}$. З його збільшенням кут зсуву β збільшується. Складові сили різання P_{z1} і P_{y1} можна визначити із залежності (4.36) за умови $\tau = \tau_{\text{зсув}}$ (де $\tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності матеріалу на зсув, Н/м²). Величини $\sin 2\beta$ і $\sin^2 \beta$, що входять у залежність (4.36), слід виразити через коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$. Тоді $\sin 2\beta = \sqrt{\frac{K_{\text{різ}}^2}{1+K_{\text{різ}}^2}}$ й $\sin^2 \beta = \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1+K_{\text{різ}}^2}}\right)$. Звідси

$$P_{z1} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2} + 1\right); \quad (4.38)$$

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left(\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2} + 1\right). \quad (4.39)$$

Можна виразити $K_{\text{різ}}$ через складові сили різання, що виникають на передній поверхні інструмента N і $f \cdot N$ (див. рис. 4.12б):

$$P_{z1} = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma; \quad (4.40)$$

$$P_{y1} = -N \cdot \sin \gamma + f \cdot N \cdot \cos \gamma, \quad (4.41)$$

де $f = \text{tg } \psi$ – коефіцієнт тертя стружки з поверхнею інструмента;

ψ – умовний кут тертя на передній поверхні інструмента, град.;

γ – передній кут інструмента, град.

Звідки

$$K_{\text{різ}} = \frac{1+f \cdot \text{tg } \psi}{f - \text{tg } \gamma} = \frac{1}{\text{tg}(\psi - \gamma)}. \quad (4.42)$$

При лезовій обробці ($\gamma \approx 0 \dots 20^\circ$, $\psi \approx 0 \dots 30^\circ$) – $K_{\text{різ}} > 1$, а при абразивній обробці ($\gamma \approx -45^\circ \dots -90^\circ$) – $K_{\text{різ}} < 1$ й визначається залежністю:

$$K_{\text{різ}} = \frac{1}{\text{tg}(\psi + \gamma)}. \quad (4.43)$$

При $K_{\text{різ}} > 1$ складові сили різання P_{z1} і P_{y1} при лезовій обробці можуть бути описані спрощеними залежностями:

$$P_{z1} \approx 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}; \quad (4.44)$$

$$P_{y1} \approx 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \frac{1}{K_{\text{різ}}}. \quad (4.45)$$

Відповідно, при абразивній обробці з урахуванням умови $\left(\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2} \approx 1\right)$ складові сили різання P_{z1} і P_{y1} описуються:

$$P_{z1} = \frac{4 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}}; \quad (4.46)$$

$$P_{y1} = \frac{4 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}^2}. \quad (4.47)$$

Умовна напруга різання $\sigma = \frac{P_{z1}}{a \cdot v}$, яка рівна енергоємності обробки, із урахуванням залежності (4.46) у загальному вигляді виражається залежністю:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2} + 1\right). \quad (4.48)$$

При лезовій обробці, виходячи із залежності (4.48), з урахуванням умови $K_{\text{різ}} > 1$ було отримано:

$$\sigma \approx 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}. \quad (4.49)$$

При абразивній обробці з урахуванням умови $K_{\text{різ}} < 1$ одержано:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (4.50)$$

де $\sigma_{\text{ст}} \approx 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності на стиск матеріалу, Н/м².

Із залежності (4.50) випливає, що добуток параметрів $\sigma \cdot K_{\text{різ}}$ є постійною величиною, рівною $4 \cdot \tau_{\text{зсув}} \approx 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}$. Якщо розглядати умовну напругу різання σ у вигляді суми двох доданків, обумовлених процесами різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, то коефіцієнт

$$\alpha = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\sigma \cdot K_{\text{різ}}} \quad (4.51)$$

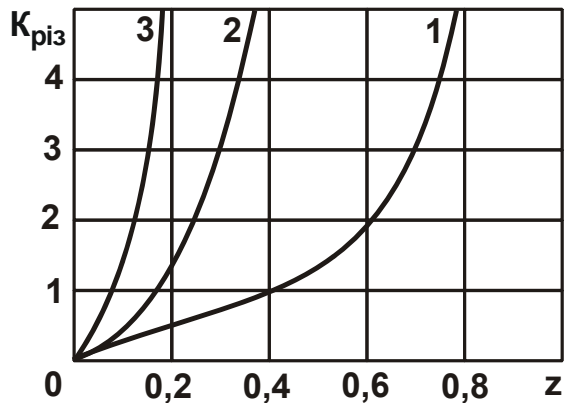
по фізичній суті буде визначати частку енергії різання в загальному енергетичному балансі шліфування ($\alpha < 1$). Різниця $(1 - \alpha)$ буде визначати частку енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі шліфування. За значенням коефіцієнта α , встановленого на основі експериментального значення $\sigma \cdot K_{\text{різ}}$, можна судити про енергетичний баланс процесу шліфування. Для цього слід представити тангенціальну складову сили різання P_{z1} при лезовій обробці у вигляді $P_{z1} = HV \cdot a_1 \cdot v$, де HV – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/м²; a_1 – довжина контакту передньої поверхні інструмента зі стружкою (див. рис. 4.12а). Тоді залежність (4.38) виразиться:

$$\frac{a_1}{a} = 2 \cdot \frac{\tau_{\text{зсув}}}{HV} \cdot \frac{\left(\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1 \right)}{K_{\text{різ}}}. \quad (4.52)$$

Для зручності аналізу залежності (4.52) необхідно розв'язати її відносно $K_{\text{різ}}$ з урахуванням позначень $z = a_1/a$ й $A = \tau_{\text{зсув}}/HV$:

$$K_{\text{різ}} = \frac{4 \cdot z \cdot A}{4 \cdot A^2 - z^2}. \quad (4.53)$$

На рис. 4.13 графічно показаний характер зміни $K_{різ}$ від безрозмірної величини z . Як видно, величина z змінюється в обмежених межах ($z < 1$). При цьому, чим менше значення A , тим менше граничне значення z . Це свідчить про те, що процес різання важкооброблюваних матеріалів (які характеризуються невеликими значеннями A) може бути здійснений при невеликих значеннях z . Наприклад, при $A = 0,1$ граничне значення $z = 0,2$, при $A = 0,2 - z = 0,4$ й при $A = 0,5 - z = 1$.



Умовні позначення: 1 – $A = 0,5$;
2 – $A = 0,2$; 3 – $A = 0,1$.

Рис. 4.13. Залежність $K_{різ}$ від z

залежність (4.42) в (4.37), було отримано:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\psi}{2}. \quad (4.54)$$

Кут зсуву β тим більше, чим більше передній кут інструмента γ й менше кут тертя ψ . Залежність (4.54) збігається з залежністю, отриманою професором Зворикіним К. А.

При шліфуванні передній кут ріжучого зерна негативний, і залежність (4.54) прийме вигляд:

$$\beta = 45^\circ - \frac{\gamma}{2} - \frac{\psi}{2}. \quad (4.55)$$

Кут зсуву β тим менше, чим більше кути γ і ψ . При значеннях $\psi = 18^\circ$ ($f \approx 0,3$) і $\gamma = 60^\circ$ кут зсуву $\beta = 6^\circ$. При більших значеннях кута

$\gamma \rightarrow 90^\circ$ за рахунок складової $(-\psi/2)$ кут зсуву β може бути менше нуля. Це вказує на відсутність процесу різання – матеріал піддається лише пружно-пластичному деформуванню. Для забезпечення процесу різання необхідно, щоб $\beta > 0$ або $(\gamma + \psi) < 90^\circ$. Для $\psi = 18^\circ$ кут γ повинен бути менше 72° ; для $\psi = 22^\circ$ ($f = 0,4$) кут $\gamma < 68^\circ$. У середньому негативний передній кут зерна повинен бути менше 70° .

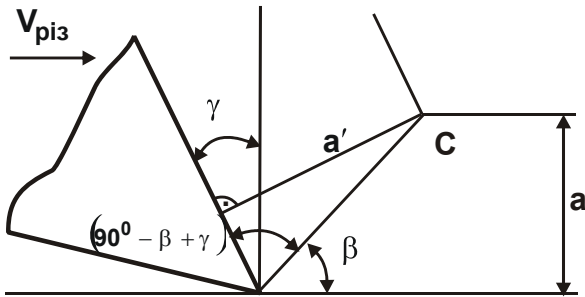


Рис. 4.14. Розрахункова схема коефіцієнта усадки стружки ξ

Силова напруженість процесу різання характеризується коефіцієнтом усадки стружки ξ , рівним відношенню товщини стружки a' до товщини зрізу a (рис. 4.14):

$$\xi = \frac{a'}{a} = \frac{c \cdot \sin(90^\circ - \beta + \gamma)}{c \cdot \sin \beta}. \quad (4.56)$$

Із залежності (4.56) випливає залежність професора Тіме А. М.:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi - \sin \gamma}. \quad (4.57)$$

Для негативного переднього кута

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi + \sin \gamma}. \quad (4.58)$$

Слід виразити $\operatorname{tg} \beta$ через коефіцієнт різання:

$$K_{\text{різ}} = \operatorname{tg} 2\beta = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 - \operatorname{tg}^2 \beta}, \quad (4.59)$$

Звідки

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{K_{\text{різ}}}{1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}} \approx \frac{K_{\text{різ}}}{2}. \quad (4.60)$$

Підставляючи залежність (4.60) в (4.58), отримано

$$\xi = \frac{2 \cdot \cos \gamma}{K_{\text{різ}}} - \sin \gamma, \quad (4.61)$$

або

$$\xi = 2 \cdot \cos \gamma \cdot \text{tg}(\varphi + \gamma) - \sin \gamma. \quad (4.62)$$

За рахунок першого доданка в залежності (4.62) коефіцієнт усадки стружки ξ може приймати більші значення. За умови $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ справедливо: $\text{tg}(\psi + \gamma) \rightarrow \infty$. При лезовій обробці, розглядаючи кут ψ позитивним, залежність (4.62) виразиться:

$$\xi = 2 \cdot \cos \gamma \cdot \text{tg}(\psi - \gamma) + \sin \gamma. \quad (4.63)$$

Тут функція $\text{tg}(\psi - \gamma)$ приймає невеликі значення й коефіцієнт усадки стружки ξ менше, ніж при абразивній обробці. Отже, ступінь деформування матеріалу при абразивній обробці більше.

4.4.2. Умови різання одиничним зерном

Якщо припустити, що частина ріжучого зерна, що прилягає до його вершини, має форму окружності радіусом R (рис. 4.15а), тоді передній кут γ змінний і визначається з відношення:

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \sin \gamma, \quad (4.64)$$

де a_z – товщина зрізу, м.

Очевидно, чим більше відношення a_z/R , тим менше негативний передній кут γ . За умови $a_z/R = 0$ кут $\gamma = 90^\circ$, а при $a_z/R = 1$ кут $\gamma = 0$.

Із залежності (4.55) випливає, що процес різання можливий за умови $\beta \geq 0$ і передній кут $\gamma = 90^\circ - \varphi$, тоді залежність (4.64) виразиться:

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \cos \varphi. \quad (4.65)$$

Граничне значення відношення a_z/R , при якому пружно-пластичне деформування матеріалу переходить у процес різання, залежить лише від умовного кута тертя стружки, що утворюється, з передньою поверхнею ріжучого $\psi \approx f$ зерна (табл. 4.7).

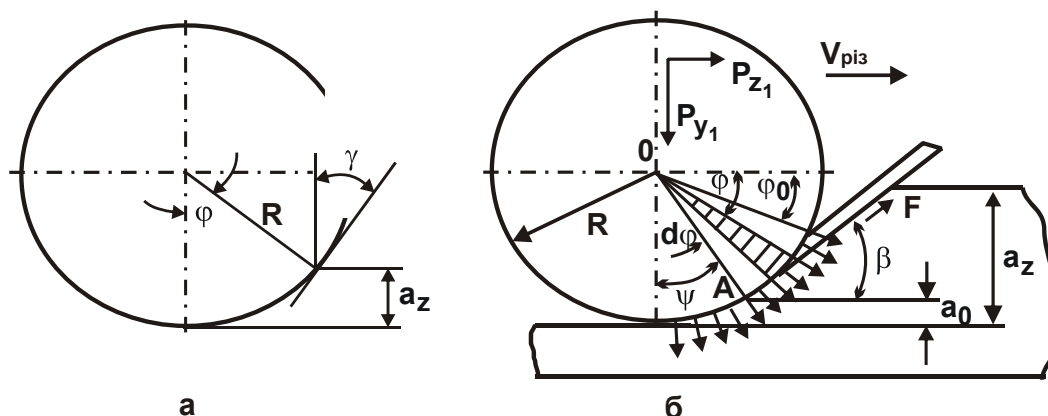


Рис. 4.15. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення при різанні одиничним зерном

Таблиця 4.7

Розрахункові значення a_z/R

ψ , рад.	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
a_z/R	0	0,005	0,02	0,045	0,08	0,12	0,175

За експериментальними даними Богомолова М. І., стружкоутворення починається при $a_z/R = 0,04 \dots 0,08$, а за експериментальними даними Крагельського І. В. – при $a_z/R = 0,14 \dots 0,17$. Це відповідає розрахунковим даним, наведеним у табл. 4.7. Отже, експериментальні значення $a_z/R = 0,04 \dots 0,08$ обумовлені зміною умовного кута тертя ψ в межах $0,3 \dots 0,4$, а значення $a_z/R = 0,14 \dots 0,17$ – зміною умовного кута тертя ψ в межах $0,55 \dots 0,6$. Умовна площина зсуву оброблюваного матеріалу проходить через точку А (див. рис. 4.15б), для якої справедливе відношення (4.65). Шар матеріалу товщиною $(a_z - a_0)$ буде зрізатися, а

шар матеріалу товщиною a_0 – лише пружно й пластично деформуватися без здійснення процесу різання й стружкоутворення.

Слід визначити силу F , що діє в умовній площині зсуву матеріалу, розташованій під кутом β до напрямку руху зерна. Для цього необхідно просумувати елементарні сили, що виникають на нескінченно малих площадках контакту зерна з матеріалом, у межах $\varphi = \varphi_0 \dots 90^\circ$ (вважаючи $a_0 \rightarrow 0$):

$$F = HV \cdot R \cdot v \cdot \left[\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta) \right]. \quad (4.66)$$

Після перетворень одержано:

$$F = 2 \cdot HV \cdot R \cdot v \cdot \cos\left(45^\circ + \beta + \frac{\varphi_0}{2}\right) \cdot \sin\left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2}\right). \quad (4.67)$$

Дотичне напруження τ , що виникає в умовній площині зсуву:

$$\tau = \frac{F \cdot \sin \beta}{a_z \cdot v}. \quad (4.68)$$

Із залежностей (4.67) і (4.68) випливає, що дотичне напруження τ має максимум від кута зсуву β . Екстремальне значення кута зсуву β визначається з необхідної умови екстремуму $\tau'_\beta = 0$:

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (4.69)$$

Кут зсуву β тим більше, чим менше кут φ_0 . Максимальне значення кута зсуву $\beta = 22,5^\circ$. Підставляючи виражену відносно φ_0 залежність (4.69) у залежність (4.68) за умови $\tau = \tau_{зсув}$, було одержано:

$$\beta = \left(\frac{a_z \cdot \tau_{зсув}}{R \cdot 4 \cdot HV} \right)^{0,33}. \quad (4.70)$$

Кут зсуву β збільшується зі збільшенням параметрів $\tau_{зсув}$, a_z і зменшенням HV і R .

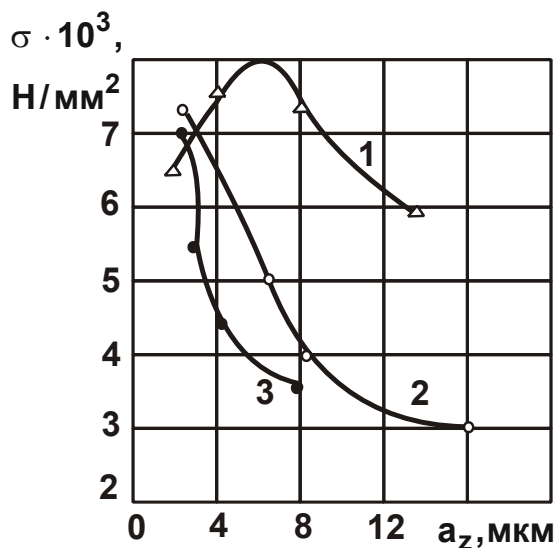
Тангенціальна P_{z1} і радіальна P_{y1} складові сили різання (за умови $v = 1$), умовна напруга різання σ й коефіцієнт різання $K_{різ}$ визначаються залежностями:

$$P_{z1} = 3,2 \cdot \left[HV \cdot R \cdot (\tau_{зсув} \cdot a_z)^2 \right]^{0,33}; \quad (4.71)$$

$$P_{y1} = 2,5 \cdot \left[(HV \cdot R)^2 \cdot \tau_{зсув} \cdot a_z \right]^{0,33}; \quad (4.72)$$

$$\sigma = 3,2 \cdot \left(\frac{R}{a_z} \cdot HV \cdot \tau_{зсув}^2 \right)^{0,33}; \quad (4.73)$$

$$K_{різ} = 1,28 \cdot \left(\frac{a_z}{R} \cdot \frac{\tau_{зсув}}{HV} \right)^{0,33}. \quad (4.74)$$



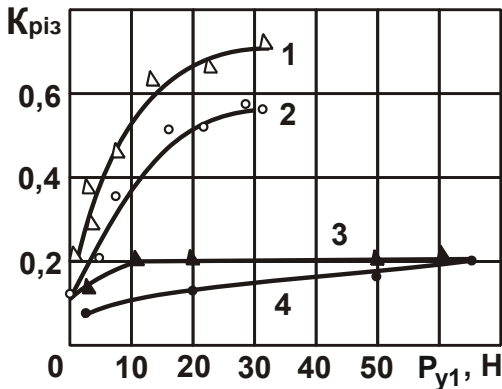
Умовні позначення: 1 – $V = 0,02$ м/с;
2 – $V = 40$ м/с (сталь 3; $R = 60$ мкм);
3 – $V = 36$ м/с (сталь У8А відпалена;
 $R = 70$ мкм).

Рис. 4.16. Залежність σ від a_z

З наведених залежностей випливає, що добуток параметрів $\sigma \cdot K_{різ} = 4 \cdot \tau_{зсув} \approx 2 \cdot \sigma_{ст}$ є постійною величиною. Це відповідає залежності (4.50), яка отримана при різанні інструментом із прямолінійною передньою поверхнею. Зі збільшенням відношення a_z/R умовна напруга різання σ зменшується, а коефіцієнт $K_{різ}$ збільшується. Це відповідає експериментальним даним, отриманим Полосаткіним Т. Д. і Казимирчиком О. А. (при мікрорізанні різних сталей одиничним зерном (рис. 4.16 [178])), професором Сагардою А. О.

(при мікрорізанні міді усіченими конусами (рис. 4.17 [92])). Збільшення сили P_{y1} веде до збільшення товщини зрізу a_z й відповідно коефіцієнта

різання $K_{різ}$ (рис. 4.17 [92]). Збільшення ступеня затуплення конуса, яким виконується мікрорізання, знижує $K_{різ}$. Із залежності (4.74) випливає, що це пов'язано зі збільшенням радіуса зерна R . Виходячи із залежності (4.22), передній кут γ може бути виражений через радіус зерна R :



Умовні позначення: 1 – $2\gamma = 120^\circ$,
 $x = 14,4$ мкм; 2 – $2\gamma = 150^\circ$,
 $x = 39,0$ мкм; 3 – $2\gamma = 150^\circ$,
 $x = 6,7$ мкм; 4 – $2\gamma = 150^\circ$,
 $x = 18,1$ мкм.

Рис. 4.17. Залежність $K_{різ}$ від $P_{\gamma 1}$

$$R = \frac{x}{\frac{1}{\sin \gamma} - 1}. \quad (4.75)$$

Величина x з урахуванням $H = a_z + x$ і $\eta = x/H$ описується:

$$x = \frac{a_z}{\frac{1}{\eta} - 1}, \quad (4.76)$$

де H – умовна глибина впровадження зерна в оброблюваний матеріал, м.

Звідки

$$\frac{a_z}{R} = \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \cdot \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right). \quad (4.77)$$

З урахуванням (4.77) залежності (4.73) і (4.74) виражаються:

$$\sigma = 3,2 \cdot \left[HV \cdot \tau_{зсув}^2 \cdot \frac{1}{\frac{1}{\eta} - 1} \cdot \frac{1}{\frac{1}{\sin \gamma} - 1} \right]^{0,33}; \quad (4.78)$$

$$K_{різ} = 1,25 \cdot \left[\frac{\tau_{зсув}}{HV} \cdot \frac{1}{\frac{1}{\eta} - 1} \cdot \frac{1}{\frac{1}{\sin \gamma} - 1} \right]^{0,33}. \quad (4.79)$$

Зі збільшенням параметрів η і γ умовна напруга різання σ збільшується, а коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ зменшується, що погодиться з експериментальними даними (табл. 4.8 і 4.9 [92]).

Таблиця 4.8

Значення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ при мікрорізанні металів конусами з різними кутами загострення

2γ , град.	Відхилення значень $K_{\text{різ}}$	Середнє значення $K_{\text{різ}}$ для пластичних металів
90°	0,40 – 1,10	0,90
120°	0,30 – 0,65	0,57
150°	0,20 – 0,35	0,29

Таблиця 4.9

Значення умовної напруги різання σ

Матеріал	HV, МПа	2γ , град	σ , МПа
Мідь	600	90	3 170
		120	5 390
		150	8 600
Армко-залізо	1 180	90	6 500
		120	11 000
		150	11 500
Сталь У8	5 600	90	18 000
		120	23 500
		150	40 100

Таким чином, у роботі отримані аналітичні залежності для визначення умовної напруги різання σ й коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ при мікрорізанні металів. Це відкриває можливості аналітичного визначення умовної напруги різання σ й коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ при алмазному шліфуванні й на їх основі обґрунтування умов підвищення ефективності процесу шліфування.

4.4.3. Енергетичний баланс процесу шліфування

Слід визначити коефіцієнт α за залежністю (4.51), використовуючи експериментальні дані параметрів σ і $K_{\text{різ}}$, отримані при мікрорізанні одиничним алмазним зерном АС50 твердого сплаву Т15К6 (швидкість різання 20 м/с) [50].

Виходячи з табл. 4.10, в енергетичному балансі процесу мікрорізання переважає частка енергії “чистого різання”, яке змінюється в межах 40 ... 78 %.

Таблиця 4.10

Розрахункові значення коефіцієнта α

Товщина зрізу, мкм	2	4	6	8	10	12	14
σ , ГПа	95	45	31	20	20	17	18
$K_{\text{різ}}$	0,24	0,4	0,49	0,55	0,6	0,63	0,65
α , %	36,8	46,7	55,3	76,3	70,0	78,4	71,8

Зі збільшенням товщини зрізу частка енергії тертя при мікрорізанні $(1 - \alpha)$ зменшується.

У табл. 4.11 і 4.12 наведені значення коефіцієнта α для звичайного алмазного й алмазно-іскрового шліфування твердого сплаву з використанням експериментальних даних σ і $K_{\text{ш}} = K_{\text{різ}}$ [50]. Процес алмазно-іскрового шліфування заснований на введенні в зону різання додаткової електричної енергії в формі електричних розрядів [9].

Таблиця 4.11

Розрахункові значення коефіцієнта α для звичайного алмазного шліфування

Час шліфування, хв.	2	4	6	8	10	12	14
σ , МПа	138	144	148	153	157	160	164
$K_{\text{ш}}$	0,42	0,34	0,28	0,26	0,24	0,23	0,21
α , %	14,5	17,2	20,3	19,6	22,3	22,8	24,3

**Розрахункові значення коефіцієнта α
для алмазно-іскрового шліфування**

Час шліфування, хв.	2	4	6	8	10	12	14
σ , МПа	62	73,5	84	83	85	84	85
$K_{ш}$	0,26	0,24	0,23	0,23	0,24	0,23	0,23
α , %	52,1	47,6	43,15	44	41,1	43,1	43,0

Частка енергії різання при алмазно-іскровому шліфуванні більше, ніж при звичайному алмазному шліфуванні. Коефіцієнт α при алмазно-іскровому шліфуванні із часом змінюється мало, що свідчить про стабілізацію ріжучого рельєфу круга. Значення α при алмазно-іскровому шліфуванні й мікрорізання алмазним зерном (див. табл. 4.10) близькі. Отже, введення в зону різання додаткової енергії у вигляді електричних розрядів практично виключає тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

У табл. 4.13 наведені значення коефіцієнта α для звичайного алмазного шліфування твердого сплаву Т15К6, які отримані з використанням експериментальних даних, наведених у роботі [72].

Таблиця 4.13

**Значення параметрів σ , $K_{ш}$ і α при шліфуванні алмазними
кругами зернистістю 125/100, концентрацією 100 %
на металевій зв'язці М5**

Марка алмаза	$\sigma \cdot 10^4$, МПа			$K_{ш}$			α , %		
	Число робочих ходів після виправлення круга								
	50	2 500	5 000	50	2 500	5 000	50	2 500	5 000
АС2	13,5	36	—	0,43	0,36	—	14,5	6,5	—
АС4	14,0	36	37	0,42	0,37	0,39	14,3	6,3	5,8
АС6	16,5	47	47	0,37	0,41	0,41	13,8	4,4	4,4
А	17,5	45	51	0,38	0,38	0,35	12,6	5,0	4,7

З табл. 4.13 випливає, що частка енергії різання не перевищує 15 %. У міру затуплення круга вона знижується до 5 %. Основна частина

енергії процесу шліфування (85 ... 95 %) затрачається на подолання сил тертя зерен і зв'язки круга зі стружками, що утворюються, і оброблюваним матеріалом.

У табл. 4.14 наведені значення складових сили різання P_y і P_z при шліфуванні, коефіцієнта шліфування $K_{ш}$, продуктивності обробки Q й коефіцієнта α стосовно умов алмазно-іскрового шліфування твердого сплаву ВК8 периферією круга за пружною схемою.

Таблиця 4.14

Значення параметрів P_y , P_z , $K_{ш}$, Q і α

P_y , Н	40	60	80
P_z , Н	9,2	12,6	16
$K_{ш}$	0,123	0,210	0,200
$\sigma \cdot 10^{-3}$, МПа	46	39	36,6
Q , мм ³ /хв.	344	554	755
$K_{ш} \cdot \sigma \cdot 10^3$, МПа	10,6	8,2	7,3
α , %	60	78	87

При розрахунках прийняте значення $\sigma_{ст} = 3\ 200$ МПа. Частка енергії різання α становить 60 ... 70 %. Це погодиться з даними, наведеними в табл. 4.12, і підтверджує ефективність введення в зону різання додаткової електричної енергії для забезпечення якісного виправлення круга.

У табл. 4.15 наведені значення коефіцієнта α для глибинного круглого зовнішнього алмазного шліфування твердосплавних інструментів із використанням безперервного електрохімічного виправлення круга. Експериментальні значення параметрів σ і $K_{ш}$ отримані на підставі даних роботи [56]. Межа міцності на стиск $\sigma_{ст}$ оброблюваного твердого сплаву Т5К10 прийнята рівною 4 400 МПа.

Виходячи з табл. 4.15, в енергетичному балансі процесу переважає частка енергії різання, яка складає 60 ... 80 %. Отже, застосування електрохімічного виправлення забезпечує високу ріжучу здатність алмазного круга на металевій зв'язці, практично виключає тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

Значення коефіцієнта α у відсотках

t, мм	0,05	0,1	0,15	0,25	0,3	0,5	0,75
Q, мм ³ /хв.							
6 250	66,7	58,2	—	47,8	—	—	41,0
12 500	—	78,4	—	—	—	44,4	—
18 750	—	—	78,6	—	62,0	—	—

У табл. 4.16 і 4.17 наведені значення $K_{ш} \cdot \sigma$ і α для звичайного алмазного й алмазного електрохімічного шліфування твердого сплаву Т14К8 з використанням експериментальних даних ефективної потужності різання P_z , параметрів P_z , $K_{ш}$ і σ , узятих із роботи [19].

Таблиця 4.16

Значення параметрів $K_{ш} \cdot \sigma$ і α (для $\sigma_{ст} = 3\ 000$ МПа)

Час τ , хв.	Q, мм ³ /с	Ne, Вт	P_z , Н	$K_{ш}$	$K_{ш} \cdot \sigma$, Н/мм ²	α , %
5	2,7	400	15,4	0,25	37 710	16
15	2,22	400	15,4	0,25	45 830	13
30	1,72	400	15,4	0,25	58 140	10
45	1,32	400	15,4	0,25	73 000	8
60	1,11	400	15,4	0,25	90 000	7

Таблиця 4.17

Значення параметрів $K_{ш} \cdot \sigma$ і α

Час τ , хв.	Q, мм ³ /с	P_z , Н	$K_{ш}$	$K_{ш} \cdot \sigma$, Н/мм ²	$2 \cdot \sigma_{ст}$, Н/мм ²
2	9,17	8,4	0,14	3 360	6 000
5	5,67	7,3	0,122	4 115	
15	4,22	4,6	0,077	2 200	
30	3,22	4,8	0,063	1 950	
45	2,89	3,8	0,063	2 170	
60	2,78	3,8	0,063	2 250	

Виходячи з табл. 4.16, при звичайному алмазному шліфуванні частка енергії різання становить 7 ... 16 %. У міру затуплення круга значення α безупинно зменшуються.

В умовах алмазного електрохімічного шліфування (щільність струму $i = 100 \text{ A/cm}^2$ (див. табл. 4.17)) частка енергії різання α становить 100 % ($K_{\text{ш}} \cdot \sigma < 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}$). Це обумовлено тим, що після анодного розчинення кобальтової зв'язки твердого сплаву залишається кістяк із карбідів. Міцність його становить лише третину первісної міцності твердого сплаву. Тому оброблюваність сплаву значно полегшується і фактично виключається тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

4.4.4. Визначення сили різання при шліфуванні й обґрунтування умов її зменшення

Тангенціальні P_z і радіальна P_y складові сили різання при шліфуванні (без урахування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом) можуть бути розраховані за залежностями:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{сум}}; \quad (4.80)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} \cdot S_{\text{сум}}, \quad (4.81)$$

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

$K_{\text{ш}} = K_{\text{різ}}$ – коефіцієнт шліфування.

З урахуванням залежності (4.50) складові сили різання P_z і P_y при шліфуванні виражаться:

$$P_z = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{ш}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}; \quad (4.82)$$

$$P_y = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{ш}}^2} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (4.83)$$

Зменшити складові сили різання P_z і P_y при шліфуванні можна зменшенням продуктивності обробки Q й збільшенням $K_{ш}$, $V_{кр}$.

Збільшити коефіцієнт шліфування $K_{ш} = K_{різ}$, відповідно до залежності (4.43), можна зменшенням негативного переднього кута зерна γ й умовного кута тертя ψ (коефіцієнта тертя f).

Відповідно до залежності (4.74), збільшити $K_{різ} = K_{ш}$ можна збільшенням відношення a_z / R , тобто збільшенням товщини зрізу a_z й зменшенням радіуса округлення зерна R . Виходячи із залежності (4.79), збільшення $K_{різ} = K_{ш}$ досягається за рахунок зменшення безрозмірного коефіцієнта η , який визначає ступінь затуплення зерна.

Ці умови реалізуються, по-перше, підтримкою на крузі “гострого” ріжучого рельєфу круга шляхом застосування ефективних методів виправлення або забезпечення стійкого режиму самозагострювання круга. По-друге, шляхом застосування ефективних технологічних середовищ, які знижують коефіцієнт тертя зерен з оброблюваним матеріалом. Збільшення коефіцієнта $K_{ш}$ є основною умовою підвищення продуктивності обробки Q при шліфуванні за пружною схемою ($P_y = \text{const}$):

$$Q = \frac{K_{ш}^2 \cdot V_{кр} \cdot P_y}{4 \cdot \tau_{зсув}}. \quad (4.84)$$

Виходячи із залежності (4.84), крім збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$, важливим фактором підвищення продуктивності обробки Q є збільшення параметрів P_y і $V_{кр}$, тобто застосування високошвидкісного (надвисокошвидкісного шліфування зі швидкістю круга 300 м/с і більше) і силового шліфування, у тому числі глибинного шліфування, яке реалізує великі значення сили P_y . Із залежності (4.84) впливає найважливіший параметр процесу шліфування – питома інтенсивність знімання матеріалу (або питома інтенсивність шліфування, $\text{м}^3/\text{Н}\cdot\text{с}$):

$$\lambda = \frac{Q}{P_y} = \frac{K_{ш}^2 \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{зсув}}. \quad (4.85)$$

Фізично цей параметр визначає силу P_y , необхідну для знімання одиниці об'єму матеріалу. Чим більше відношення Q/P_y , тим вище ефективність шліфування. Збільшити відношення Q/P_y можна, насамперед, збільшенням коефіцієнта шліфування $K_{ш}$. По суті, відношення Q/P_y є похідною величиною коефіцієнта шліфування $K_{ш}$.

Для порівняння слід провести аналіз сили різання, що виникає при лезовій обробці. Підставляючи в залежність (4.39) вираження $K_{різ} = \operatorname{tg}2\beta$, яке визначається залежністю (4.37), необхідно установити радіальну складову сили різання при лезовій обробці:

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}2\beta}. \quad (4.86)$$

Стосовно процесу точіння слід перетворити залежність (4.86) з урахуванням відомого відношення $\operatorname{tg}\beta = \frac{\sin 2\beta}{1 + \cos 2\beta}$ й залежності (4.54):

$$P_{y1} = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot a \cdot v \cdot \frac{\sin(\psi - \gamma)}{1 - \sin(\psi - \gamma)}. \quad (4.87)$$

Як видно, зі збільшенням умовного кута тертя ψ радіальна складова сили різання P_{y1} однозначно збільшується. При $\sin(\psi - \gamma) \rightarrow 1$ виконується умова $P_{y1} \rightarrow \infty$. Зменшити P_{y1} можна збільшенням переднього кута інструмента γ . У міру затуплення інструмента (внаслідок округлення його вершини) передній кут γ зменшується, приймаючи негативні значення. Це видозмінює залежність (4.87):

$$P_{y1} = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot a \cdot v \cdot \frac{\sin(\psi + \gamma)}{1 - \sin(\psi + \gamma)}. \quad (4.88)$$

Збільшення негативного переднього кута інструмента γ веде до інтенсивного зростання P_{y1} . У цих умовах зменшити радіальну складову сили різання P_{y1} можна лише зменшенням умовного кута тертя ψ , на-

приклад, за рахунок використання ефективних технологічних середовищ. Залежність (4.88) справедлива також для процесу шліфування, тому що ріжучі зерна мають негативні передні кути. На її основі можна розрахувати радіальну складову сили різання P_{y1} одиничним зерном. Як видно, у міру затуплення зерен мають місце відношення: $\gamma \rightarrow 90^\circ$; $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$; $P_{y1} \rightarrow \infty$. Аналогічно визначається тангенціальна складова сили різання P_{z1} одиничним зерном:

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta}; \quad (4.89)$$

$$P_{y1} = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot a \cdot v \cdot \frac{\cos(\psi + \gamma)}{1 - \sin(\psi + \gamma)}. \quad (4.90)$$

Із залежності (4.90) випливає, що за умови $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ має місце невизначеність $\left(\frac{0}{0}\right)$. Для її розкриття можна скористатися правилом Лопіталя: $P_{z1} = \lim_{(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ} \frac{-\sin(\psi + \gamma)}{-\cos(\psi + \gamma)} = \operatorname{tg}(\psi + \gamma)$. За умови $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ справедливо $P_{z1} \rightarrow \infty$. Отже, з метою зменшення тангенціальної складової сили різання P_{z1} одиничним зерном необхідно зменшувати кут $(\psi + \gamma)$.

4.5. Загальний підхід до аналітичного визначення й аналізу енергоємності обробки при шліфуванні

4.5.1. Аналітичний опис коефіцієнта шліфування з урахуванням енергій різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом

Традиційно вважається, що більш висока енергоємність обробки (умовна напруга різання) при шліфуванні обумовлена негативними передніми кутами ріжучих зерен. У дійсності, процес шліфування підкоряється більш складним закономірностям. Як показано вище, енергоємність обробки в загальному випадку обумовлена не тільки процесом різання

зернами круга, але й тертям оброблюваного матеріалу (стружок, які утворюються) зі зв'язкою круга. Причому частка енергії тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування значно більша, ніж частка енергії різання. Це пов'язано, насамперед, з існуванням так званої граничної продуктивності обробки, обумовленої висотами виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга. Перевищення граничної продуктивності приводить до інтенсивного тертя оброблюваного матеріалу (стружок) зі зв'язкою круга й виникнення значних пружних переміщень у технологічній системі. А це викликає зростання сили й температури різання, погіршує якість обробки й знижує продуктивність шліфування. У зв'язку із цим важливо оцінити частки процесів різання й тертя в загальному енергетичному балансі шліфування.

Відомі рішення про роздільне урахування частки різання й частки тертя при шліфуванні. Однак у силу спрощеного підходу вони не дозволяють розкрити фізичну сутність взаємодії круга з оброблюваним матеріалом. Наприклад, у роботі [100] 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

$$K_{ш} = f - K_{шр} \cdot \quad (4.91)$$

Разом із тим, коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ аналітично описується більш складною залежністю:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{z_p} + P_{z_{тр}}}{P_{y_p} + P_{y_{тр}}}, \quad (4.92)$$

де P_{z_p} , P_{y_p} – тангенціальна й радіальна складові сили різання в зоні стружкоутворення, Н;

$P_{z_{тр}}$, $P_{y_{тр}}$ – тангенціальна й радіальна складові сили тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, Н.

Із залежності (4.92) випливає, що відношення (4.91) справедливо за умови $P_{y_{тр}} = 0$. Однак це суперечить фізичному змісту, тому що при кон-

такті оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга існує сила $P_{y_{тр}} > 0$, яка і створює силу тертя $P_{z_{тр}} = f \cdot P_{y_{тр}}$. У протилежному випадку $P_{z_{тр}} = 0$ і тертя матеріалу зі зв'язкою круга відсутнє, що не відповідає практиці шліфування.

Необхідно установити закономірності зміни $K_{ш}$. Для цього тангенціальну складову сили різання $P_z = P_{z_p} + P_{z_{тр}}$ слід представити у вигляді:

$$K_{ш} \cdot P_y = K_{ш_p} \cdot P_{y_p} + f \cdot P_{y_{тр}}, \quad (4.93)$$

де $K_{ш_p} = P_{z_p} / P_{y_p}$;

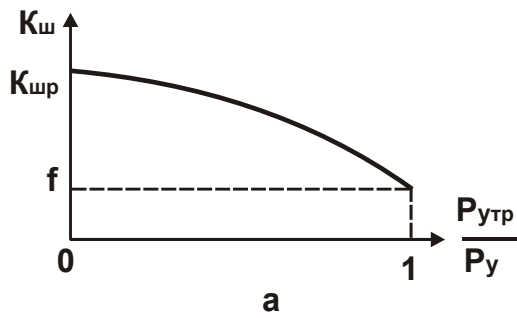
$$f = P_{z_{тр}} / P_{y_{тр}}.$$

За умови $P_{y_{тр}} = P_y - P_{y_p}$ залежність (4.93) прийме вигляд:

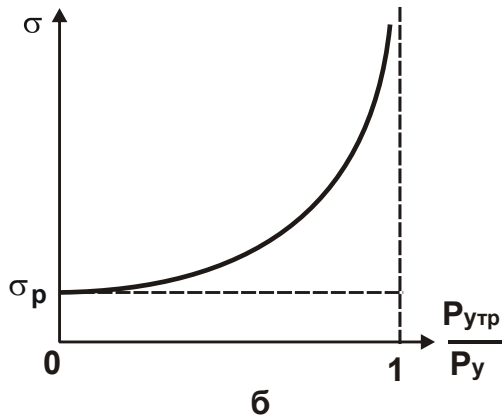
$$\frac{(K_{ш_p} - K_{ш})}{(K_{ш_p} - f)} = \frac{P_{y_{тр}}}{P_y}. \quad (4.94)$$

У підсумку отримана достатньо складна залежність, що погоджує чотири невідомих параметри: $K_{ш}$, $K_{ш_p}$, f і $P_{y_{тр}}$ з одним відомим параметром P_y . Необхідно провести аналіз даної залежності для двох випадків: $P_{y_{тр}} / P_y = 0$ і $P_{y_{тр}} / P_y < 1$. Перший випадок припускає відсутність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, у результаті чого виконується умова $K_{ш} = K_{ш_p}$. У другому випадку справедлива умова: $K_{ш_p} - K_{ш} < K_{ш_p} - f$ або $K_{ш} > f$. Причому зі збільшенням відношення $P_{y_{тр}} / P_y$ розбіжність параметрів $K_{ш}$ і $K_{ш_p}$ підсилюється, однак до певної межі $K_{ш} \rightarrow f$, тому що за умови $K_{ш} < f$ чисельник залежності (4.78) стає більше знаменника, а це втрачає фізичний зміст. Із цього випливає, що при $P_{y_{тр}} / P_y \rightarrow 1$ справедлива умова $K_{ш} \rightarrow f$. В узагальненому вигляді характер зміни залежності $K_{ш}$ від відношення $P_{y_{тр}} / P_y$ при однаковому значенні $K_{ш_p}$ показаний на рис. 4.18а. Як видно, збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ припускає зменшення відношення $P_{y_{тр}} / P_y$, що відпові-

дає зменшенню частки енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування й підвищенню ефективності обробки. Для зручності аналізу залежність (4.94) може бути представлена:



$$K_{ш} = K_{шp} \cdot \left(1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y}\right) + f \cdot \frac{P_{y_{тр}}}{P_y}. \quad (4.95)$$



При $P_{y_{тр}}/P_y = 0$ справедлива умова $K_{ш} = K_{шp}$. При збільшенні відношення $P_{y_{тр}}/P_y \rightarrow 1$ перший доданок залежності (4.95) зменшується до нуля, а другий – збільшується до значення f .

Рис. 4.18. Загальний вигляд залежностей $K_{ш}$ (а) і σ (б) від $P_{y_{тр}}/P_y$

Друга похідна від функції $K_{ш}$ по змінній $P_{y_{тр}}/P_y$ дорівнює нулю. Отже, екстремум функції $K_{ш}$ по змінній $P_{y_{тр}}/P_y$ відсутній. Тому коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зі збільшенням відношення $P_{y_{тр}}/P_y$ (від 0 до 1) буде безупинно зменшуватися від значення $K_{шp}$ до значення f , тобто при $P_{y_{тр}}/P_y \rightarrow 1$ виконується умова $K_{ш} \rightarrow f$, що відповідає графікові, наведеному на рис. 4.18а.

Таким чином показано, що для оцінки частки енергії різання й частки енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при шліфуванні необхідно враховувати дві складові радіальної сили різання: P_{y_p} і $P_{y_{тр}}$. Вирішити дане завдання, використовуючи лише експериментальні значення двох параметрів P_z , P_y не можна, тому що невідомих параметрів чотири: P_{z_p} , $P_{z_{тр}}$, P_{y_p} , $P_{y_{тр}}$. Для їхнього визначення необхідно встановити додатково ще дві умови.

Першою умовою для визначення невідомих параметрів може бути відношення (4.50), яке визначає умову здійснення процесу стружкоутворення

при різанні без урахування тертя зерен і зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, яке може бути представлено у вигляді:

$$\sigma = \frac{2}{K_{\text{ш}}} \cdot \sigma_{\text{ст}}, \quad (4.96)$$

де $K_{\text{ш}} = K_{\text{різ}}$.

У відношенні (4.96) необхідно параметр $K_{\text{ш}}$ розглядати як коефіцієнт “чистого” різання (без урахування тертя) $K_{\text{ш}} = P_{z_p} / P_{y_p}$, а параметр σ – як умовну напругу “чистого” різання $\sigma_p = P_{z_p} / S_{\text{сум}} = P_{z_p} \cdot V_{\text{кр}} / Q$. Тоді залежність (4.96) виразиться:

$$\frac{P_{z_p}^2 \cdot V_{\text{кр}}}{P_{y_p} \cdot Q} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}. \quad (4.97)$$

Другу умову можна одержати таким чином. При наявності тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга залежність (4.96) перетвориться в нерівність:

$$K_{\text{ш}} \cdot \sigma > 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}, \quad (4.98)$$

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 $f \cdot \sigma_{\text{тр}}$, де $\sigma_{\text{тр}}$ – умовна напруга “тертя” ($\sigma_{\text{тр}} = P_{z_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{кр}} / Q$). Тоді друга умова опишеться:

$$\frac{P_{z_{\text{тр}}}^2 \cdot V_{\text{кр}}}{P_{y_{\text{тр}}} \cdot Q} = K_{\text{ш}} \cdot \sigma - 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}. \quad (4.99)$$

Це дозволяє скласти чотири рівняння для визначення чотирьох невідомих параметрів P_{z_p} , $P_{z_{\text{тр}}}$, P_{y_p} , $P_{y_{\text{тр}}}$ і оцінити кількісно частки процесів різання й тертя в загальному енергетичному балансі шліфування.

4.5.2. Аналітичний опис і загальний аналіз енергоємності обробки при шліфуванні

Енергоємність обробки (умовну напругу різання) σ можна описати:

$$\sigma = \frac{P_z}{S_{\text{сум}}}. \quad (4.100)$$

З урахуванням залежності для визначення тангенціальної складової сили різання $P_z = P_{z_p} + P_{z_{\text{тр}}}$ отримано

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_{\text{тр}}, \quad (4.101)$$

де $\sigma_p = P_{z_p} / S_{\text{сум}}$;

$$\sigma_{\text{тр}} = P_{z_{\text{тр}}} / S_{\text{сум}}.$$

Слід виразити:

$$P_{z_{\text{тр}}} = f \cdot P_{y_{\text{тр}}} = f \cdot (P_y - P_{y_p}) = f \cdot \left(\frac{P_z}{K_{\text{ш}}} - \frac{P_{z_p}}{K_{\text{ш}_p}} \right). \quad (4.102)$$

Підставляючи залежність (4.102) в (4.101), отримано рівняння відносно невідомої величини σ :

$$\sigma = \sigma_p + f \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} - \frac{\sigma_p}{K_{\text{ш}_p}} \right). \quad (4.103)$$

Необхідно розв'язати рівняння (4.103) відносно величини σ :

$$\sigma = \sigma_p \cdot \frac{\left(1 - \frac{f}{K_{\text{ш}_p}} \right)}{\left(1 - \frac{f}{K_{\text{ш}}} \right)}. \quad (4.104)$$

Таким чином, отримана аналітична залежність для визначення енергоємності обробки при шліфуванні. Змінним параметром тут є коефіцієнт шліфування $K_{ш}$. Неважко побачити, що зі зменшенням коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ енергоємність обробки σ збільшується.

Необхідно підкорити залежність (4.104) розрахунковим даним, наведеним на рис. 4.18а, згідно з якими коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ змінюється в межах від значення $K_{шp}$ до значення f . Тому за умови $K_{ш} = K_{шp}$ отримано $\sigma = \sigma_p$, а за умови $K_{ш} \rightarrow f$ – відповідно, $\sigma \rightarrow \infty$ (див. рис. 4.18б). Отже, зі збільшенням відношення $P_{y_{тр}} / P_y$ (тобто з переходом від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом) енергоємність обробки при шліфуванні σ необмежено збільшується. Власне цим пояснюється висока силова й теплова напруженість процесу шліфування й виникаючі на оброблюваних поверхнях припикання й інші температурні дефекти. Тому зменшити енергоємність обробки при шліфуванні можна, насамперед, за рахунок зниження інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто за рахунок зменшення в залежності (4.104) другого доданка, рівного $\sigma_{тр}$.

Слід представити залежність (4.104) у вигляді суми двох доданків ($\sigma = \sigma_p + \sigma_{тр}$), обумовлених процесами різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом:

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{\left(1 - \frac{f}{K_{шp}}\right)}{\left(1 - \frac{f}{K_{ш}}\right)} - \sigma_p = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{шp}} \cdot \frac{(K_{шp} - K_{ш})}{(K_{ш} - f)}. \quad (4.105)$$

У результаті отримана залежність, у якій перший і другий доданки пов'язані між собою. Очевидно, другий доданок більше першого, тому що змінюється від σ_p (за умови $K_{ш} = K_{шp}$) до нескінченності (за умови $K_{ш} = f$).

Слід виразити коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ через відношення $P_{y_{тр}} / P_y$, яке визначається залежністю (4.95). Після перетворень отримано:

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шп}}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{y_{\text{тр}}}}{P_y}\right)}{\left(1 - \frac{P_{y_{\text{тр}}}}{P_y}\right)} = \sigma_p + \sigma_p \cdot \frac{f}{K_{\text{шп}}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{P_y}{P_{y_{\text{тр}}}} - 1\right)}. \quad (4.106)$$

Як видно, за умови $P_{y_{\text{тр}}}/P_y = 0$, отримано $\sigma = \sigma_p$, а за умови $P_{y_{\text{тр}}}/P_y = 1$ – відповідно, $\sigma \rightarrow \infty$. Аналогічний результат був отриманий вище на основі аналізу залежності (4.104), графічно наведеної на рис. 4.18б. Таким чином, із залежності (4.106) витікає, що зменшити енергоємність обробки σ можна шляхом зменшення параметрів $P_{y_{\text{тр}}}/P_y$, σ_p , f і збільшенням $K_{\text{шп}}$. Це погодиться із практикою алмазного й абразивного шліфування. У табл. 4.18 наведені розрахункові значення безрозмірної величини $1/\left(\frac{P_y}{P_{y_{\text{тр}}}} - 1\right)$, яка входить у залежність (4.106).

Зважаючи на те, що відношення $f/K_{\text{шп}}$ може змінюватися приблизно в межах 0,3 ... 1,0, перший та другий доданки залежності будуть рівні між собою за умови $P_{y_{\text{тр}}}/P_y \approx 0,5 \dots 0,75$. При перевищенні даних значень $P_{y_{\text{тр}}}/P_y$ другий доданок залежності більше першого й енергоємність обробки σ буде необмежено збільшуватися.

Таблиця 4.18

Розрахункові значення безрозмірної величини $1/(P_y/P_{y_{\text{тр}}} - 1)$

$P_{y_{\text{тр}}}/P_y$	0	0,25	0,5	0,75	1,0
$1/(P_y/P_{y_{\text{тр}}} - 1)$	0	0,33	1,0	3,0	∞

Таким чином показано, що енергоємність обробки при шліфуванні σ цілком однозначно визначається відношенням $P_{y_{\text{тр}}}/P_y$. З його збільшенням від 0 до 1 параметр σ необмежено збільшується, що обумовлено пе-

ревагою енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

4.5.3. Аналітичний опис і загальний аналіз відношення $\sigma/K_{ш}$

Як показано вище, основні технологічні параметри шліфування аналітично залежать від відношення $\sigma/K_{ш}$. Тому необхідно одержати його аналітичне вираження. З урахуванням залежностей (4.95) і (4.106) було отримано:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p \cdot \left[1 + \frac{f}{K_{шp}} \cdot \frac{\left(\frac{P_{y_{тр}}}{P_y} \right)}{\left(1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y} \right)} \right]}{\left[K_{шp} \cdot \left(1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y} \right) + f \cdot \frac{P_{y_{тр}}}{P_y} \right]} = \frac{\sigma_p}{K_{шp}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y} \right)}. \quad (4.107)$$

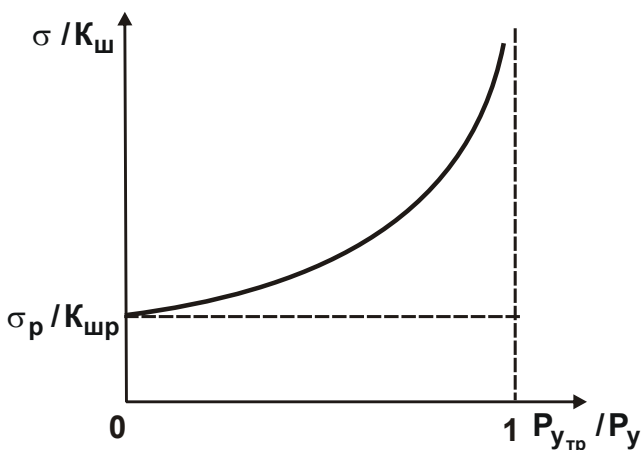


Рис. 4.19. Залежність $\sigma/K_{ш}$ від $P_{y_{тр}}/P_y$

Графічно залежність (4.107) показана на рис. 4.19, з якого видно, що зі збільшенням відношення $P_{y_{тр}}/P_y$ від 0 до 1 відношення $\sigma/K_{ш}$ збільшується від значення $\sigma_p/K_{шp}$ до нескінченності. Отже, наявність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при шліфуванні приводить до істотного збільшення відношення $\sigma/K_{ш}$ й, відповідно,

до підвищення силової та теплової напруженості процесу шліфування. Тому основним шляхом зменшення відношення $\sigma/K_{ш}$ є зменшення $P_{y_{тр}}/P_y \rightarrow 0$ (табл. 4.19), тому що зменшення відношення $\sigma_p/K_{шp}$ (за рахунок підвищення гостроти зерен круга) не призводить до настільки істотного зменшення $\sigma/K_{ш}$.

Розрахункові значення безрозмірної величини $1/(1 - P_{y_{тр}}/P_y)$

$P_{y_{тр}}/P_y$	0	0,25	0,5	0,75	1,0
$1/(1 - P_{y_{тр}}/P_y)$	1	1,33	2,0	4,0	∞

На відміну від залежностей (4.95) і (4.106), залежність (4.107) не містить параметр f . Це дозволяє більш просто й однозначно оцінити енергетичний рівень процесу шліфування. Маючи у своєму розпорядженні експериментальні значення $\sigma_p/K_{шp}$ і $\sigma/K_{ш}$ у початковий та поточний момент шліфування, за залежністю (4.107) не складно визначити відношення $P_{y_{тр}}/P_y$ й таким чином оцінити частку енергії тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом у енергетичному балансі процесу шліфування.

**4.5.4. Визначення сили різання при мікрорізанні
одиничним зерном**

Залежності (4.88) і (4.90) для визначення радіальної P_{y1} й тангенціальної P_{z1} складових сили мікрорізання одиничним зерном отримані без урахування зношування зерна. Для більш повного уявлення про характер зміни складових сили різання важливо мати у своєму розпорядженні рішення, яке враховує зношування зерна. Тому спочатку слід визначити тангенціальну складову сили різання P_{z1} при мікрорізанні одиничним зерном, представляючи її у формі усіченого конуса (див. рис. 4.4б):

$$P_{z1} = \sigma \cdot S_1, \quad (4.108)$$

де S_1 – площа поперечного перерізу зрізу окремим зерном круга, m^2 .

Виходячи з рис. 4.4б, отримано:

$$S_1 = H^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma - x^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2), \quad (4.109)$$

де $\eta = x/H$ – безрозмірний коефіцієнт, який враховує затуплення зерна.

З урахуванням залежності (4.50) для визначення умовної напруги різання σ тангенціальна складова сили різання P_{z1} виразиться:

$$P_{z1} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma) \cdot \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2). \quad (4.110)$$

Відповідно радіальна складова сили різання P_{y1} з урахуванням залежності (4.95) за умови $K_{\text{різ}} = K_{\text{ш}}$ аналітично опишеться:

$$P_{y1} = \frac{P_{z1}}{K_{\text{ш}}} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\psi + \gamma) \cdot \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2). \quad (4.111)$$

Як видно, тангенціальна P_{z1} й радіальна P_{y1} складові сили різання змінюються за законом зміни умовної напруги різання σ і при $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ необмежено збільшуються. Підставляючи в залежності (4.110) і (4.111) вираження (4.14) для визначення параметра H , було отримано:

$$P_{z1} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma) \cdot [\text{tg} \gamma \cdot (1 - \eta^2)]^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{\frac{2}{3}}; \quad (4.112)$$

$$P_{y1} = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}^2(\psi + \gamma) \cdot [\text{tg} \gamma \cdot (1 - \eta^2)]^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{\frac{2}{3}}. \quad (4.113)$$

Як видно, справедлива умова $P_{z1} < P_{y1}$. В особливій мірі дана умова виконується при $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$. Тому руйнування зерна або його випадіння зі зв'язки буде залежати, у першу чергу, від радіальної складової сили різання P_{y1} , а не від тангенціальної складової сили різання P_{z1} .

У даних залежностях зношування зерна враховується двома параметрами – γ і η . Очевидно, чим більше величина лінійного зношування зерна, тим більше кут γ і безрозмірний коефіцієнт η . Як видно, зі збільшенням кута γ складові сили різання збільшуються, а зі збільшенням

безрозмірного коефіцієнта η – навпаки, зменшуються. Практикою шліфування встановлено, що зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η сила різання повинна збільшуватися. Отже, характер зміни складових сили різання P_{z1} і P_{y1} визначається зміною кута γ , що приводить до їхнього збільшення в міру зношування зерна. Оскільки параметри γ й η по фізичній суті визначають зношування зерна, то між ними повинен існувати цілком однозначний зв'язок, який буде встановлений у наступному розділі.

Висновки до розділу 4

1. Аналіз отриманих розрахункових залежностей для визначення площі поперечного перерізу зрізу, максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу та інших параметрів з урахуванням зношування зерен показує, що структурно вони нічим не відрізняються від аналогічних залежностей, отриманих на основі розробленої математичної моделі кінематики процесу шліфування на рівні мікрорізів. Відмінністю є лише те, що вони містять новий безрозмірний параметр, який визначає величину лінійного зношування зерна й входить у залежність із найбільшим показником ступеня. Це свідчить про існування значних резервів шліфування, пов'язаних із керуванням величиною лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування, яка для кожного режиму шліфування, кожної характеристики круга й оброблюваного матеріалу приймає цілком конкретне значення.

2. Порівняння розрахункових значень максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу й експериментальних значень максимальної товщини стружки показало на однаковий характер їхньої зміни залежно від зміни параметрів режиму шліфування. Установлено, що у випадку $\eta = 0 \dots 0,2$ розрахункові значення максимальної (наведеної ймовірнісної) товщини зрізу найбільшою мірою відображають реальні умови процесу шліфування.

3. Показано, що параметри шорсткості обробки обумовлені, насамперед, величиною лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування, яка входить у розрахункові залежності з найбільшим ступенем. Це дозволило уточнити наведені в науково-технічній літературі аналогічні залежності,

отримані для вихідного (незношеного) ріжучого рельєфу круга, і наблизити розрахункову схему шліфування до реальних умов обробки.

4. Теоретично визначені параметри силової напруженості процесу шліфування, включаючи складові сили різання, умовну напругу різання (енергоємність обробки), умовний кут зсуву матеріалу й т. д. Показано, що основною умовою зниження енергоємності обробки є збільшення відношення товщини зрізу до радіуса округлення ріжучої кромки зерна. Це погодиться з результатами відомих експериментальних досліджень.

5. Отримано узагальнену аналітичну залежність для визначення умовної напруги 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 залежить від співвідношення 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 співвідношення від 0 до 1 необмежено збільшується. Це є основною причиною високих значень енергоємності обробки, які досягаються на практиці при шліфуванні, і свідчить про перевагу в загальному енергетичному балансі процесу шліфування частки енергії тертя круга з оброблюваним матеріалом.

6. Виконано експериментальну оцінку часток енергій різання й тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування. Установлено, що у зв'язку з інтенсивним тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом частка енергії різання значно менше частки енергії тертя. Основною умовою зниження частки енергії тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування є забезпечення високої ріжучої здатності алмазного круга за рахунок застосування його ефективного виведення (наприклад, електроерозійного або електрохімічного).

Розділ 5. Установлення функціональних зв'язків основних технологічних параметрів шліфування

5.1. Визначення максимально можливої продуктивності обробки з урахуванням міцності робочої поверхні круга

5.1.1. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном

Необхідно розглянути умови мікрорізання одиничним зерном [14]. Слід припустити, що під дією радіальної сили P_{y1} зерно впровадилося в оброблюваний матеріал на глибину a_z . При русі зерна зі швидкістю $V_{кр}$ виникає тангенціальна сила P_{z1} . Під дією сил P_{z1} і P_{y1} у площині, розташованій під кутом β , виникають дотичні напруження τ , які при досягненні граничного значення приводять до зсуву матеріалу (рис. 5.1). Для визначення τ у розглянутій площині слід спроектувати на неї сили P_{z1} і P_{y1} :

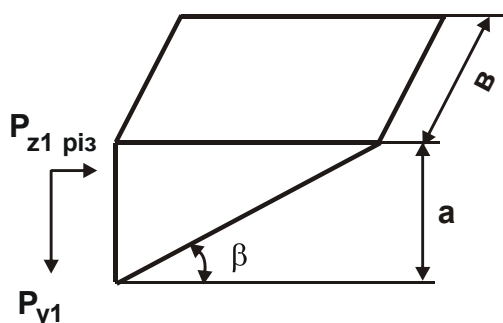


Рис. 5.1. Розрахункова схема кута зсуву β

ні граничного значення приводять до зсуву матеріалу (рис. 5.1). Для визначення τ у розглянутій площині слід спроектувати на неї сили P_{z1} і P_{y1} :

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} (P_{z1} \cdot \cos \beta - P_{y1} \cdot \sin \beta). \quad (5.1)$$

Після перетворення отримано:

$$\tau = \tau_0 \cdot (K_{ш} \cdot 0,5 \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta), \quad (5.2)$$

де $\tau_0 = \frac{P_y}{a \cdot b}$;

$K_{ш} = \frac{P_{z1}}{P_{y1}}$ – коефіцієнт шліфування.

Із залежності (5.2) витікає, що дотичне напруження τ має максимум від умовного кута зсуву β (рис. 5.2). Умовний кут зсуву β можна визначити з необхідної умови екстремуму $d\tau/d\beta = 0$. Тоді

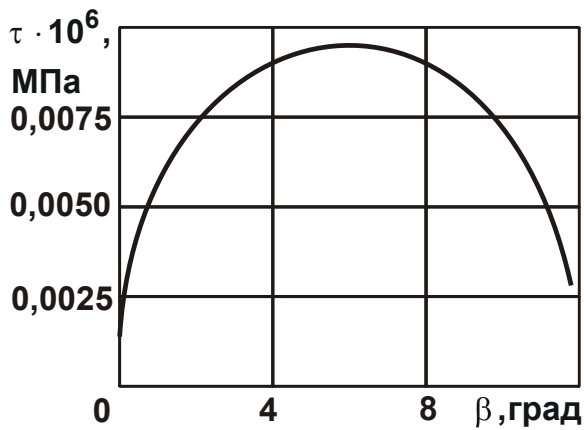


Рис. 5.2. Залежність τ від β при $\tau_0 = 10$ МПа

$$\tau_0 \cdot (K_{\text{ш}} \cdot \sin 2\beta - \sin \beta) = 0. \quad (5.3)$$

Звідки

$$\text{tg} 2\beta = K_{\text{ш}}. \quad (5.4)$$

Як видно, положення площини зсуву цілком однозначно визначається коефіцієнтом шліфування $K_{\text{ш}}$, що свідчить про визначальну роль відношення складових сили різання

P_{z1} і P_{y1} у процесі стружкоутворення при мікрорізанні. Чим більше це відношення, тим більше кут зсуву β й тим легше буде протікати процес відділення стружки, тому що менше довжина площини зсуву. При достатньо малих значеннях $K_{\text{ш}}$ (0,1 і менше) кут зсуву β невеликий, довжина площини зсуву значна і процес стружкоутворення утруднений. Отримана залежність показує, що умовний кут зсуву β залежить від товщини зрізу й радіуса ріжучої кромки зерна, які неявно визначаються коефіцієнтом шліфування $K_{\text{ш}}$. Так, загальновідомо, що зі збільшенням товщини зрізу й радіуса ріжучої кромки зерна коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ збільшується, а, отже, буде збільшуватися умовний кут зсуву β , знижуючи деформацію шару матеріалу, що знімається, й енергетичні витрати при різанні.

З табл. 5.1 витікає, що екстремальні значення умовного кута зсуву β можуть змінюватися в межах $2,9 \dots 22,5^\circ$. Це погодиться з експериментальними даними. Так, у роботі [42] показано, що при мікрорізанні сталі умовний кут зсуву β змінюється в межах $11 \dots 19^\circ$. З табл. 5.1 витікає, що при зміні $K_{\text{ш}}$ у межах $0 \dots 0,5$ значення $\text{tg} 2\beta$ і 2β (у радіанах) фактично рівні. За умови $K_{\text{ш}} > 0,5$ розбіжність між значеннями $\text{tg} 2\beta$ і 2β перебуває в межах 10 %. Отже, з точністю до 10 % екстремальні значення умовного кута зсуву β можуть бути визначені такою залежністю, отриманою із залежності (5.4) за умови $\text{tg} 2\beta \approx 2\beta \approx K_{\text{ш}}$:

$$\beta = \frac{K_{\text{ш}}}{2}. \quad (5.5)$$

Розрахункові значення β і $\text{tg}2\beta$

$K_{\text{ш}}$	1,0	0,75	0,5	0,3	0,2	0,1
β , рад.	0,39	0,32	0,23	0,15	0,1	0,05
β , град.	22,5	18,4	13,3	8,3	5,7	2,9
$\text{tg}2\beta$	1,0	0,748	0,5	0,3	0,2	0,1

Таким чином, встановлена достатньо зручна для розрахунків залежність, що дозволяє за відомим значенням коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ оцінювати значення умовного кута зсуву β й, відповідно, ефективність процесу стружкоутворення при різанні. Необхідно відзначити, що в теорії різання відомі розрахункові залежності для визначення умовного кута зсуву, однак вони отримані стосовно процесів лезової обробки й не враховують впливу змінності по товщині зрізу переднього кута, який у залежності (5.5) визначається коефіцієнтом шліфування $K_{\text{ш}}$:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma}{2} - \frac{\eta}{2}; \quad (5.6)$$

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma}{2} - \frac{\eta}{2} - \frac{\eta_1}{2}; \quad (5.7)$$

$$\beta = 45^{\circ} + \gamma - \eta; \quad (5.8)$$

$$\beta = 50^{\circ} - 0,8 \cdot (\gamma - \eta), \quad (5.9)$$

де η – умовний кут тертя інструмента об оброблюваний матеріал;
 η_1 – умовний кут внутрішнього тертя оброблюваного матеріалу;
 γ – передній кут інструмента.

Аналізуючи залежність (5.4), видно, що вона справедлива для широкого діапазону зміни коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ і, отже, охоплює як процеси абразивної обробки (які характеризуються невеликими значен-

нями $K_{\text{ш}} = 0 \dots 1,0$), так і процеси лезової обробки ($K_{\text{ш}} > 1,0$). Таким чином, знаючи експериментальне значення відношення P_{z1}/P_{y1} , за залежністю (5.4) можна визначити значення умовного кута зсуву β , тобто пропонується розрахунково-експериментальний метод визначення умовного кута зсуву β .

Порівнюючи за залежністю (5.4) умовний кут зсуву β для мікрорізання одиничним зерном ($K_{\text{ш}} = 0 \dots 1,0$) і різання лезовим інструментом ($K_{\text{ш}} = 2 \dots 5$), можна зробити висновок, що процес стружкоутворення при лезовій обробці відбувається з меншими деформаціями й, відповідно, меншими енергетичними витратами, тому що умовний кут зсуву β більший і менша довжина площини зсуву.

Знаючи положення площини зсуву, можна визначити умовну напругу різання при мікрорізанні одиничним зерном $\sigma = P_{z1}/S$ (де S – площа поперечного перерізу зрізу). Для цього слід визначити максимальні значення дотичного напруження τ по залежності (5.2) з урахуванням експериментальних значень β , приймаючи з достатньою для практики точністю $\sin \beta \approx \beta$; $\text{tg} \beta \approx \beta$ і $\cos \beta \approx 1$. У результаті перетворень отримано:

$$\tau_{\text{max}} = \frac{P_{z1}}{S} \cdot \frac{K_{\text{ш}}}{4}. \quad (5.10)$$

Розглядаючи $\tau_{\text{max}} = \tau_{\text{зсув}}$ (де $\tau_{\text{зсув}}$ – міцність матеріалу на зсув) і $\sigma = P_{z1}/S$, залежність (5.10) прийме вигляд:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{ш}}}. \quad (5.11)$$

У результаті прийшли до залежності (4.50), розглядаючи $K_{\text{ш}} = K_{\text{різ}}$.

Із залежності (5.11) витікає, що умовна напруга різання σ визначається коефіцієнтом шліфування $K_{\text{ш}}$. З його збільшенням σ зменшується, що обумовлено збільшенням умовного кута зсуву β (впливаючи із залежності (5.5)). З огляду на те, що коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ може змінюватися в межах $0,1 \dots 1,0$, значення умовної напруги різання σ можуть

перевищувати $\tau_{зсув}$ в 4 ... 40 разів і більше. Причому, чим менше $K_{ш}$, тим значніше відмінність σ від $\tau_{зсув}$. Із цього випливає, що основним шляхом зменшення умовної напруги різання σ є збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$.

В умовах лезової обробки, коли $K_{ш} > 1,0$, значення σ порівнянні або менші значення $\tau_{зсув}$. Це пов'язане з тим, що умовний кут зсуву β в цьому випадку збільшується до значення 45° , а довжина площини зсуву зменшується, що приводить до поліпшення процесу стружкоутворення при мікрорізанні (табл. 5.2). Розрахункові значення умовного кута зсуву β отримані відповідно до залежності (5.4).

Таблиця 5.2

**Розрахункові значення умовного кута зсуву β
при лезовій обробці**

$K_{ш}$	1	2	3	4	5	7	10
β , град.	22,5	31,8	36	38	39,4	40,95	42,15

Необхідно відзначити, що встановлений характер зміни положення

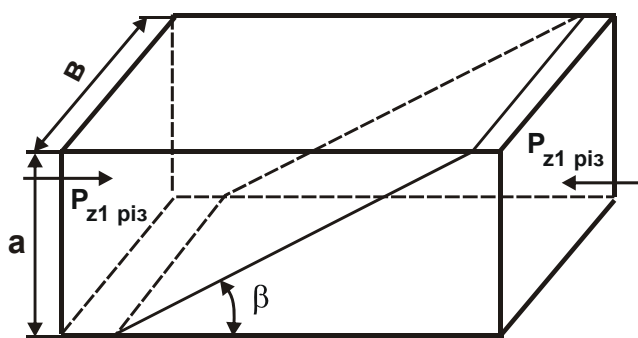


Рис. 5.3. Розрахункова схема для визначення дотичного напруження в умовній площині зсуву

площини зсуву при мікрорізанні обумовлений відношенням сил P_{z1} і P_{y1} . Наприклад, у випадку стиску прямого бруса силою P_{z1} положення площини зсуву буде іншим. Для його аналізу слід розглянути розрахункову схему, наведену на рис. 5.3, і визначити дотичне напруження, яке виникає в умовній площині зсуву, розташованій під кутом β :

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} \cdot P_{z1} \cdot \cos \beta = \frac{P_{z1}}{2 \cdot a \cdot b} \cdot \sin 2\beta. \quad (5.12)$$

Положення умовної площини зсуву можна визначити шляхом диференціювання дотичного напруження τ по куту зсуву β й прирівнюючи отримане вираження до нуля. У результаті отримане:

$$\beta = 45^\circ. \quad (5.13)$$

Таким чином показано, що руйнування бруса від дії поздовжньої сили P_{z1} відбувається уздовж площини, розташованої під кутом 45° до напрямку дії сили. Необхідно визначити максимальне значення дотичного напруження, що діє в умовній площині зсуву, для чого в залежність (5.12) слід підставити значення $\beta = 45^\circ$ та $\tau_{\max} = \tau_{\text{зсув}}$:

$$\tau_{\text{зсув}} = \frac{\sigma}{2}, \quad (5.14)$$

де $\sigma = \frac{P_{z1}}{a \cdot b}$;

a, b – товщина й ширина бруса, м.

Тоді умовна напруга різання σ прийме вигляд:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}. \quad (5.15)$$

Таким чином встановлено, що при стиску бруса поздовжньою силою параметр σ завжди менше, ніж в умовах мікрорізання й порівняний з умовами лезової обробки. У довідковій літературі наводяться значення межі міцності на стиск $\sigma_{\text{ст}}$ для різних матеріалів, і, як правило, відсутні дані межі міцності на зсув $\tau_{\text{зсув}}$. Тому важливо встановити залежність, яка виражає σ через $\sigma_{\text{ст}}$. Виходячи з залежності (5.15), отримано:

$$\sigma_{\text{ст}} = 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}. \quad (5.16)$$

Використовуючи залежність (5.16), можна визначити σ згідно (5.11):

$$K_{\text{ш}} \cdot \sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}}. \quad (5.17)$$

Питома інтенсивність знімання матеріалу λ з урахуванням залежності (5.17) опишеться:

$$\lambda = \frac{V_{кр} \cdot K_{ш}^2}{2 \cdot \sigma_{ст}}. \quad (5.18)$$

У підсумку прийшли до аналітичної залежності, ідентичній залежності (4.85). Як видно, питома інтенсивність знімання матеріалу λ визначається коефіцієнтом шліфування $K_{ш}$, тому слід встановити його розрахункову залежність.

5.1.2. Розрахунок коефіцієнта шліфування й умовної напруги різання

Для визначення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ слід скористатися розрахунковою схемою, наведеною на рис. 5.4, виражаючи $\sigma = P_{y1} / S \cdot K_{ш}$ й приймаючи $S = a_z^2 \cdot \text{tg} \gamma$; $P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \text{HV} \cdot a_z^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma$ (де 2γ – кут при вершині конусоподібного зерна; HV – мікротвердість оброблюваного матеріалу, Н/м²). У залежність для визначення сили P_{y1} множник 0,5 введений для того, щоб урахувати відсутність контакту задньої частини ріжучого зерна, що рухається, з оброблюваним матеріалом.

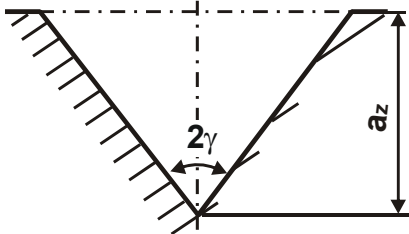


Рис. 5.4. Розрахункова схема коефіцієнта шліфування $K_{ш}$

Підставляючи умовну напругу різання σ в залежність (5.17) з урахуванням площі поперечного перерізу зрізу S , було отримано:

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{ст}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}}. \quad (5.19)$$

Як видно, коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ обумовлений відношенням параметрів $\sigma_{ст} / \text{HV}$. Чим більше відношення $\sigma_{ст} / \text{HV}$, тим більше коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, і навпаки. Для більш твердих матеріалів це відношення зменшується (табл. 5.3).

Значення HV і $\sigma_{ст}$ ряду матеріалів

	Алмаз	Карбід бору	Твердий сплав Т15К6	Твердий сплав ВК8	Мінерало-кераміка ЦМ-322	Швидкоріжуча сталь Р18
$HV \cdot 10^3$, Н/мм ²	100	37 ... 43	28 ... 30	15,5 ... 16,9	20 ... 23	13 ... 14
$\sigma_{ст} \cdot 10^3$, Н/мм ²	2	1,8	3,9	4 ... 5	0,9 ... 1,5	3,6
$\sigma_{ст}/HV$	$2 \cdot 10^{-2}$	$(4,9 \dots 4,2) \cdot 10^{-2}$	$(1,4 \dots 1,3) \cdot 10^{-1}$	$2,8 \cdot 10^{-1}$	$5,7 \cdot 10^{-2}$	$(2,8 \dots 2,6) \cdot 10^{-1}$

Найменші значення $\sigma_{ст}/HV$ мають алмаз ($2 \cdot 10^{-2}$) і мінералокераміка ЦМ-322 ($5,7 \cdot 10^{-2}$). Значення $\sigma_{ст}/HV$ для твердого сплаву ВК8 і швидкорізальної сталі Р18 приблизно однакові й більш ніж на порядок перевищують аналогічні значення для алмазу й у два рази – значення для твердого сплаву Т15К6. Таким чином показано, що найменше значення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ буде мати алмаз, потім – у порядку зростання – мінералокераміка ЦМ-322, тверді сплави Т15К6 і ВК8, швидкорізальна сталь Р18 (табл. 5.4). Цим, власне, і пояснюється низька оброблювальність таких твердих матеріалів як синтетичні алмази, мінералокераміка, тверді сплави та ін.

У залежність (5.19) входить кут γ , який визначає геометрію ріжучого зерна. З його збільшенням коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ (табл. 5.4) зменшується, що свідчить про зниження ріжучих властивостей шліфувального круга.

Залежність (5.19) отримана без урахування зношування ріжучого зерна. У дійсності, судячи з результатів експериментальних досліджень, коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ значною мірою залежить від величини зношування зерна (ступеня його затуплення). Тому, використовуючи розрахункову схему, наведену на рис. 5.5, було одержано аналітичну залежність для визначення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ із урахуванням зношування зерна.

**Розрахункові значення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$
для різних оброблюваних матеріалів**

2γ , град.	Алмаз	Карбід бору	T15K6	BK8	ЦМ-322	P18
90°	0,159	0,239	0,414	0,597	0,269	0,586
120°	0,121	0,182	0,315	0,455	0,205	0,446
150°	0,082	0,123	0,214	0,308	0,139	0,303

На рис. 5.5 заштрихованою показана фактична площа контакту зерна з оброблюваним матеріалом. Можна припустити, що з урахуванням зношування зерна радіальна складова сили різання P_{y1} виражається:

$$P_{y1} = HV \cdot (0,5 \cdot \pi \cdot H^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma + 0,5 \cdot \pi \cdot x^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma) = \quad (5.20)$$

$$= 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2 \cdot HV \cdot (1 + \eta),$$

де $H = a_z + x$ – умовна глибина впровадження зерна в оброблюваний матеріал, м;

x – величина лінійного зношування зерна, м;

$\eta = x/H$ – безрозмірний коефіцієнт, який характеризує ступінь затуплення зерна.

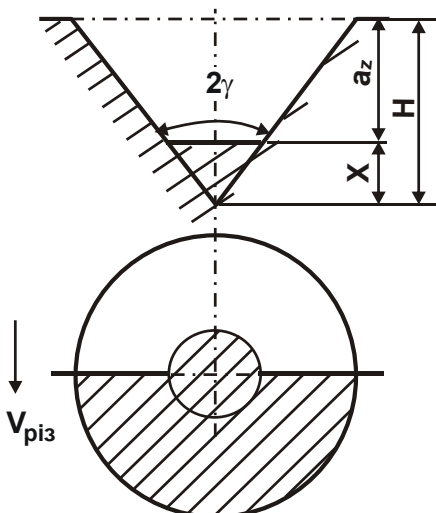


Рис. 5.5. Розрахункова схема $K_{ш}$ із урахуванням зношування зерна

Відповідно, площа поперечного перерізу одиничного зрізу S опишеться:

$$S = H^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma - x^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma = H^2 \cdot (1 - \eta^2) \cdot \operatorname{tg} \gamma. \quad (5.21)$$

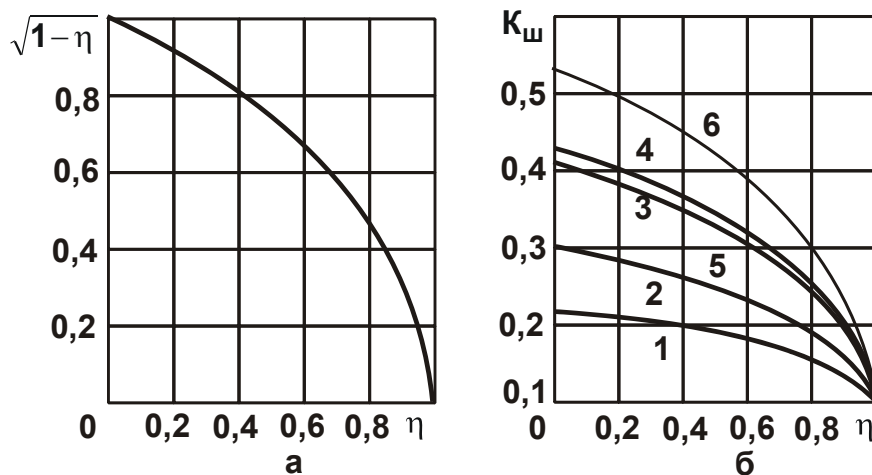
Підставляючи залежності (5.20) і (5.21) у залежність (5.17) з урахуванням $\sigma = P_z/S$, отримано:

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{ст} \cdot (1 - \eta^2)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot (1 + \eta^2)}}. \quad (5.22)$$

Як видно, на відміну від аналогічної залежності (5.19), у залежність входить множник $(1-\eta^2)/(1+\eta^2)$. Зважаючи на те, що при зміні безрозмірного коефіцієнта η в межах $0 \dots 1$ множник $(1+\eta^2)$ приблизно дорівнює множнику $(1+\eta)$, залежність (5.22) може бути спрощена:

$$K_{\text{ш}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}} \cdot (1-\eta). \quad (5.23)$$

За умови $\eta = 0$ множник $(1-\eta)$ дорівнює одиниці й тому залежності (5.19) і (5.23) ідентичні. За умови $\eta \rightarrow 1$ коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}} \rightarrow 0$ і процес різання припиняється в силу відсутності впровадження зерна в оброблюваний матеріал. Таким чином показано, що в міру зношування зерна коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ зменшується, причому зменшується в широких межах. Отже, найбільш ефективним шляхом керування коефіцієнтом шліфування $K_{\text{ш}}$ слід розглядати умову підтримки в процесі шліфування оптимального значення безрозмірного коефіцієнта η . На рис. 5.6а показаний характер зміни функції $\sqrt{1-\eta}$ залежно від η .



Умовні позначення: 1 – алмаз; 2 – карбід бору; 3 – твердий сплав Т15К6; 4 – твердий сплав ВК8; 5 – кераміка ЦМ-322; 6 – швидкорізальна сталь Р18.

Рис. 5.6. Зміна функції $\sqrt{1-\eta}$ (а) і коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ (б) від η для різних оброблюваних матеріалів

У діапазоні $0 < \eta < 0,8$ функція $\sqrt{1-\eta}$ убуває достатньо інтенсивно: від 0,2 до 0. Таким чином, для ефективного ведення процесу шліфуван-

ня необхідно прагнути до реалізації значень η у діапазоні $0 \dots 0,8$. Це забезпечить підтримку коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ на відносно високому рівні. Характер впливу безрозмірного коефіцієнта η на коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ при різанні матеріалів показаний на рис. 5.6б, який отримано відповідно до залежності (5.23).

Необхідно установити вплив товщини зрізу a_z на коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$, для чого залежність (5.23) можна представити у вигляді:

$$K_{\text{ш}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}} \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{a_z}{x}\right)} \right], \quad (5.24)$$

де $1 - \eta = 1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{a_z}{x}\right)}$.

На рис. 5.7 показано зміну $\sqrt{1 - \eta}$ від a_z / x і P_{y1} / P_{z1} від a_z / ρ .

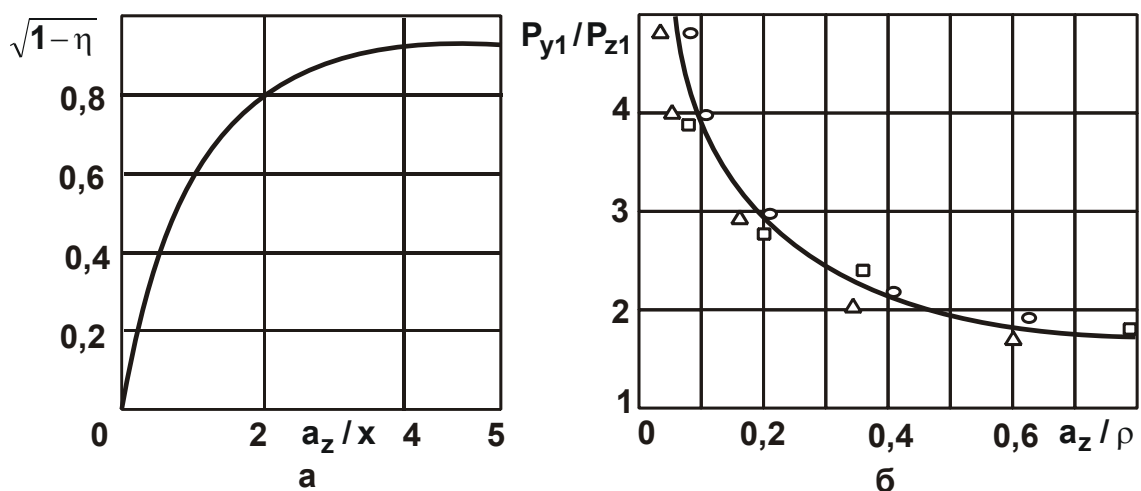
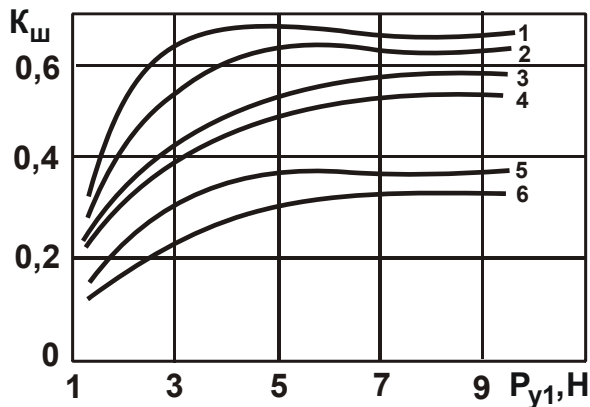


Рис. 5.7. Зміна функції $\sqrt{1 - \eta}$ від a_z / x (а) і відношення P_{y1} / P_{z1} від a_z / ρ (б)

Як випливає з рис. 5.7а, зі збільшенням відношення a_z / x за умови $x = \text{const}$ функція $\sqrt{1 - \eta}$ зростає від нуля до одиниці. Причому при невеликих значеннях a_z / x – достатньо інтенсивно. Зі збільшенням величини лінійного зношування зерна x , впливаючи з залежності (5.24), функція

$\sqrt{1-1/(1+a_z/x)}$ й коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ безупинно зменшуються. Отримані результати погодяться з аналогічними експериментальними даними, установленими Богомолівим М. І. (рис. 5.7б, де R – радіус округлення ріжучої кромки зерна).

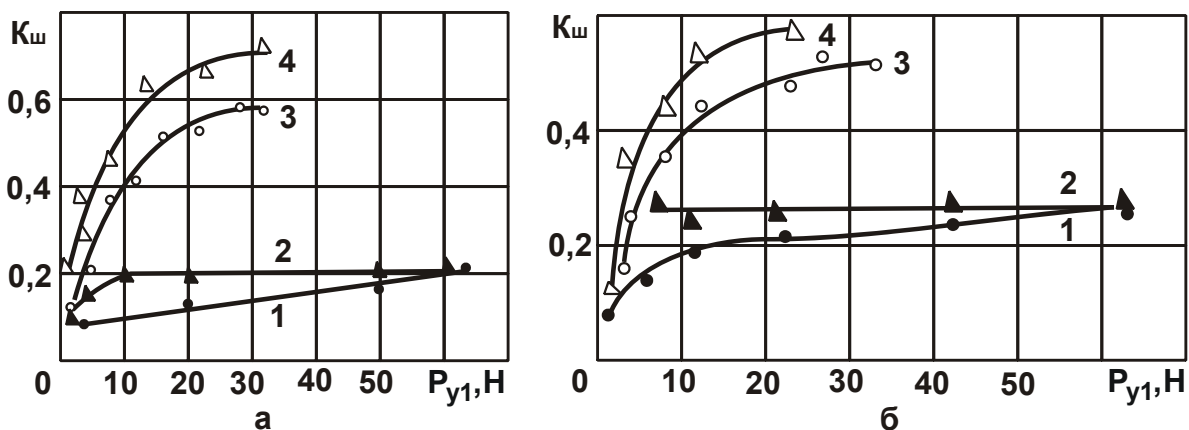


Умовні позначення: 1 – мідь (60 HV); 2 – нікель (110 HV); 3 – армко-залізо (118 HV); 4 – сталь 45 (180 HV); 5 – сталь 45 загартована (520 HV); 6 – твердий сплав (1500 HV).

Рис. 5.8. Залежність $K_{ш}$ від P_{y1}

У роботі [92] установлено, що зі збільшенням P_{y1} при мікрорізанні алмазним індентором з кутом при вершині $2\gamma = 120^\circ$ ($R = 20$ мкм) різних матеріалів коефіцієнт шліфування $K_{ш} = P_{z1}/P_{y1}$ збільшується від 0 до певного значення (рис. 5.8). Причому, інтенсивність збільшення $K_{ш}$ в області невеликих значень P_{y1} надзвичайно велика. Зі збільшенням “площинки зношування” на інденторі, яким моделювалося ріжуче зерно

(що відповідає зростанню параметра x), значення $K_{ш} = P_{z1}/P_{y1}$ знижуються (рис. 5.9 [92]). Як установлено, дана закономірність справедлива для різних оброблюваних матеріалів.



Умови обробки: 1 – $2\gamma = 150^\circ$, діаметр площадки – 135 мкм, величина зношування – 18,1 мкм; 2 – $2\gamma = 150^\circ$, діаметр площадки – 50 мкм, величина зношування – 6,7 мкм; 3 – $2\gamma = 120^\circ$, діаметр площадки – 135 мкм, величина зношування – 39 мкм; 4 – $2\gamma = 120^\circ$, діаметр площадки – 53 мкм, величина зношування – 14,4 мкм.

Рис. 5.9. Залежність $K_{ш}$ від P_y при мікрорізанні міді (а) й армко-заліза (б) усіченими конусами

Зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується (табл. 5.5). Тут необхідно відзначити, що в роботах Сагарди А. О. уперше на основі результатів експериментальних досліджень проведена кореляція коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ і відношення $HV / \sigma_{ст}$. Доведено, що зі збільшенням цього відношення коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується. Аналогічна закономірність впливає із залежності (5.23), що свідчить про вірогідність розрахункової схеми процесу шліфування. Необхідно вказати також на справедливість впливаючої із залежності (5.23) закономірності зміни коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ зі збільшенням кута при вершині зерна γ . Як видно, зі збільшенням γ коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зменшується. Аналогічна експериментально встановлена залежність $K_{ш}$ зі зростанням γ , що впливає з табл. 5.5.

Таблиця 5.5

Значення $HV / \sigma_{ст}$ і P_z / P_y для різних матеріалів

Метали	HV · 10, МПа	$\sigma_{ст} \cdot 10,$ МПа	$\frac{HV}{\sigma_{ст}}$	P_z / P_y		
				90°	120°	150°
Армко-залізо	120	48	2,5	1,0	0,53	0,33
Нікель	140	50	2,8	0,96	0,62	0,34
Сталь 45 не загартована	190	70	2,7	0,98	0,48	0,31
Сталь 45 загартована	500	147	3,3	0,90	0,35	0,28
Твердий сплав ВК6	1 252	70	18	0,38	0,30	0,26
Мідь	60	25	2,4	0,98	0,65	0,35

На основі результатів експериментальних досліджень у роботі [92] запропонована формула для розрахунку коефіцієнта шліфування: $K_{ш} = 1,82 \cdot K_2 \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma}{\pi}\right)$, де K_2 – коефіцієнт, рівний для найбільш крихких сталей 0,5 і для найбільш пластичних – 1,1. Однак, як видно, у цю залежність явно не входять параметри, які характеризують міцність оброблюваного матеріалу, умови шліфування й зношування зерна. Формула міс-

тять лише геометричний параметр – кут при вершині ріжучого зерна 2γ , що, безсумнівно, обмежує можливості її практичного використання.

Із залежності (5.20) із урахуванням $\eta = x/H$ та $(1+\eta) \approx 1$ можна визначити безрозмірний коефіцієнт

$$\eta = \sqrt{\frac{0,5 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y1}}}. \quad (5.25)$$

Тоді стосовно процесу мікрорізання одиничним зерном при $P_{y1} = \text{const}$ залежність (5.23) прийме вигляд:

$$K_{\text{ш}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y1}}} \right)}. \quad (5.26)$$

Поряд із параметрами міцності та твердості оброблюваного матеріалу $\sigma_{\text{ст}}$ і HV у залежність (5.26) входить величина лінійного зношування зерна x і сила P_{y1} . Вплив цих параметрів на коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ значний. Зі збільшенням P_{y1} і зменшенням x коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ зростає, тобто для високопродуктивного шліфування необхідно, по-перше, на крузі підтримувати “гострий” ріжучий рельєф, по-друге, обробку виконувати з максимально можливою силою P_{y1} , обумовленою міцністю робочої поверхні круга (якщо проводити аналогію мікрорізання зі шліфуванням). Як впливає із залежності (5.26), тільки ці два параметри визначають шляхи підвищення коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$.

Використовуючи залежність (5.26), можна провести аналіз наведених у науково-технічній літературі експериментальних залежностей $K_{\text{ш}} - P_{y1}$ (див. рис. 5.9 [92]), згідно з яким коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ зі зростанням P_{y1} може зростати, зменшуватися або ж залишатися постійним. Судячи із залежності (5.26), всі три випадки можуть мати місце. Так, при зростанні P_{y1} і незначній зміні x коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ буде зростати. При зростанні P_{y1} і пропорційному зростанні x (затупленні зерна) $K_{\text{ш}}$ буде залишатися постійним. При зростанні P_{y1} і більш інтенсивному

зростанні x (порівняно зі зростанням P_{y1}) коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ буде зменшуватися.

Із залежності (5.26) також випливає, що чим твердіше оброблюваний матеріал (зі зростанням HV), тим більше безрозмірний коефіцієнт η , менше $(1-\eta)$ й, відповідно, менше коефіцієнт шліфування $K_{ш}$. Це вказує на низьку ефективність обробки високоміцних матеріалів, для яких $(1-\eta) \rightarrow 0$. Підвищити ефективність обробки в цих умовах можна зменшенням величини лінійного зношування зерна x і збільшенням P_{y1} . Зниження величини x – це шлях створення комбінованих процесів шліфування із введенням у зону різання або автономно додаткової електрофізикохімічної енергії з метою забезпечення високої ріжучої здатності круга. Керування фрикційними процесами при шліфуванні за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ – це шлях зниження коефіцієнта тертя f .

Слід визначити коефіцієнт $K_{ш}$ для шліфування за жорсткою схемою. Для цього параметр P_{y1} необхідно виразити через площу поперечного перерізу зрізу S з урахуванням залежності (5.21):

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \left(\frac{S}{\operatorname{tg} \gamma} + x^2 \right). \quad (5.27)$$

Слід підставити встановлений параметр P_{y1} у залежність (5.17) з урахуванням $\sigma = P_{z1} / S$:

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{ст}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \gamma} + \frac{x^2}{S} \right)}}. \quad (5.28)$$

Як видно, відмінність залежності (5.28) від (5.26) полягає в множенні під коренем. У залежності (5.28) цей множник рівний відношенню x^2 / S , а в залежності (5.26) – відношенню x^2 / P_{y1} . Зі збільшенням параметра S , так само як і зі збільшенням параметра P_{y1} у залежності (5.26), коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ зростає, зі збільшенням величини x – навпа-

ки, зменшується. Таким чином показано, що є повна аналогія залежностей (5.28) і (2.26), обумовлена зміною глибини впровадження зерна в оброблюваний матеріал і, відповідно, безрозмірного коефіцієнта η .

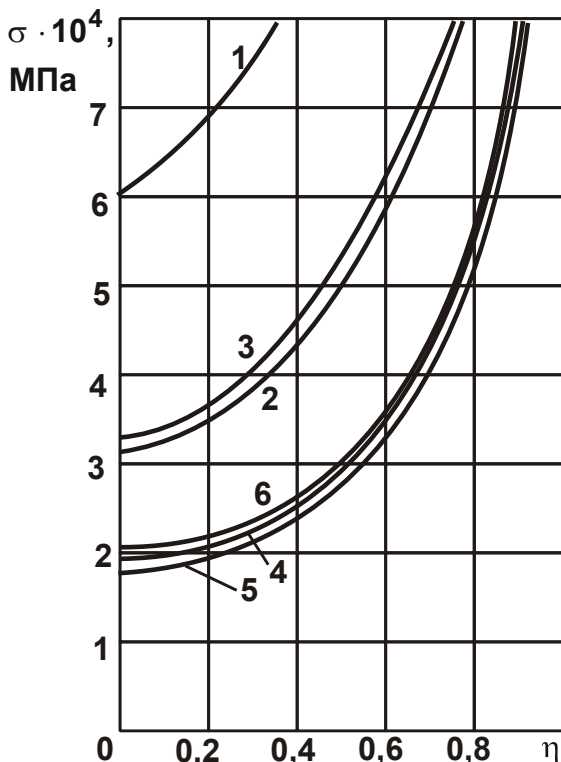
Використовуючи отримані залежності, слід проаналізувати характер зміни σ залежно від безрозмірного коефіцієнта η . Для цього залежність $P_{z1} = K_{ш} \cdot P_{y1}$ необхідно розділити на S і скористатися залежностями (5.20), (5.21) і (5.22), у результаті чого було отримано:

$$\sigma = \frac{0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot f}{(1-\eta)} + \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{(1-\eta)}}. \quad (5.29)$$

Як видно, у перший та другий доданки залежності (5.29) увійшов множник $(1-\eta)$. Зі збільшенням η умовна напруга різання σ необмежено зростає, причому перший доданок зростає інтенсивніше, ніж другий. Це пов'язане з тим, що при мікрорізанні з достатньо малою товщиною зрізу величина $(H-x) \rightarrow 0$ і кут зсуву β прагне до нуля, а довжина площини

зсуву – до нескінченності, тобто виконати зріз у цих умовах практично неможливо. У результаті процес різання переходить у процес пластичного відтискування матеріалу.

На рис. 5.10 показаний характер зміни σ залежно від η , звідки випливає, що в межах $0 < \eta < 0,8 \dots 0,9$ зростання σ відносно незначне, а починаючи з $\eta = 0,95$ умовна напруга різання σ зростає інтенсивно, асимптотично наближаючись до значення $\eta = 1$. Таким чином, апроксимуючи σ залежністю $\sigma = \alpha / (1-\eta)^n$, можна бачити, що в діапазоні $0 < \eta < 0,8 \dots 0,9$ показник ступеня менше одиниці, а в діапазоні $0,95 < \eta < 1,0$ – значно перевершує одиничне значення. Із цього випливає, що на практиці можуть



Умовні позначення: 1 – алмаз;
2 – карбід бору; 3 – Т15К6; 4 – ВК8;
5 – ЦМ-322; 6 – Р18.

Рис. 5.10. Залежність σ від η

зустрічатися різні залежності σ від умов обробки (з різними показниками ступеня n) у зв'язку з різним ступенем затуплення зерен. Порівнюючи залежності (5.23) і (5.29), видно, що σ визначається не співвідношенням характеристик міцності $\sigma_{ст}$ і твердості матеріалу HV , а їхнім добутком, тобто чим міцніше й твердіше матеріал, тим вище значення σ .

Залежність (5.29) може бути виражена через товщину зрізу a_z і величину лінійного зношування зерна x :

$$\sigma = \frac{0,5\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot f}{\left[1 - \frac{x}{x + a_z}\right]} + \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot \sigma_{ст} \cdot HV}{\left[1 - \frac{x}{x + a_z}\right]}}. \quad (5.30)$$

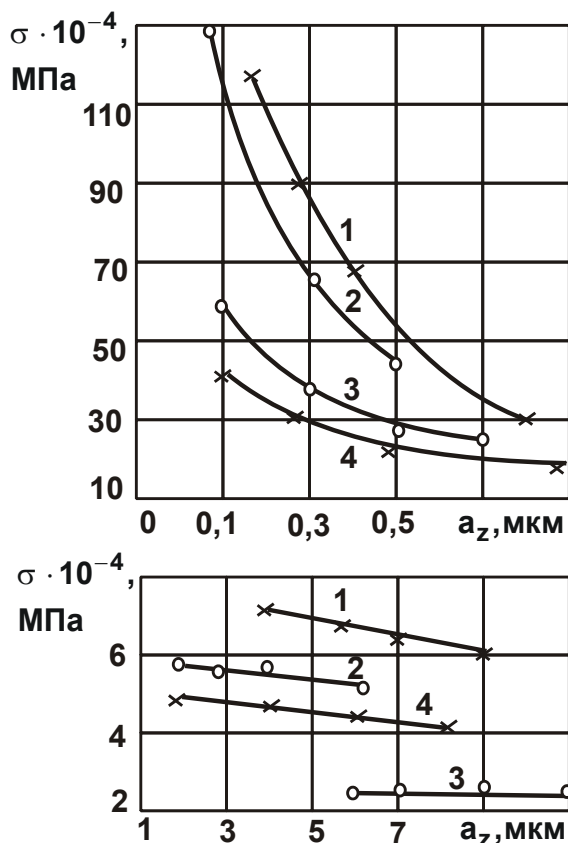


Рис. 5.11. Залежність σ від a_z для алмазів марок САМ (1; 4) і АСБ(2; 3) зернистістю 250/200

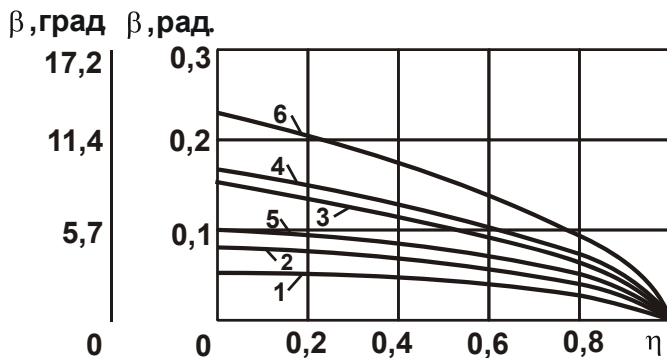
Із залежності (5.30) випливає, що зі збільшенням величини лінійного зношування зерна x і зменшенням товщини зрізу a_z умовна напруга різання σ зростає. Аналогічно змінюються експериментально встановлені залежності умовної напруги різання σ від товщини зрізу a_z , зокрема залежність, показана на рис. 5.11 [68].

З фізичної точки зору встановлений характер зміни умовної напруги різання σ обумовлений зміною умовного кута зсуву β , який з урахуванням залежностей (5.5) і (5.23) описується:

$$\beta = \sqrt{\frac{\sigma_{ст} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV}}. \quad (5.31)$$

Наведені на рис. 5.12 графіки показують, що зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η від 0 до 1 умовний кут зсуву β безупинно змен-

шується фактично до нуля. Найменше значення β досягається при обробці алмаза, а найбільші – при обробці швидкорізальної сталі Р18 і твердого сплаву ВК8, значення яких приблизно однакові. Таким чином



Умовні позначення: 1 – алмаз; 2 – карбід бору; 3 – Т15К6; 4 – ВК8; 5 – кераміка ЦМ-322; 6 – швидкорізальна сталь Р18.

Рис. 5.12. Залежність β від η

показано, що в міру затуплення зерна умовний кут зсуву β зменшується й приводить до зниження коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ і збільшення умовної напруги різання σ .

У науково-технічній літературі наводяться дані про граничні навантаження, які витримують абразивні зерна при їхньому стиску (табл. 5.6).

Таблиця 5.6

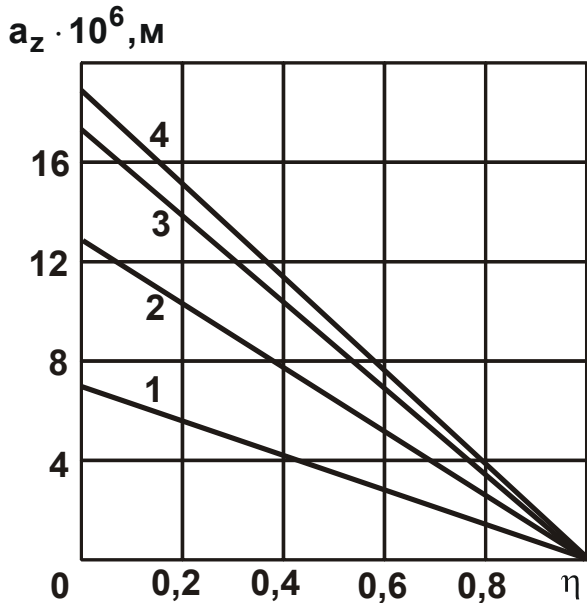
Міцність на стиск шліфпорошків із синтетичних алмазів, Н

Зернистість	Марка алмаза				
	АС2	АС4	АС6	АС15	АС32
630/500	–	–	–	–	64,7
500/400	–	–	–	26,5	53,0
400/315	–	–	12,7	22,5	45,1
315/250	–	–	10,4	18,6	37,3
250/200	–	6,9	8,8	15,7	31,4
200/160	–	5,7	7,7	13,7	28,4
160/125	2,2	4,7	6,5	11,8	23,5
125/100	2,0	3,9	5,5	9,8	19,6
100/80	1,8	3,4	4,7	8,8	–
80/63	1,6	2,8	4,2	–	–
63/50	1,6	2,5	–	–	–
50/40	1,5	–	–	–	–

Становить інтерес оцінка за наведеними в табл. 5.6 значеннями граничних навантажень граничних значень товщин зрізів залежно від ступеня затуплення зерен. Для цього, користуючись залежністю (5.20),

слід виразити товщину зрізу a_z через радіальну складову сили різання P_{y1} , яка діє на зерно, зважаючи на те, що $H = a_z / (1 - \eta)$ (дана залежність отримана з умов $H = a_z + x$ та $x = \eta \cdot H$):

$$a_z = \frac{(1 - \eta)}{\operatorname{tg} \gamma} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot HV \cdot (1 + \eta^2)}} \quad (5.32)$$



Умовні позначення: 1 – алмаз; 2 – твердий сплав Т15К6; 3 – твердий сплав ВК8; 4 – швидкорізальна сталь Р 18.

Рис. 5.13. Залежність граничних товщин зрізу a_z від безрозмірного коефіцієнту η

Як видно, гранична товщина зрізу a_z визначається відношенням граничного навантаження P_{y1} , яке може витримати абразивне зерно на стиск, і твердості оброблюваного матеріалу HV . На граничну товщину зрізу a_z також значно впливає безрозмірний коефіцієнт η (рис. 5.13). З його збільшенням товщина зрізу a_z зменшується, що свідчить про недовикористання ріжучих властивостей зерен.

В табл. 5.7 і 5.8 наведені розрахункові значення максимальних (граничних) товщин зрізів a_z при мікрорізанні алмазним зерном, отриманих за залежністю (5.32) для $\eta = 0$ з урахуванням даних P_{y1} для

алмазних зерен і даних твердості HV ряду важкооброблюваних матеріалів: твердого сплаву Т15К6 і швидкорізальної сталі Р18. Аналіз наведених в табл. 5.7 і 5.8 даних показує, що максимальні (граничні) товщини зрізів a_z змінюються залежно від безрозмірного коефіцієнта η у достатньо широких межах. Це вказує на те, що надзвичайно складно судити про ефективність процесу шліфування, не маючи у своєму розпорядженні дані про максимальні (граничні) товщини зрізів a_z , як це має місце на практиці.

Таблиця 5.7

Розрахункові значення $a_z \cdot 10^{-6}$ (в м) при мікрорізанні T15K6

Зернистість	Марка алмаза				
	AC2	AC4	AC6	AC15	AC32
630/500	–	–	–	–	37,6/21,7
500/400	–	–	–	21,4/13,9	34,0/19,6
400/315	–	–	16,6/9,6	22,2/12,8	31,4/18,1
315/250	–	–	15,1/8,7	20,2/11,6	28,5/16,4
250/200	–	12,3/7,1	13,9/8,0	18,5/10,7	26,2/15,1
200/160	–	11,0/6,3	13,0/7,5	17,3/10,0	24,9/14,3
160/125	7,0/4,0	10,1/5,8	12,0/6,9	16,2/9,2	22,6/13,0
125/100	6,6/3,8	9,2/5,3	11,0/6,3	14,6/8,4	20,7/12,0
100/80	6,3/3,6	8,0/5,0	10,1/5,8	13,9/8,0	–
80/63	5,9/3,4	7,8/4,5	9,0/5,5	–	–
63/50	5,9/3,4	7,4/4,2	–	–	–
50/40	5,7/3,3	–	–	–	–

Таблиця 5.8

Розрахункові значення $a_z \cdot 10^{-6}$ (в м) при мікрорізанні сталі P18

Зернистість	Марка алмаза				
	AC2	AC4	AC6	AC15	AC32
630/500	–	–	–	–	55,1/31,8
500/400	–	–	–	35,3/20,3	50,0/28,8
400/315	–	–	24,4/14,0	32,5/18,7	40,0/26,5
315/250	–	–	22,1/12,7	29,5/17,0	41,0/24,2
250/200	–	18,0/10,4	20,3/11,7	27,1/15,6	38,4/22,1
200/160	–	1,0/9,2	19,0/11,0	25,4/14,6	30,5/21,0
160/125	10,1/5,8	14,8/8,5	17,5/10,1	23,5/13,5	33,2/19,1
125/100	9,7/7,8	13,5/7,8	16,0/9,2	21,4/12,3	30,3/17,5
100/80	9,2/5,3	12,6/7,2	14,8/8,5	20,3/11,7	–
80/63	8,6/5,0	11,4/6,5	14,0/8,0	–	–
63/50	8,6/5,0	10,8/6,2	–	–	–
50/40	8,4/4,8	–	–	–	–

Для достатньо ефективної оцінки процесу шліфування, очевидно, необхідно мати інформацію про граничні товщини зрізів a_z для різних оброблюваних матеріалів з урахуванням безрозмірного коефіцієнта η .

5.1.3. Розрахунок продуктивності обробки при шліфуванні

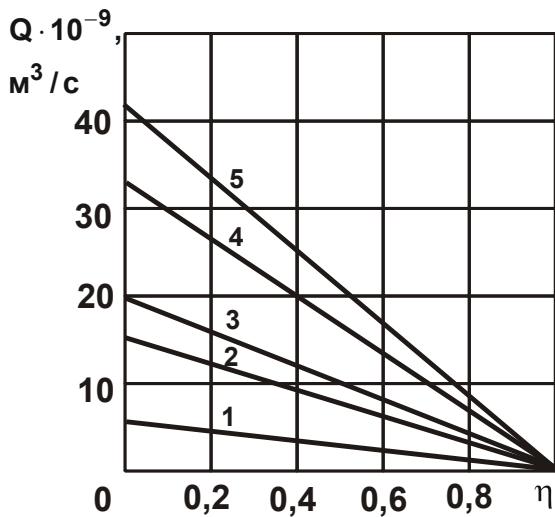
Використовуючи встановлені залежності для визначення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$, слід провести аналіз продуктивності обробки за залежністю (5.17), приймаючи $\sigma = P_{y1} \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} / Q$ з урахуванням (5.23):

$$Q = \frac{2 \cdot P_y \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta). \quad (5.33)$$

Найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт η . З його збільшенням від 0 до 1 продуктивність обробки зменшується від свого максимального значення практично до нуля, тобто в багато разів (рис. 5.14). Це свідчить про те, що основним резервом підвищення продуктивності обробки необхідно розглядати зменшення η до мінімального значення (близького до нуля). Реалізувати це можна, виходячи з наведеної нижче залежності, двома шляхами:

$$Q = \frac{2 \cdot P_y \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y1}}} \right). \quad (5.34)$$

По-перше, за рахунок зменшення величини лінійного зношування зерна x , яке досягається примусовим видаленням з робочої поверхні круга зерен, що затупилися, шляхом застосування механічного або електрофізикохімічного виправлення круга; застосуванням переривчастого шліфування, що забезпечує за рахунок ударного характеру контакту робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом режим самозагострювання круга з регулюванням інтенсивності його зношування в широких межах; застосуванням самозагострювальних зв'язок і підвищенням стійкості круга в результаті металізації зерен, імпрегнації круга й т. д. По-друге, за рахунок збільшення навантаження P_{y1} , що діє на окреме зерно,



Умовні позначення: 1 – алмаз; 2 – карбід бору; 3 – Т15К6; 4 – ВК8; 5 – кераміка ЦМ-322; 6 – сталь Р18.

Рис. 5.14. Залежність Q від η

різання при шліфуванні за жорсткою схемою:

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot Q}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta)}; \quad (5.35)$$

$$P_z = \frac{Q}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{(1 - \eta)}}. \quad (5.36)$$

Як видно, радіальна складова сили різання P_y визначається твердістю оброблюваного матеріалу, а тангенціальна складова сили різання P_z – як твердістю, так і міцністю оброблюваного матеріалу, що, власне, і визначає їхнє розходження. Із цього випливає, що чим значніше відмінність параметрів HV і $\sigma_{\text{ст}}$ для конкретного оброблюваного матеріалу, тим значніше розбіжність складових сили різання P_y , P_z і тим важче оброблювати даний матеріал.

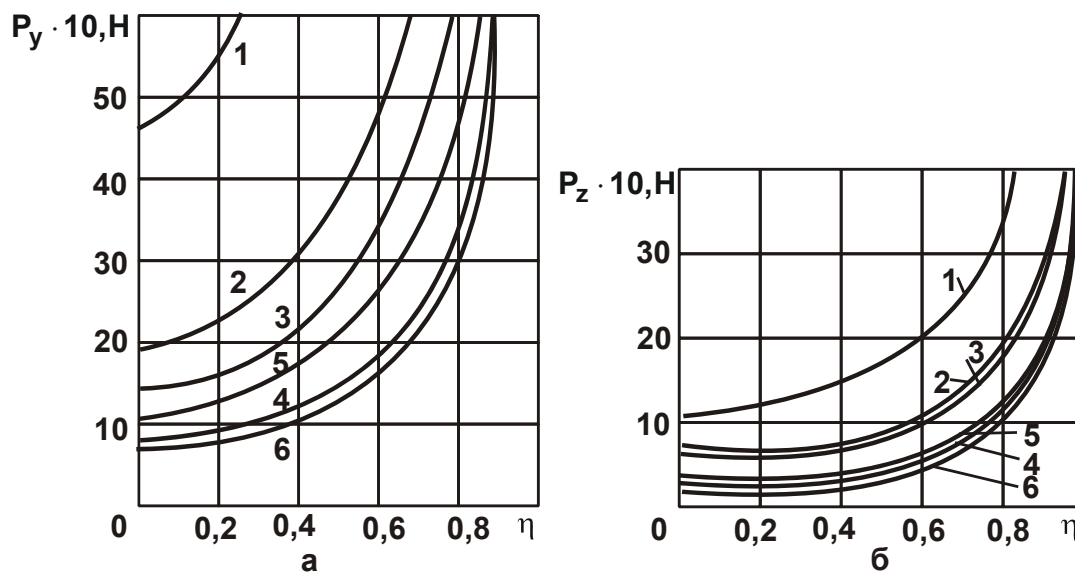
Зв'язок між параметрами P_y , P_z і Q – нелінійний, тому що одночасно зі зміною продуктивності обробки Q змінюється безрозмірний коефіцієнт η , який із всіх вхідних у залежності параметрів найбільше впливає на P_z і P_y . Як правило, зі збільшенням продуктивності обробки Q зростає навантаження, яке діє на зерно, а, отже, зменшується безрозмірний ко-

до значення, близького до граничного (рівного міцності зерна), яке досягається застосуванням оптимальних режимів шліфування, які визначаються параметрами P_y і $V_{\text{кр}}$.

Цим показано, що домогтися збільшення продуктивності обробки можна на основі керування й оптимізації процесу шліфування. Управляти необхідно величиною x , а оптимізувати – режим шліфування з урахуванням обмежень по величині P_y .

Використовуючи залежність (5.33), слід визначити складові сили

ефіцієнт η і зростають знаменники в наведених залежностях. Тому збільшення складових сили різання P_y , P_z відбувається із меншою інтенсивністю. Зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η , тобто в міру затуплення зерен круга, складові сили різання P_z і P_y зростають і за умови $\eta \rightarrow 1$ – прагнуть до нескінченності (рис. 5.15). Збільшення швидкості круга $V_{кр}$ сприяє зменшенню складових сили різання P_z і P_y .



Умовні позначення: 1 – алмаз; 2 – карбід бору; 3 – твердий сплав Т15К6; 4 – твердий сплав ВК8; 5 – кераміка ЦМ 322; 6 – швидкорізальна сталь Р18.

Рис. 5.15. Залежність складових сили різання P_y (а) і P_z (б) від безрозмірного коефіцієнта η при шліфуванні

Аналіз залежностей (5.35) і (5.36) показує, що, як при шліфуванні за пружною схемою, так і при шліфуванні за жорсткою схемою, основним параметром процесу є безрозмірний коефіцієнт η , який з метою зниження сили різання необхідно зменшувати. Його зменшення можливо двома шляхами: за рахунок зниження величини x , як це впливає із (5.26), і за рахунок збільшення навантаження на зерно P_{y1} до граничного значення.

Наведені вище аналітичні залежності для визначення продуктивності обробки справедливі при шліфуванні за пружною схемою. При шліфуванні за жорсткою схемою визначити максимально можливу продуктивність обробки, обумовлену міцністю робочої поверхні круга, можна на основі аналітичної залежності (3.8). Однак дана залежність у явному вигляді не містить параметри, які характеризують міцність робочої поверхні

круга. Тому для встановлення нової залежності слід скористатися отриманою залежністю (5.20) для визначення радіальної складової сили різання при мікрорізанні одиничним зерном. Тоді з урахуванням залежності (4.14) для визначення параметра H залежність (5.20) прийме вигляд:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot (1 + \eta) \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)} \right)^{\frac{2}{3}}. \quad (5.37)$$

Як впливає з залежності (5.37), зі збільшенням кута γ й безрозмірного коефіцієнта η (які визначають ступінь зношування зерна) радіальна складова сили різання P_{y1} однозначно збільшується. Отже, чим більше лінійне зношування зерна, тим більше P_{y1} . Це приводить у відповідність теорію й практику шліфування, тому що відповідно до залежності (5.37) зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η мала місце протилежна закономірність: радіальна складова сили різання P_{y1} зменшувалася, що не відповідало практичним даним. Вважаючи, що граничне значення радіальної складової сили різання P_{y1} дорівнює межі міцності зерна на роздавлювання, на основі залежності (5.37) можна визначити оптимальну швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, яка реалізує максимально можливу продуктивність обробки, обумовлену міцністю робочої поверхні круга. Для цього слід розв'язати залежність (5.37) відносно швидкості деталі:

$$V_{\text{дет}} = \frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma} \cdot \left[\frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot HV \cdot (1 + \eta)} \right]^{1,5}. \quad (5.38)$$

Тоді максимально можлива продуктивність обробки виразиться:

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{B \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot \left[\frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot HV \cdot (1 + \eta)} \right]^{1,5}. \quad (5.39)$$

Як впливає з залежності (5.39), збільшити максимально можливу продуктивність обробки Q можна збільшенням P_{y1}/HV , B , m , $V_{\text{кр}}$, t і

зменшенням зернистості круга \bar{X} , кута γ . Очевидно, найбільше впливає на Q безрозмірний коефіцієнт η , зі збільшенням якого $\eta \rightarrow 1$ продуктивність обробки зменшується $Q \rightarrow 0$.

Таким чином, з метою збільшення максимально можливої продуктивності обробки Q необхідно зменшувати безрозмірний коефіцієнт η , тобто не допускати утворення на зернах значних площадок зношування до моменту їхнього об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування (залежно від механізму зношування круга). Іншими словами, необхідно на робочій поверхні круга підтримувати гострий ріжучий рельєф шляхом своєчасного видалення зі зв'язки круга зерен, які затупилися.

Із залежності (5.39) також впливає, що зі збільшенням зернистості круга \bar{X} максимально можлива продуктивність обробки Q зменшується. Дана закономірність виконується навіть при урахуванні відомої залежності $P_{y1} = \alpha \cdot \bar{X}$ (де α – розмірний коефіцієнт), тому що величина \bar{X} входить у залежність (5.39) з більшим показником ступеня, чим P_{y1} . Однак, як відомо, зі збільшенням зернистості круга \bar{X} збільшується й величина P_{y1} , яка веде до більш високої ріжучої здатності зерна, тому що зерно меншою мірою піддається зношуванню й затупленню. Це, у свою чергу, знижує безрозмірний коефіцієнт η , який сприяє збільшенню максимально можливої продуктивності обробки Q . Отже, зі збільшенням зернистості круга \bar{X} можна чекати збільшення максимально можливої продуктивності обробки Q за рахунок зменшення безрозмірного коефіцієнта η .

Необхідно відзначити, що відповідно до залежності (5.39) між Q і параметрами B , m , $V_{кр}$, t зберігаються закономірності, установлені в розділі 3 на основі залежності (3.8), отриманої без урахування сили різання, що діє на окреме зерно круга.

Із залежності (5.37) можна визначити безрозмірний коефіцієнт η , при якому досягається граничне значення P_{y1} , рівне межі міцності зерна на роздавлювання. Слід вважати, що множник $(1 + \eta)$, який входить у залежність (5.37), меншою мірою впливає на величину P_{y1} порівняно із множником $(1 - \eta^2)$. Тому множником $(1 + \eta)$ у першому наближенні можна зневажити. Тоді залежність (5.37), виражена відносно безрозмірного коефіцієнта η , прийме вигляд:

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}{2 \cdot P_{y1}} \right)^{1,5}}. \quad (5.40)$$

Зі збільшенням параметрів m , $V_{\text{кр}}$ і P_{y1} безрозмірний коефіцієнт η збільшується, тобто зерно, перш ніж випасти зі зв'язки круга, перетерплює значне лінійне зношування. Отже, у цьому випадку зерно має більш низьку ріжучу здатність. Зі збільшенням параметрів γ , \bar{X} , $V_{\text{дет}}$ і t безрозмірний параметр η , навпаки, зменшується, тобто зерно до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування перетерплює менше лінійне зношування. Ріжуча здатність такого зерна вище, а силова напруженість процесу різання – менше.

Використовуючи залежність (5.40), можна визначити параметр H , описаний залежністю (4.14), у сталому процесі шліфування, тобто за умови $P_{y1} = \text{const}$. Для цього слід підставити залежність (5.40) у залежність (4.14):

$$H = \sqrt{\frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}}. \quad (5.41)$$

Як видно, у сталому процесі шліфування параметр H , по суті, залежить лише від двох величин P_{y1} і HV . Чим більше P_{y1} й менше HV , тим більше параметр H . Параметри режиму шліфування не впливають на параметр H , що вказує на достатньо складний, неочевидний характер протікання процесу шліфування.

5.1.4. Теоретичний аналіз закономірностей зношування зерен круга

З огляду на визначальну роль параметрів η і x у формуванні основних показників шліфування, необхідно розглянути характер їхньої зміни в процесі шліфування. Слід представити робочу частину зерна у вигляді усіченої піраміди з верхньою основою $x_0 = 2 \cdot x$ (рис. 5.16). Нехай на зерно діє система сил P_{z1} і P_{y1} . Необхідно визначити положення пло-

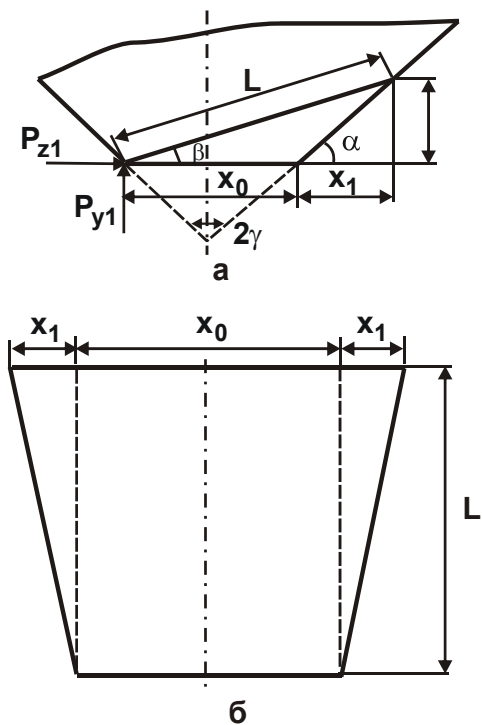


Рис. 5.16. Розрахункова
схема положення площини
відколу зерна

щини відколу зерна, для чого спроектувати на неї складові сили різання P_{z1} , P_{y1} і визначити дотичне напруження:

$$\tau = \frac{1}{S} \cdot (P_{z1} \cdot \cos \beta + P_{y1} \cdot \sin \beta), \quad (5.42)$$

де S , β – відповідно площа й кут відколу зерна.

Площа S виражається залежністю:

$$S = (x_0 + x_1) \cdot l, \quad (5.43)$$

де l – довжина площини відколу, м;
 x_1 – координата положення площини відколу, м.

Для визначення площі S , виходячи з рис. 5.16, слід скласти систему рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{l_1}{x_0 + x_1} = \operatorname{tg} \beta \\ \frac{l_1}{x_1} = \operatorname{tg}(90^\circ - \gamma), \end{cases} \quad (5.44)$$

де l_1 – координата положення площини відколу зерна;
 2γ – кут при вершині зерна (слід прийняти $\operatorname{tg} \gamma = 1$).

Звідки отримано $x_0 + x_1 = l_1 / \operatorname{tg} \beta$. З рис. 5.16 випливає відношення $l = l_1 / \sin \beta$. Підставляючи в залежність (5.43) ці два відношення, було одержано проміжне вираження для визначення площі:

$$S = \frac{l_1^2}{\sin \beta \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (5.45)$$

Із системи рівнянь (5.44) слід визначити координату положення площини відколу зерна:

$$l_1 = \frac{x_0 \cdot \operatorname{tg} \beta}{(1 - \operatorname{tg} \beta)}. \quad (5.46)$$

Необхідно підставити залежність (5.46) в (5.45):

$$S = \frac{x^2}{\cos \beta \cdot (1 - \operatorname{tg} \beta)^2}. \quad (5.47)$$

Тоді залежність для визначення дотичного напруження τ в площині відколу зерна з урахуванням (5.47) прийме вигляд:

$$\tau = \frac{1}{x_0^2} \cdot (P_{z1} \cdot \cos \beta + P_{y1} \cdot \sin \beta) \cdot \cos \beta (1 - \operatorname{tg} \beta)^2. \quad (5.48)$$

Слід перетворити залежність (5.48) до вигляду:

$$\tau = \frac{P_{y1}}{x_0^2} \cdot (K_{\text{ш}1} + \operatorname{tg} \beta) \cdot (1 - \sin 2\beta), \quad (5.49)$$

де $K_{\text{ш}} = P_{z1} / P_{y1}$.

У табл. 5.9 наведені розрахункові значення $(K_{\text{ш}1} + \operatorname{tg} \beta) \cdot (1 - \sin 2\beta)$ при $K_{\text{ш}} = 0,1$. Як видно, зі збільшенням кута відколу зерна β зазначений добуток зростає, потім зменшується, проходячи точку максимуму.

Таблиця 5.9

Розрахункові значення $(K_{\text{ш}1} + \operatorname{tg} \beta) \cdot (1 - \sin 2\beta)$

β , град.	0	10	20	30	45
$(K_{\text{ш}1} + \operatorname{tg} \beta) \cdot (1 - \sin 2\beta)$	0,1	0,182	0,166	0,09	0

При $\beta = 45^\circ$ множник дорівнює нулю. Це пов'язане з тим, що $\beta = \alpha = 45^\circ$ й площа S прагне до нескінченності. При $\beta > 45^\circ$ рішення

втрачає фізичний зміст. Таким чином, у діапазоні $\beta < 45^\circ$ дотичне напруження τ приймає екстремальне значення, тобто існує екстремальне значення кута β , яке визначає положення площини відколу зерна. Слід визначити це значення кута β , для чого необхідно продиференціювати залежність (5.48) по куту β й отримане вираження прирівняємо до нуля. Після нескладних перетворень було отримано:

$$(1 - \operatorname{tg}\beta) \cdot \left[(1 - \operatorname{tg}\beta) \cdot (-P_{z1} \cdot \sin 2\beta + P_{y1} \cdot \cos 2\beta) - \frac{2}{\cos \beta} \cdot (P_{z1} \cdot \cos \beta + P_{y1} \cdot \sin \beta) \right] = 0. \quad (5.50)$$

Рішення рівняння (5.50):

1) $(1 - \operatorname{tg}\beta) = 0$, що відповідає $\beta = 45^\circ$. Як випливає з табл. 5.9, при $\beta = 45^\circ$ має місце мінімум дотичного напруження τ . Отже, дане значення β не визначає положення відколу зерна;

2) після спрощення рівняння (5.50) другий множник виразиться:

$$\operatorname{tg}\beta = 1 - 2 \cdot K_{\text{ш}1}. \quad (5.51)$$

Із залежності (5.51) випливає, що при зміні $K_{\text{ш}1}$ у межах $0 \dots 0,5$ кут β змінюється в межах $45^\circ \dots 0^\circ$. При $K_{\text{ш}1} > 0,5$ кут β приймає негативні значення й зі збільшенням $K_{\text{ш}1}$ зростає. Таке рішення (випадок $K_{\text{ш}1} > 0,5$) не має фізичного змісту для розглянутої розрахункової схеми, у якій зерно представлене у вигляді усіченої піраміди. Але дане рішення справедливе для розрахункової схеми, у якій зерно представлене у вигляді неусіченої піраміди, яка перебуває під дією системи зосереджених сил P_{z1} і P_{y1} , прикладених на деякому видаленні від вершини піраміди.

Фізично це означає, що при $K_{\text{ш}1} > 0,5$, тобто при різанні гострим зерном, відколи будуть утворюватися під кутом $(-\beta)$ (див. рис. 5.16). Кут загострення зерна 2γ при цьому збільшиться й приведе до зростання складової сили різання P_{z1} , що у свою чергу приведе до зменшення β й утворення сколів під меншим кутом $(-\beta)$. Таким чином із часом обробки до досягнення $K_{\text{ш}1} = 0,5$ кут β буде зменшуватися до нульового зна-

чення (залишаючись негативним), а кут загострення 2γ – зростати до значення 180° (утворення гладкої площадки зношування на зерні). При зменшенні $K_{\text{ш1}}$ нижче значення 0,5, кут β буде приймати позитивні значення й зростати від 0° до 45° .

З огляду на те, що на практиці, як правило, реалізуються значення $K_{\text{ш1}} < 0,5$, надалі слід розглянути розрахункову схему, у якій зерно представлено у вигляді усіченої піраміди. Для цього випадку кут β можна розраховувати за наближеною залежністю:

$$\beta = 1 - 2 \cdot K_{\text{ш1}}. \quad (5.52)$$

Необхідно визначити максимальне значення τ , для чого в залежність (5.48) слід підставити вираження (5.51), попередньо помноживши й розділивши його на $\cos \beta$, приймаючи $\text{tg} \beta \approx \sin \beta$. Після деяких перетворень отримано:

$$\tau_{\text{max}} = \frac{16P_{y1}}{x_0^2} \cdot (1 - K_{\text{ш1}})^2 \cdot K_{\text{ш1}}^3. \quad (5.53)$$

Таблиця 5.10

Розрахункові значення $(1 - K_{\text{ш1}})^2 \cdot K_{\text{ш1}}^3$

$K_{\text{ш1}}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5
$(1 - K_{\text{ш1}})^2 \cdot K_{\text{ш1}}^3$	0	$81 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-3}$	$13 \cdot 10^{-2}$	$31 \cdot 10^{-2}$

Як випливає з табл. 5.10, зі збільшенням $K_{\text{ш1}}$ значення $(1 - K_{\text{ш1}})^2 \cdot K_{\text{ш1}}^3$ й, відповідно, τ_{max} зростають. Причому, зростання τ_{max} відбувається більш ніж за квадратичною залежністю (при збільшенні $K_{\text{ш1}}$ від 0,1 до 0,5, тобто в 5 разів, параметр τ_{max} збільшився в 38 разів). Це вказує на те, що із двох розглянутих множників, які входять у (5.53), визначальним є $K_{\text{ш1}}^3$. Із залежності (5.53) випливає значний вплив на τ_{max} параметра x_0 (визначаючого розмір площадки зношування зерна), що входить у зале-

жність у квадраті. Складова сили різання P_{y1} впливає на τ_{\max} меншою мірою. Таким чином, отримана в загальному вигляді залежність для визначення параметра τ_{\max} . Слід провести її аналіз. Спочатку необхідно розглянути зміну τ_{\max} із часом різання зерном. Нехай $P_{y1} = \text{const}$. У початковий момент різання, коли зерно гостре й $x_0 \rightarrow 0$, значення параметра

$$K_{\text{ш1}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}} \cdot \left(1 - \frac{0,5 \cdot \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot \text{HV} \cdot x_0^2}{P_{y1}} \right)} \quad (5.54)$$

максимальне й величина τ_{\max} за залежністю (5.53) приймає відносно великі значення, які, як правило, перевищують граничне значення $\tau_{\text{зсув}}$. У цьому випадку будуть мати місце відколи зерна, а, отже, поступове закруглення зерна й збільшення параметра x_0 , зниження $K_{\text{ш1}}$. Причому зростання x_0 буде значніше зниження $K_{\text{ш1}}$ й тому слід очікувати зменшення τ_{\max} відповідно до залежності (5.53) до значення $\tau_{\max} \leq \tau_{\text{зсув}}$. При виконанні цієї умови відколи утворюватися не будуть, на зернах будуть з'являтися площадки зношування, які згодом приведуть до припинення процесу різання ($K_{\text{ш1}} \rightarrow f$, де f – коефіцієнт тертя зерна з оброблюваним матеріалом), якщо тільки зерна із площадками зношування завчасно не зруйнуються й не випадуть зі зв'язки круга. Таким чином показано, що ефективність процесу визначається параметром x_0 . Чим він вище, тобто чим більше величина лінійного зношування зерна у вигляді сколів до моменту утворення площадок зношування, тим вище ступінь використання зерна в різанні, відповідно, вище продуктивність обробки й менше витрата алмаза.

Тепер слід розглянути вплив механічних характеристик оброблюваного матеріалу на параметр x_0 у сталому процесі, тобто коли $\tau_{\max} = \tau_{\text{зсув}}$. Із залежності (5.54) випливає, що чим твердіше оброблюваний матеріал, тим менше значення параметра $K_{\text{ш1}}$, тобто тим важче зернам впроваджуватися в матеріал і здійснювати його різання. Отже, зі зменшенням $K_{\text{ш1}}$, впливаючи з залежності (5.53), при $P_{y1} = \text{const}$ і $\tau_{\text{зсув}} = \text{const}$ параметр x_0 буде зменшуватися й утворення мікротріщин

припиняться при менших значеннях x_0 . Після цього на зернах будуть утворюватися площадки зношування, параметр $K_{ш1}$ буде прагнути прийняти значення, рівне коефіцієнту тертя f , що приведе до припинення процесу різання. Буде мати місце процес тертя зерен з оброблюваним матеріалом. Власне цим пояснюється надзвичайно низька ефективність обробки алмазів та інших надтвердих матеріалів. Відповідно до залежності (5.53) при умовах $P_{y1} = \text{const}$ і $\tau_{зсуб} = \text{const}$ це приводить до невеликих значень параметра x_0 , при досягненні яких процес утворення сколів на зернах припиняється. Із цього випливає, що при обробці надтвердих матеріалів площадки зношування на зернах утворюються практично на початку різання при невеликому лінійному зношуванні зерна. При шліфуванні інших матеріалів, наприклад, твердих сплавів, сталей і т. д., де параметр $K_{ш1}$, відповідно до залежності (5.54), приймає відносно великі значення, параметр x_0 (за залежністю (5.53)) збільшується й утворення сколів на зернах припиняється після значного затуплення зерна. Отже, обробка даних матеріалів допускає більш значне порівняно з обробкою надтвердих матеріалів лінійне зношування зерна у вигляді сколів до моменту утворення площадок зношування. Це й визначає більш ефективну їхню обробку.

Очевидно, домогтися підвищення ефективності обробки алмазів та інших надтвердих матеріалів можна виключенням утворення площадок зношування зерна, тобто видаленням зерен із робочої поверхні круга при досягненні величиною зношування зерен значення x_0 , виходячи із залежності (5.53). Це реалізується режимом самозагострювання алмазного круга (на відносно маломіцній органічній зв'язці) або режимом безперервного електрофізикохімічного виправлення круга на металевій зв'язці.

Режими самозагострювання й виправлення круга припускають установлення такої величини P_{y1} , щоб випадіння зерен зі зв'язки відбувалося в момент досягнення величиною зношування зерна значення x_0 , розрахованого за залежністю (5.53). З огляду на те, що міцність утримання зерна в органічній зв'язці нижче, ніж у металевій зв'язці, при шліфуванні алмазним кругом на органічній зв'язці сила P_{y1} буде менше. Відповідно, менше буде й величина x_0 . Зерна будуть випадати з круга, практично не перетерпівши лінійного зношування. При шліфуванні кру-

гами на металевій зв'язці, де сила P_{y1} більше, ресурс роботи зерна, обумовлений утворенням сколів і підтримкою достатньої для різання гостроти, буде вище. Це й визначає доцільність застосування для обробки надтвердих матеріалів алмазних кругів на металевих зв'язках, що забезпечують зниження питомої витрати алмаза (за рахунок підвищення x_0) і збільшення продуктивності обробки.

Виходячи із проведеного аналізу, слід розглянути закономірності шліфування за жорсткою схемою. Очевидно, у міру зношування зерен круга параметр x_0 буде зростати, а параметр $K_{ш1}$ – зменшуватися. Сила P_{y1} , відповідно до залежності (5.53), буде зростати. Зростання P_{y1} буде відбуватися доти, поки зерно не зруйнується або не випаде зі зв'язки. Для круга на маломіцній органічній зв'язці це відбудеться швидше, тобто при менших значеннях x_0 і P_{y1} , ніж для круга на металевій зв'язці, де сила P_{y1} може приймати надзвичайно великі значення (достатні для руйнування оброблюваного кристала алмаза або іншого надтвердого матеріалу). Тут важливо вчасно видалити з робочої поверхні круга зерна, що затупилися, за рахунок безперервного електрофізикохімічного виправлення круга, не допускаючи надмірного зростання сили P_{y1} і сумарних сил різання P_z і P_y .

При шліфуванні за пружною схемою сила P_{y1} буде приймати цілком конкретне (обмежене) значення, незалежно від інтенсивності електрофізикохімічного впливу на робочу поверхню алмазного круга. При недостатній інтенсивності такого впливу параметр $K_{ш1}$ буде прагнути до значення f (виходячи із залежності (5.53)) і процес різання припиниться доти, поки не відбудеться видалення з робочої поверхні круга найбільш затуплених зерен. Цей процес буде періодично в часі повторюватися.

Даний теоретичний висновок погодиться з експериментальними результатами [20], якими встановлена періодичність процесу шліфування надтвердих матеріалів на металевих зв'язках. Необхідно відзначити, що періодичність процесу може спостерігатися й при шліфуванні за жорсткою схемою алмазними кругами на органічних зв'язках при невеликих поперечних подачах. У цих умовах сила P_{y1} менше й для досягнення заданого значення P_{y1} , який забезпечує виконання умови (5.53), необхідне

створення в технологічній схемі певного натягу. У період утворення такого натягу різання припиниться, буде мати місце лише тертя зерен з оброблюваним матеріалом. Після створення необхідного натягу й видалення найбільш затуплених зерен із робочої поверхні круга процес різання відновить.

Одним із важливих технічних рішень з інтенсифікації обробки надтвердих матеріалів [20] є застосування алмазних кругів малої концентрації (25 %). Це дозволяє при заданому значенні P_y (з умови міцності оброблюваного надтвердого матеріалу) збільшити силу P_{y1} і відповідно до залежності (5.53) величину x_0 , а, отже, зменшити питому витрату алмаза й підвищити продуктивність обробки при забезпеченні необхідної якості обробки.

5.2. Теоретичний аналіз зношування алмазного круга

Сучасна теорія шліфування відносить питання зношування круга до числа найбільш складних і в той же час найменш вивчених питань, що пояснюється розмаїтістю виникаючих при шліфуванні факторів механічного, теплового, фізико-хімічного походження й т. д., які, впливаючи на робочу поверхню круга, залежно від умов обробки викликають превалювання того або іншого виду зношування. Цим обумовлені ті складності, з якими зіштовхуються дослідники при вивченні механізму зношування круга й, особливо, при спробі його аналітичного опису з метою встановлення шляхів зниження дорогого алмазно-абразивного інструмента й створення інженерно прийнятних методик розрахунку зношування круга [20; 26; 32; 46; 53; 119]. Тому нище проведений теоретичний аналіз закономірностей зношування алмазного круга з позицій змінності величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування при заданому (граничному) значенні навантаження, що діє на окреме зерно, обумовленого міцністю робочої поверхні алмазного круга.

У першому розділі роботи, у якому сформульовані теоретичні передумови, відзначалося, що в умовах високопродуктивного шліфування алмазними кругами, коли в механізмі зношування круга переважає механічний фактор і зношування зерен відбувається в основному за раху-

нок їхнього об'ємного руйнування й наступного випадіння зі зв'язки або передчасного випадіння зі зв'язки без руйнування, аналіз зносостійкості круга слід виконувати з позицій утворення на ньому сталого ріжучого рельєфу. У цьому випадку основними факторами, які визначають закономірності зміни зношування алмазного круга, повинні стати величина навантаження, яка діє на зерно, і величина лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Відсутність утворення на зернах значних площадок зношування в умовах високопродуктивного шліфування визначає вплив теплового, дифузійного, адгезійного та інших фізико-хімічних факторів у меншій мірі, ніж механічного фактора. Це відзначається в численних роботах співробітників ІСМ НАН України ім. Бакуля В. М. [6; 26; 35; 53; 87; 92], присвячених питанням вивчення механізму зношування алмазного круга й обґрунтуванню можливостей його зниження.

Із усього різноманіття факторів, які визначають зношування алмазного круга, слід розглянути ті фактори, які обумовлені механікою взаємодії ріжучих зерен з оброблюваним матеріалом. Дифузійний, адгезійний та інші види зношування зерен, обумовлені тепловими явищами в зоні різання, які достатньо докладно вивчені в роботах професорів Лоладзе Т. М., Бокучави Г. В. [45; 46] та інших дослідників, у запропонованій математичній моделі не розглядаються в силу зазначених вище причин.

У роботі [56] питома витрата алмаза аналітично описана еквівалентною функцією:

$$\lambda = \frac{H_{\max}}{Q}. \quad (5.55)$$

Таке вираження припускає залежність лінійного зношування круга від максимальної товщини зрізу H_{\max} , яка визначає статичну навантаженість зерен і механізм зношування круга у вигляді сколювання й виривання зерен зі зв'язки. Після підстановки перетвореної залежності (2.41) з урахуванням $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ в (5.55) отримана залежність:

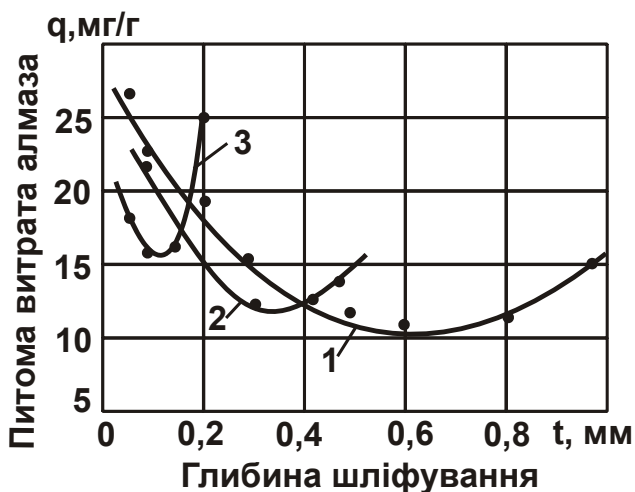
$$\lambda = 3 \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \frac{1}{B \cdot V_{\text{дет}}^{2/3} \cdot t^{5/6}}, \quad (5.56)$$

з якої випливає необмежене зниження λ зі збільшенням t . Такий характер зміни λ можливий до певного значення t_0 , обумовленого досягненням граничної (з умов міцності зерна й зв'язки) товщини зрізу. Подальше збільшення t приведе до перевищення граничного значення H_{\max} , втрати стійкості зерен у зв'язці й катастрофічного зношування круга. Значення t_0 й відповідне йому значення λ_{\min} визначаються залежностями:

$$t_0 = \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho}} \right); \quad (5.57)$$

$$\lambda_{\min} = \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{S_0 \cdot H_{\max}^5}. \quad (5.58)$$

Виконані експериментальні дослідження (умови обробки: круг – 1А1 300х25 АС6 250/200 М1-01 4; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК15; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $S_{\text{позд}} = 22,5$ мм/об.) підтвердили правочинність теоретичних результатів (рис. 5.17). Зі збільшенням глибини шліфування t спостерігається екстремальний характер зміни питомої витрати алмаза q для всіх значень $V_{\text{дет}}$. Зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ мінімум q збільшується й зміщується в область менших значень t . Аналіз залежності (5.58) показує аналогічну тенденцію зміни функції λ , тобто при збереженні параметра H_{\max} постійним домогтися відчутного зниження λ_{\min} можна застосуванням схеми глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$, обумовленою величиною припуску, характеристиками алмазного круга й оброблюваного матеріалу. На-



Умовні позначення: 1 – $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв.;
2 – $V_{\text{дет}} = 3$ м/хв.; 3 – $V_{\text{дет}} = 6$ м/хв.

Рис. 5.17. Залежність питомої витрати алмаза q від глибини шліфування t

збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ мінімум q збільшується й зміщується в область менших значень t . Аналіз залежності (5.58) показує аналогічну тенденцію зміни функції λ , тобто при збереженні параметра H_{\max} постійним домогтися відчутного зниження λ_{\min} можна застосуванням схеми глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$, обумовленою величиною припуску, характеристиками алмазного круга й оброблюваного матеріалу. На-

приклад, при зніманні невеликих припусків, виходячи з залежності (5.58), доцільно працювати з підвищеними значеннями $V_{дет}$. Зі збільшенням t_0 значення $V_{дет}$ необхідно зменшити. При такому поданні питомої витрати алмаза достатньо мати в своєму розпорядженні “банк” вихідних даних граничних товщин зрізу для різних оброблюваних матеріалів і характеристик круга. Знаючи ці величини, за аналітично визначаються оптимальні умови шліфування.

Пропонований метод розрахунку є спрощеним і його можна розглядати як перше наближення, тому що вище встановлено, що в стабілізованому процесі шліфування граничні значення H_{max} змінні не тільки для різних характеристик круга й оброблюваних матеріалів, але й для умов обробки. Відповідно до залежності (4.15), змінність H_{max} обумовлена безрозмірним коефіцієнтом η , обумовленим величиною лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Так, більш вірогідно питома витрата алмаза може бути описана з урахуванням закономірностей зношування зерен і стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга в процесі шліфування.

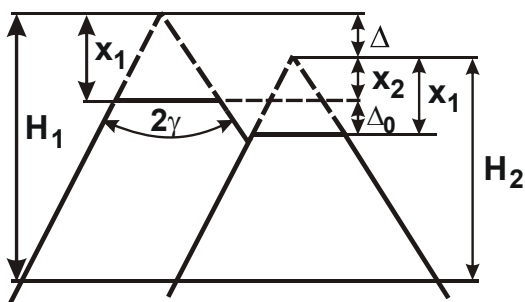


Рис. 5.18. Розрахункова схема зношування зерен круга

Слід розглянути розрахункову схему, наведену на рис. 5.18. Нехай величина лінійного зношування найбільш виступаючого зерна в момент його об'ємного руйнування дорівнює x_1 , а другого – нижче розташованого, у той же момент – дорівнює x_2 , де $x_2 < x_1$. Для того щоб відбулося об'ємне руйнування другого зерна, воно

повинне перетерпіти додаткове лінійне зношування на величину:

$$\Delta_0 = x_1 - x_2. \quad (5.59)$$

Очевидно, чим більше Δ_0 , тим більше ресурс роботи зерна й менше інтенсивність зношування круга. Параметри x_1 й x_2 можуть бути виражені $x_1 = \eta \cdot H_1$ і $x_2 = \eta \cdot H_2$. Приймаючи $H_2 = H_1 - \Delta$, де Δ – відстань між вершинами двох зерен, з урахуванням залежності (5.59), отримано:

$$\Delta_0 = \eta \cdot \Delta. \quad (5.60)$$

Залежність (5.60) показує пропорційну залежність безрозмірного коефіцієнта η й параметра Δ_0 , який визначає період часу між об'ємним руйнуванням двох найбільш виступаючих зерен.

Отримана залежність погодиться із практикою шліфування. Так, відомо, що шліфування кругом із розвиненим ріжучим рельєфом супроводжується підвищенням його зношуванням. Аналогічна залежність випливає з (5.60), тому що зі зменшенням безрозмірного коефіцієнта η , що відповідає утворенню більш розвиненого рельєфу на крузі, параметр Δ_0 зменшується й підвищує зношування круга. За умови $\eta = 0$ лінійне зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування фактично відсутнє, і круг буде працювати в режимі катастрофічного зношування.

Отримана залежність (5.60) з урахуванням залежності (5.40) показує, що підвищеному зношуванню круга, обумовленому безрозмірним коефіцієнтом $\eta \rightarrow 0$, завжди відповідає менше значення тангенціальної складової сили різання P_{y1} , яка діє на максимально виступаюче зерно. Отже, не величина одиничного навантаження, а форма зерна, обумовлена його лінійним зношуванням у процесі шліфування, визначає зносостійкість круга в цілому. Чим більше розвинений рельєф круга (з точки зору гостроти ріжучих зерен), тим вище його зношування, незважаючи на те, що навантаження, яке діє на зерно, менше. Наведена залежність дозволяє провести аналіз зносостійкості круга при шліфуванні в стабілізованому режимі, тобто коли навантаження P_{y1} періодично досягає граничного значення. Для цього параметр Δ слід виразити:

$$\Delta = \frac{b}{n_0}, \quad (5.61)$$

де $n_0 = 2 \cdot \pi \cdot R_{кр} \cdot B \cdot k$ – загальне число зерен, розташованих на робочій поверхні круга;

$B, R_{кр}$ – відповідно висота й радіус круга, м.

З урахуванням залежностей (2.26), (2.27) і (5.40) параметри Δ й Δ_0 визначаються:

$$\Delta = \frac{100 \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot m \cdot B \cdot V_{кр}}; \quad (5.62)$$

$$\Delta_0 = \frac{100 \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot m \cdot B \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}} \right)^{1,5}}. \quad (5.63)$$

Як впливає із залежності (5.63), параметри \bar{X} , m і $V_{кр}$ неоднозначно впливають на параметр Δ_0 , тобто має місце екстремум Δ_0 від цих параметрів. Зі збільшенням $V_{дет}$, t і HV параметр Δ_0 однозначно зменшується, а зі збільшенням P_{y1} – навпаки, збільшується, що вказує на підвищення зносостійкості алмазного круга. Таким чином показано, що основним фактором, який визначає зносостійкість круга, є величина лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування. Для більш глибокого вивчення закономірностей зношування круга слід провести аналіз питомої витрати алмаза, для чого необхідно встановити його аналітичне вираження.

5.3. Аналітичний опис питомої витрати алмаза

Слід припустити, що за час τ у стабілізованому процесі шліфування відбулося об'ємне руйнування двох найбільш виступаючих над зв'язкою зерен, що відповідає лінійному зношуванню круга на величину Δ . Втрата алмаза за вагою складе:

$$P_a = \rho_a \cdot B \cdot 2\pi \cdot R_{кр} \cdot \Delta \cdot \alpha, \quad (5.64)$$

де ρ_a – щільність алмаза, кг/м³;

α – коефіцієнт, що враховує щільність зв'язки залежно від концентрації алмазного порошку в крузі [36].

За цей же час відбулося зняття оброблюваного матеріалу вагою:

$$P_M = \rho_M \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \tau, \quad (5.65)$$

де ρ_M – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

$$\tau = \tau_0 \cdot i_0;$$

$$\tau_0 = 2\pi \cdot R_{\text{кр}} / V_{\text{кр}} - \text{час одного оберту круга, с;}$$

$i_0 = \Delta_0 / \Delta_i$ – число обертів круга за час між руйнуванням двох найбільш виступаючих зерен, що відповідає їх зношуванню на величину Δ ;

Δ_i – лінійне зношування зерна за одне торкання з оброблюваним матеріалом (спочатку необхідно прийняти його постійним).

Питома витрата алмаза одержана зі співвідношення P_a і P_m :

$$q = \frac{10^3 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot V_{\text{кр}}}{\rho_m \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \eta}, \text{ мг/г.} \quad (5.66)$$

Аналогічно залежності (5.60), характер зміни залежності (5.66) визначається безрозмірним коефіцієнтом η , що підтверджує необхідність виконання аналізу зносостійкості круга з позицій зношування окремих зерен до моменту їхнього об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. З наведеної залежності впливає принципове для роботи алмазно-абразивного інструмента рішення: при $\eta \rightarrow 0$ питома витрата алмаза прагне до нескінченності, і умови знімання матеріалу порушуються. Катастрофічне зношування круга має місце для різних сполучень параметрів процесу шліфування, обумовлених умовою $\eta = 0$.

Таким чином, теоретично доведено, що основним параметром, який визначає характер зміни питомої витрати алмаза від параметрів режиму шліфування (продуктивності обробки), є безрозмірний коефіцієнт η (і відповідно величина x). Цим повною мірою підтверджується теоретична передумова про те, що не навантаження, що діє на зерно, а величина x у сталому процесі шліфування визначає значне підвищення питомої витрати алмаза зі збільшенням продуктивності обробки. Отже, основним параметром оптимізації й керування зношуванням круга слід розглядати величину x і, відповідно, безрозмірний коефіцієнт η .

Другою важливою особливістю залежності (5.66) є її екстремальність. Неважко побачити, що при однофакторній зміні параметрів режиму шліфування $V_{\text{дет}}$, t і $V_{\text{кр}}$ питома витрата алмаза q приймає мінімальне

значення. Мінімум q обумовлений протилежною зміною зазначених параметрів і безрозмірного коефіцієнта η . Цим пояснюється екстремальний характер залежності питомої витрати алмаза q від глибини шліфування t , установлений експериментально й показаний на рис. 5.17, що свідчить про визначальну роль безрозмірного коефіцієнта η у формуванні питомої витрати алмаза q .

На рис. 5.19 показаний характер зміни питомої витрати алмаза q у тривимірній системі координат. На площині $(V_{\text{дет}}, t)$ наведені графіки

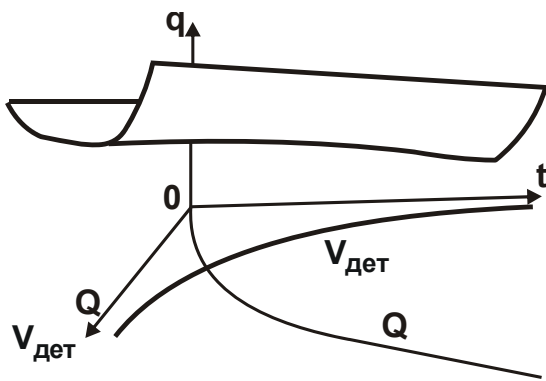


Рис. 5.19. Залежність питомої витрати алмаза q від глибини шліфування t й швидкості деталі $V_{\text{дет}}$

зміни параметрів $V_{\text{дет}}$ і Q залежно від глибини шліфування t для точок q_{min} . Виходячи з графічного просторового подання питомої витрати алмаза, екстремальність функції q у фіксованих площинах $V_{\text{дет}} = \text{const}$ і $t = \text{const}$ має місце у всьому діапазоні зміни параметрів режиму шліфування. Зі збільшенням $V_{\text{дет}}$ значення q_{min} зростає, асимптотично наближаючись до площини $t = 0$. Проведений аналіз справедливий для випадку $\Delta_i = \text{const}$.

У дійсності параметр Δ_i змінний, залежний від багатьох факторів: величини лінійного зношування зерна x , тангенціальної складової сили різання P_{z1} , що діє на зерно, й зносостійкості зерна. Тому для більш повного аналізу функції q змінність параметра Δ_i необхідно враховувати.

Слід представити Δ_i у вигляді:

$$\Delta_i = \frac{P_{z1}}{c \cdot S_{\text{зн}}}, \quad (5.67)$$

де c – коефіцієнт, що характеризує зносостійкість зерна, Н/м^3 (установлюється розрахунково-експериментальним шляхом);

$S_{\text{зн}} = \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot x^2$ – площа верхньої зношеної частини зерна (“площадки зношування”), м^2 .

Підставляючи залежність (5.67) в (5.66), було отримано:

$$q = \frac{10^3 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot P_{z1} \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \eta \cdot x^2}. \quad (5.68)$$

Аналіз наведеної залежності (5.68) показує, що, незалежно від величини x , між параметрами q та $V_{дет}$ і t зберігається екстремальна залежність (див. рис. 5.19). Це обумовлено тим, що величина x , за аналогією безрозмірному коефіцієнту η , зі збільшенням $V_{дет}$ і t зменшується до нуля, викликаючи необмежене зростання q . Більш інтенсивне зниження добутку параметрів $\eta \cdot x^2$ у залежності (5.68) порівняно з таким же зниженням у залежності (5.66) при збільшенні $V_{дет}$ і t приводить до зміщення екстремального (мінімального) значення питомої витрати алмаза q_{min} в область менших значень швидкості $V_{дет}$ й глибини шліфування t .

Необхідно перетворити залежність (5.68) з урахуванням залежності (5.23), представленої у вигляді:

$$P_{z1} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{ст}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}} \cdot (1 - \eta) \cdot P_{y1}, \quad (5.69)$$

а також умов $x = \eta \cdot H$, $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ і залежності для визначення твердості матеріалу HV конусом із кутом при вершині 2γ й силою P_{y1} :

$$HV = \frac{P_{y1}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2}. \quad (5.70)$$

У підсумку отримана така залежність для визначення питомої витрати алмаза:

$$q = \frac{M}{Q} \cdot \frac{\sqrt{1 - \eta}}{\eta^3}, \quad (5.71)$$

де $M = \frac{2 \cdot 10^3 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot V_{кр} \cdot B}{\rho_m \cdot c} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{ст} \cdot HV}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma}}$ – постійна величина.

Як видно, залежність (5.71) містить механічні характеристики оброблюваного матеріалу ρ_M , σ_{CT} , HV і алмазних зерен ρ_a , параметри режиму шліфування й безрозмірний коефіцієнт η . Із всіх вхідних у залежність (5.71) параметрів найбільше впливає на q коефіцієнт η . З його зміною q змінюється в широких межах. Про це свідчать розрахункові значення функції $\sqrt{1-\eta}/\eta^3$, що входить у залежність (5.71), і наведені в табл. 5.11.

Таблиця 5.11

Розрахункові значення функції $\sqrt{1-\eta}/\eta^3$

η	0,1	0,3	0,5	0,7	0,8	0,9	1,0
$\sqrt{1-\eta}/\eta^3$	949	31	5,6	1,6	0,87	0,43	0

Як впливає з табл. 5.11, функція $\sqrt{1-\eta}/\eta^3$ зі збільшенням η безупинно зменшується, аж до нуля. При цьому продуктивність обробки Q зі збільшенням η також безупинно зменшується. Отже, питома витрата алмаза q , яка визначається залежністю (5.71), буде змінюватися за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Для визначення q продуктивність обробки Q слід виразити залежністю (5.39), розглядаючи в ній глибину шліфування t змінною величиною, а швидкість деталі – постійною величиною ($V_{дет} = const$):

$$q = \frac{M \cdot \rho \cdot V_{дет}}{B} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}} \right)^3 \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot X^3}{m \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \frac{(1+\eta)}{\eta^3 \cdot (1-\eta)^{1,5}} \quad (5.72)$$

Як видно, залежність q від безрозмірного коефіцієнта η за умови $V_{дет} = const$ носить екстремальний характер. Спочатку зі збільшенням η за рахунок множника $1/\eta^3$ питома витрата алмаза зменшується, а після перевищення певного значення η – збільшується (за рахунок множника

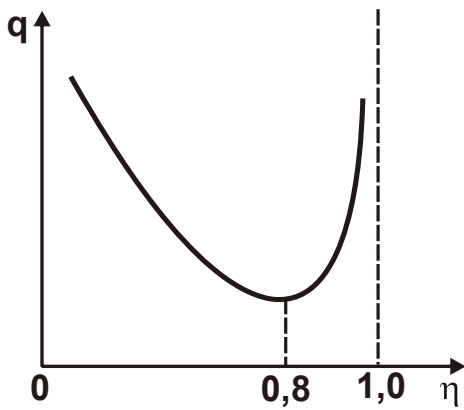


Рис. 5.20. Залежність q від η

$1/(1-\eta)^{0,5}$). Для визначення екстремального значення $\eta_{\text{екстр}}$ необхідно взяти похідну від функції q по η й отримане вираження прирівняти до нуля. У результаті отримано: $\eta_{\text{екстр}} = 0,8$.

Графік зміни функції q від безрозмірного коефіцієнта η показаний на рис. 5.20. Мінімум питомої витрати алмаза досягається при $\eta = 0,8$:

$$q_{\min} = \frac{39 \cdot M_0 \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot \text{HV}}{2 \cdot P_{y_1}} \right)^3 \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m} \right)^2, \quad (5.73)$$

де $M_0 = M/V_{\text{кр}} \cdot B$.

Виходячи із залежності (5.73), зменшити q_{\min} можна зменшенням параметрів $V_{\text{дет}}$, \bar{X} і збільшенням m , P_y і $V_{\text{кр}}$. Продуктивність обробки Q , що відповідає мінімуму питомої витрати алмаза q , визначається:

$$Q = \frac{6,3 \cdot 10^{-4} \cdot B \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot \text{tg}^3 \gamma \cdot \bar{X}^3} \cdot \left(\frac{t}{\rho} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{P_{y_1}}{\pi \cdot \text{HV}} \right)^{1,5}. \quad (5.74)$$

Порівнюючи залежності (5.39) і (5.74), видно, що продуктивність обробки при $\eta = 0$ в 6,76 раза більше продуктивності обробки при $\eta_{\text{екстр}} = 0,8$. При цьому значення питомої витрати алмаза q відрізняються в нескінченну кількість разів (див. рис. 5.20).

Збільшення питомої витрати алмаза q зі збільшенням параметрів режиму шліфування t й $V_{\text{дет}}$ при $P_{y_1} = \text{const}$ (тобто при сталому процесі шліфування) пов'язане зі зменшенням величини лінійного зношування зерен x до моменту їх об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування (залежно від типу зв'язки й механізму зношування круга). Це підтверджується експериментальними даними, згідно з якими зі збіль-

шенням глибини шліфування t зменшується кількість зерен, які випали зі зв'язки, із площадками зношування й відколами.

5.4. Розрахунково-експериментальне визначення безрозмірного коефіцієнта η

Слід визначити безрозмірний коефіцієнт η при внутрішньому шліфуванні твердого сплаву BK15 алмазними кругами на органічній B2-01 і металевій M2-01 зв'язках, виходячи зі спрощеної залежності (5.71):

$$\eta = \sqrt[3]{\frac{M}{q \cdot Q}} \quad (5.75)$$

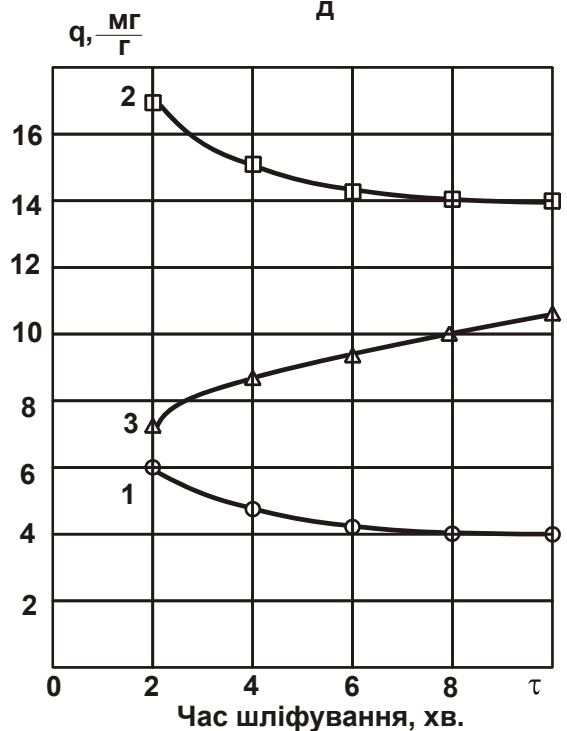
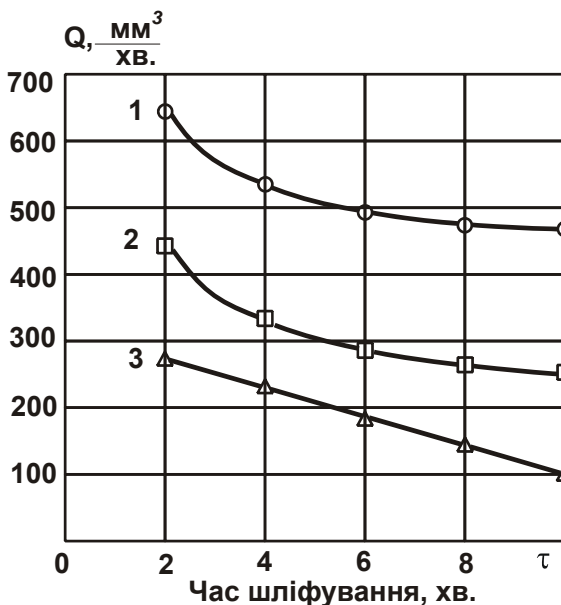
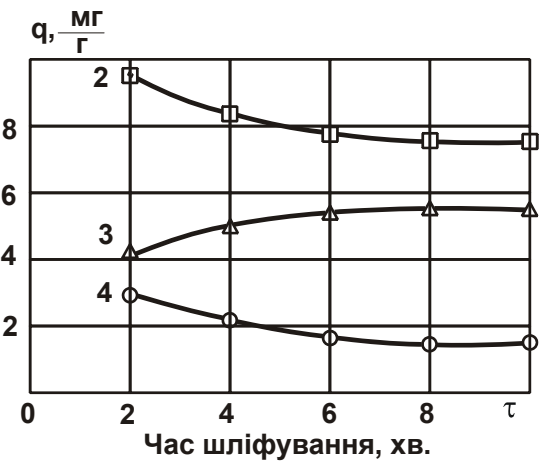
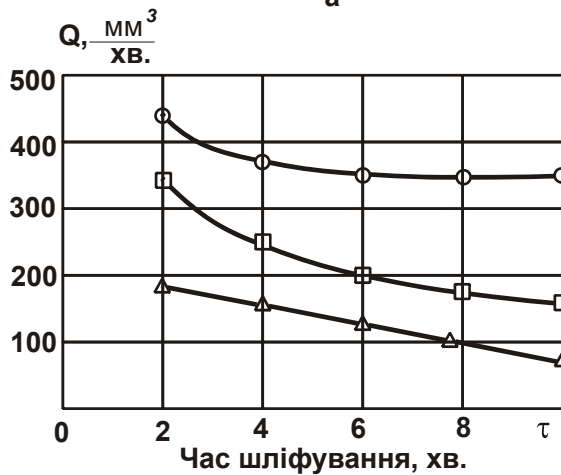
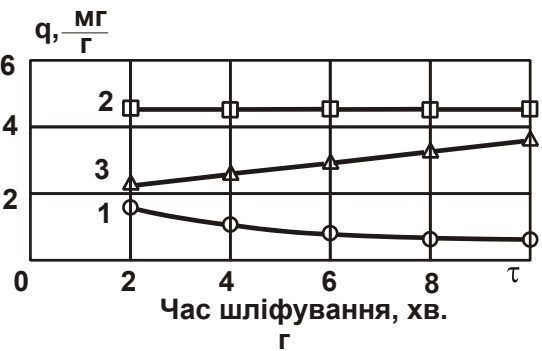
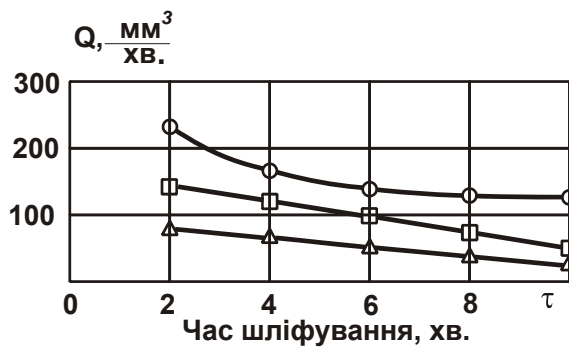
і експериментальних значень питомої витрати алмаза q та продуктивності обробки Q (умови обробки: $V_{кр} = 23$ м/с; $V_{дет} = 60$ м/хв.; $S_{позд} = 3$ м/хв., рис. 5.21 [103]). Параметр M для даних умов шліфування дорівнює 400 мг/г·мм³/хв.

Із часом обробки τ коефіцієнт η збільшується (табл. 5.12), що свідчить про затуплення ріжучих зерен. Для алмазного круга на органічній зв'язці B2-01 коефіцієнт η менше, тобто гострота зерен вище. Цим можна пояснити більш високу продуктивність обробки (рис. 5.21а, б, в). Зменшення безрозмірного коефіцієнта η , виходячи із залежності (4.32), повинно привести до зменшення параметра шорсткості поверхні R_a . Однак, як впливає з експериментально отриманих даних (рис. 5.22), параметр R_a при шліфуванні алмазним кругом на органічній зв'язці B2-01 менше, ніж при шліфуванні алмазним кругом на металевій зв'язці M2-01.

Таблиця 5.12

Розрахункові значення η

Зв'язка круга	$q \cdot Q$, мг/г · мм ³ /хв.		η	
	$\tau = 2$ хв.	$\tau = 10$ хв.	$\tau = 2$ хв.	$\tau = 10$ хв.
B2-01	7 912	3 780	0,37	0,47
M2-01	2 175	1 177	0,57	0,7



Умовні позначення: 1 – алмазний круг АС6 160/125 К1 – 100 %; 2 – АС6 160/125 Б1 – 100 %; 3 – АС6 160/125 М2-01 – 100 %.

Рис. 5.21. Залежності продуктивності обробки Q і питомої витрати алмаза q : а, г – $S_{\text{поп}} = 0,1 \text{ мм/хв.}$; б, д – $S_{\text{поп}} = 0,2 \text{ мм/хв.}$;

в, е – $S_{\text{поп}} = 0,3 \text{ мм/хв.}$



Умовні позначення: 1 – круг АС6 160/125 Б1 – 100 %; 2 – круг АС6 160/125 К1 – 100 %; 3 – АС6 160/125 М2-01 – 100 %.

Рис. 5.22. Залежність R_a від τ

Зі збільшенням сили струму I безрозмірний коефіцієнт η зменшується, що веде до збільшення продуктивності обробки. При $I = 30$ А і $\tau = 2$ хв. продуктивність обробки при шліфуванні алмазним кругом на металевій зв'язці приблизно дорівнює продуктивності обробки при шліфуванні алмазним кругом на органічній зв'язці (див. рис. 5.21, рис. 5.23).

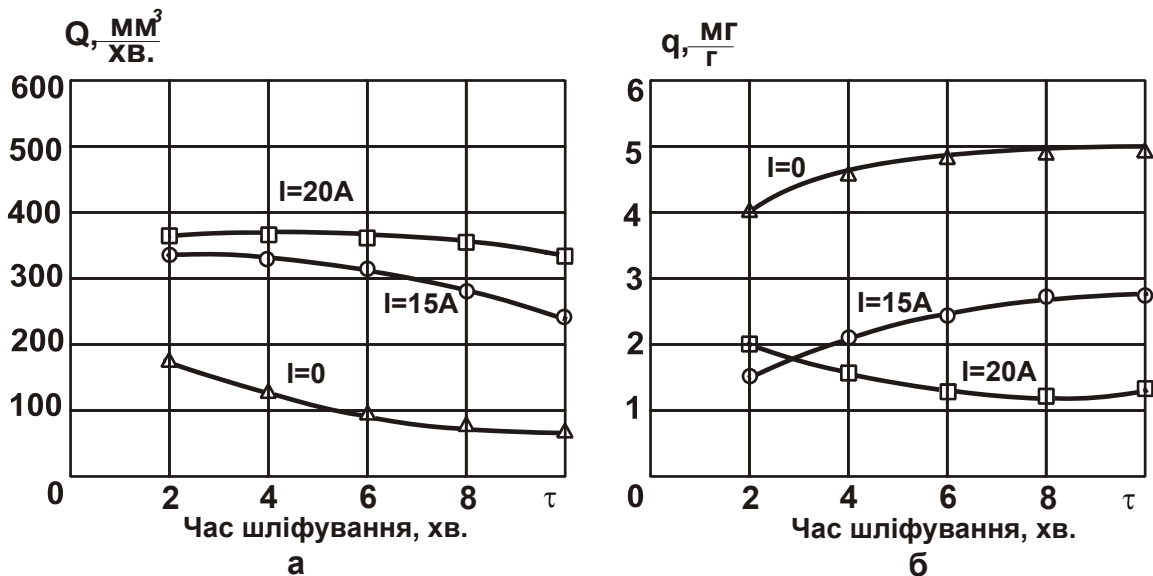


Рис. 5.23. Залежність продуктивності обробки Q (а) і питомої витрати алмаза q (б) від часу шліфування

Умови обробки: $V_{кр} = 23$ м/с; $V_{дет} = 60$ м/хв.; $S_{позд} = 3$ м/хв.; $S_{поп} = 0,3$ мм/хв.

При цьому значення коефіцієнтів η різні (див. табл. 5.12 і 5.13). При шліфуванні алмазним кругом на органічній зв'язці безрозмірний коефіцієнт η менше, тобто вище гострота зерен.

Розрахункові значення η

Сила струму I, А	$q \cdot Q$, мг/г · мм ³ /хв.		η	
	$\tau = 2$ хв.	$\tau = 10$ хв.	$\tau = 2$ хв.	$\tau = 10$ хв.
0	2 175	1 177	0,57	0,7
30	2 700	1 590	0,52	0,63

Виходячи з аналітичної залежності (5.39), продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри η і P_{y_1} . Значення $(1 - \eta^2)$ для двох розглянутих кругів відрізняються мало, а значення $P_{y_1}^{1,5}$ – більш істотно. Отже, продуктивність обробки Q для круга на органічній зв'язці повинна бути менше. Збільшення Q до значення, яке відповідає продуктивності шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці, можливо за рахунок збільшення кількості одночасно працюючих зерен, тобто збільшення параметра m у залежності (4.32).

Із цього випливає, що при шліфуванні алмазними кругами на мало-міцних органічних зв'язках змінними параметрами процесу слід розглядати як безрозмірний коефіцієнт η , так і кількість одночасно працюючих зерен у зв'язках з їх “утопанням” у зв'язку круга. При шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках величина “утопання” зерен у зв'язку несуттєва й змінним параметром є лише безрозмірний коефіцієнт η .

Висновки до розділу 5

1. Аналітично описані основні фізичні та технологічні параметри шліфування й показаний переважний вплив на них величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Проведено теоретичний аналіз закономірностей зношування зерен круга з урахуванням механічних напруг і показано, що величини відколів зерен, що утворюються, залежать, головним чином, від відношення тангенціальної та радіальної складових сили різан-

ня, яка діє на ріжуче зерно. Експериментально підтверджена вірогідність отриманих теоретичних рішень.

2. Визначена максимально можлива продуктивність обробки з урахуванням міцності робочої поверхні алмазного круга. Показано, що основною умовою збільшення продуктивності обробки є збільшення міцності робочої поверхні круга, включаючи міцність алмазних зерен і зв'язки, а також зменшення величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Іншими словами, необхідно на робочій поверхні алмазного круга підтримувати гострий ріжучий рельєф шляхом своєчасного видалення зі зв'язки круга зерен, які затупилися.

3. Теоретично встановлено й експериментально підтверджено, що в загальному вигляді питома витрата алмаза від глибини шліфування й ряду інших параметрів обробки змінюється за екстремальною залежністю. Доведено, що екстремум (мінімум) питомої витрати алмаза обумовлений існуванням оптимальної величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадання зі зв'язки алмазного круга без руйнування.

4. Показано, що зі збільшенням швидкості деталі в сталому процесі шліфування мінімум питомої витрати алмаза збільшується й зміщується в область менших глибин шліфування. Це свідчить про можливість зниження зношування алмазного круга в умовах круглого глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі й частковою поздовжньою подачею, близькою до одиниці, що погодиться з експериментальними даними.

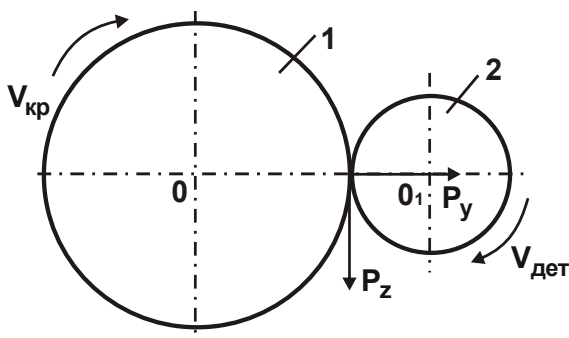
5. Розроблено методику розрахунково-експериментального визначення параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга при шліфуванні на основі експериментальних значень продуктивності обробки й питомої витрати алмаза. Це дозволило встановити безрозмірний коефіцієнт η , який змінюється в межах $0 \dots 1$ і визначає ступінь затуплення алмазних зерен круга. Доведено, що при шліфуванні твердих сплавів алмазним кругом на металевій зв'язці він більше, ніж при шліфуванні алмазним кругом на органічній зв'язці. Це пов'язане зі збільшенням величини лінійного зношування зерен до моменту їхнього об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування.

Розділ 6. Обґрунтування умов підвищення точності обробки при шліфуванні

6.1. Розробка математичної моделі визначення параметрів точності обробки при круглому урізному шліфуванні

6.1.1. Математична модель процесу шліфування з урахуванням пружних переміщень

Різноманіття кінематичних циклів і схем шліфування, які використовуються при створенні шліфувальних верстатів, спрямовано, головним чином, на керування пружними переміщеннями в технологічній системі з метою забезпечення необхідної точності й максимально можливої продуктивності обробки. Для обґрунтування технологічних можливостей кінематичних циклів і схем шліфування,



Умовні позначення: 1 – круг;
2 – деталь.

Рис. 6.1. Розрахункова схема процесу шліфування

слід отримати розрахункові залежності для визначення фактичної продуктивності обробки, яка відрізняється від номінальної продуктивності (обумовленої режимами шліфування) у зв'язку з утворенням пружного переміщення δ у технологічній системі. У процесі шліфування (рис. 6.1) радіальна складова сили різання P_y урівноважується силою $c \cdot \delta$:

$$P_y = c \cdot \delta, \quad (6.1)$$

де c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м.

Радіальну складову сили різання P_y можна представити у вигляді:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сум}}{K_{ш}} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_{\phi 1}}{V_{кр}}, \quad (6.2)$$

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

$Q_{\text{ф1}} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф1}}$ – фактична продуктивність обробки, $\text{м}^3/\text{с}$;

B – ширина шліфування, м ;

$t_{\text{ф1}}$ – фактична глибина шліфування, м .

Пружне переміщення δ при першому проході круга визначається:

$$\delta = t - t_{\text{ф1}}, \quad (6.3)$$

де t – номінальна глибина шліфування, м .

Підставляючи залежності (6.2) і (6.3) у залежність (6.1) і виражаючи її відносно параметра $t_{\text{ф1}}$, було отримано

$$t_{\text{ф1}} = \frac{t}{(1 + A_1)}, \quad (6.4)$$

де $A_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c}$.

Відповідно, пружне переміщення δ_1 визначається:

$$\delta_1 = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)} = \frac{t}{\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)}. \quad (6.5)$$

З урахуванням залежностей (4.96) і (5.23) для визначення параметрів σ і $K_{\text{ш}}$ відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$, що входить у залежність (6.5), виразиться:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}} = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}{2 \cdot (1 - \eta)}. \quad (6.6)$$

Для визначення параметрів $t_{\text{ф1}}$ і δ_1 слід підставити залежність (6.6) у залежності (6.4) і (6.5):

$$t_{\phi 1} = \frac{t}{\left(1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}\right)}; \quad (6.7)$$

$$\delta_1 = \frac{t}{\left(1 + \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (6.8)$$

Як видно, параметри δ_1 і $t_{\phi 1}$ менше номінальної глибини шліфування t . Чим більше твердість оброблюваного матеріалу HV , параметри B , $V_{\text{дет}}$ і менше η , $V_{\text{кр}}$, c , тим менше $t_{\phi 1}$ й більше δ_1 . Отже, збільшити фактичну продуктивність обробки $Q_{\phi 1}$ й підвищити точність обробки (зменшити величину пружного переміщення δ_1) при заданій номінальній глибині шліфування t можна зменшенням параметрів η , B , $V_{\text{дет}}$, γ і збільшенням $V_{\text{кр}}$, c . Найбільше впливає безрозмірний коефіцієнт η . При $V_{\text{дет}} \rightarrow 0$ справедливі умови: $t_{\phi 1} \rightarrow t$; $\delta_1 \rightarrow 0$. При $V_{\text{дет}} \rightarrow 1$, навпаки, справедливі умови $t_{\phi 1} \rightarrow 0$; $\delta_1 \rightarrow t$. Для забезпечення заданої точності обробки (обумовленої величиною пружного переміщення δ_1) після першого проходу круга необхідно виконати процес виходжування. У цьому випадку номінальна глибина шліфування дорівнює величині δ_1 , тоді залежності (6.7) і (6.8) приймуть вигляд:

$$t_{\phi 2} = \frac{\delta_1}{\left(1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}\right)}; \quad (6.9)$$

$$\delta_2 = \frac{t}{\left(1 + \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (6.10)$$

Підставляючи в (6.9) і (6.10) замість параметра δ_1 залежність (6.8), було отримано

$$t_{\phi 2} = \frac{t}{\left(1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}\right)^2}; \quad (6.11)$$

$$\delta_2 = \frac{t}{\left(1 + \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)^2}. \quad (6.12)$$

Залежності (6.9) і (6.10) відрізняються від аналогічних залежностей (6.7) і (6.8) тим, що в них знаменник входить у другому ступені, тобто $t_{\phi 2} < t_{\phi 1}$; $\delta_2 < \delta_1$.

Очевидно, зі збільшенням числа проходів круга при виходжуванні і показник ступеня знаменника буде збільшуватися, а значення $t_{\phi 2}$ й δ_2 – зменшуватися.

Для $i + 1$ проходів круга справедливі залежності:

$$t_{\phi i} = \frac{t}{\left[1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}\right]^{i+1}}; \quad (6.13)$$

$$\delta_i = \frac{t}{\left[1 + \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right]^{i+1}}. \quad (6.14)$$

Залежності (6.13) і (6.14) отримані за умови, що безрозмірний коефіцієнт η не залежить від фактичної глибини шліфування t_{ϕ} . У дійсності зв'язок між безрозмірним коефіцієнтом η і фактичною глибиною шліфування t_{ϕ} існує й у наступних розрахунках буде врахований.

Як видно, зі збільшенням числа проходів і відбувається збільшення фактичної глибини шліфування $t_{\phi} \rightarrow t$ й зменшення пружного переміщення $\delta_i \rightarrow 0$. Із залежності (6.14) визначається число проходів круга i , що забезпечує задану точність розміру деталі δ . Залежності (6.13) і

(6.14) є формулами геометричної прогресії, у яких параметри $t_{\phi i}$ і δ_i є членами геометричної прогресії, t – першим членом прогресії, а величини

$$\frac{1}{\left[1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}\right]} \quad \text{й} \quad \frac{1}{\left[1 + \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right]} - \text{знаменниками}$$

прогресії. За визначенням геометрична прогресія є послідовністю чисел, у якій відношення будь-яких двох послідовних чисел є величиною постійною, котра називається знаменником прогресії [40]. У цьому випадку знаменники прогресії менше одиниці, отже, прогресія убутна. Якщо в убутній геометричній прогресії не обмежуватися декількома членами, а уявити собі число членів, що весь час збільшується, то величина цих членів буде наближатися до нуля. Така прогресія називається нескінченно убутною геометричною прогресією й виконуються умови $t_{\phi i} \rightarrow 0$, $\delta_i \rightarrow 0$.

При багатопрохідному шліфуванні за жорсткою схемою номінальна глибина шліфування на i -му проході дорівнює:

$$t_i = t + \delta_{i-1}, \quad (6.15)$$

де δ_{i-1} – пружне переміщення, яке виникає на попередньому проході, м;
 t – глибина шліфування, установлювана за лімбом верстата, м.

Слід представити залежності (6.4) і (6.5) у вигляді:

$$t_{\phi 1} = a \cdot t; \quad (6.16)$$

$$\delta_1 = b \cdot t, \quad (6.17)$$

де $a = \frac{1}{(1 + A_1)}$;

$$b = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)}$$

$$A_1 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c}.$$

Тоді справедливі відношення:

$$\begin{aligned}
 t_{\phi 2} &= a \cdot (t + y_2) = t \cdot a \cdot (1 + b) ; \\
 \delta_2 &= b \cdot (t + y_1) = t \cdot b \cdot (1 + b) ; \\
 t_{\phi 3} &= a \cdot (t + y_2) = t \cdot a \cdot (1 + b + b^2) ; \\
 \delta_3 &= b \cdot (t + y_2) = t \cdot b \cdot (1 + b + b^2) ; \\
 t_{\phi 4} &= a \cdot (t + y_3) = t \cdot a \cdot (1 + b + b^2 + b^3) ; \\
 \delta_4 &= b \cdot (t + y_3) = t \cdot b \cdot (1 + b + b^2 + b^3) ; \\
 &\dots\dots\dots; \\
 t_{\phi i} &= a \cdot (t + y_{i-1}) = t \cdot a \cdot (1 + b + b^2 + \dots + b^{i-1}); \quad (6.18)
 \end{aligned}$$

$$\delta_i = b \cdot (t + y_{i-1}) = t \cdot b \cdot (1 + b + b^2 + \dots + b^{i-1}). \quad (6.19)$$

Зважаючи на те, що коефіцієнт b менше одиниці, сума ступеневого ряду дорівнює:

$$1 + b + b^2 + \dots + b^{i-1} = \frac{1}{1 - b}. \quad (6.20)$$

Тоді

$$t_{\phi i} = \frac{a \cdot t}{(1 - b)} = t; \quad (6.21)$$

$$\delta_i = \frac{b \cdot t}{(1 - b)} = A_1 \cdot t = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot c} = \frac{P_{y0}}{c}, \quad (6.22)$$

де P_{y0} – радіальна складова сили різання за умови $t_{\phi} = t$.

Таким чином, у межі (при $i \rightarrow \infty$) фактична глибина шліфування $t_{\phi i}$ прагне до номінального значення t , а пружне переміщення δ_i визначається значенням сили P_{y0} при $t_{\phi i} = t$ (рис. 6.2). Однак дана закономірність виконується не завжди. При $\eta \rightarrow 1$ параметр $A_1 \rightarrow \infty$, тоді $a \rightarrow 0$;

$b \rightarrow 1$. Згідно з залежностями (6.21) і (6.22), при $i \rightarrow \infty$ фактична глибина шліфування $t_{\phi i} \rightarrow 0$, а $\delta_i \rightarrow \infty$, $P_y \rightarrow \infty$, тобто процес знімання матеріалу практично відсутній, у системі виникають великі пружні переміщення, які із часом можуть привести до поломки елементів верстата, зупинки круга

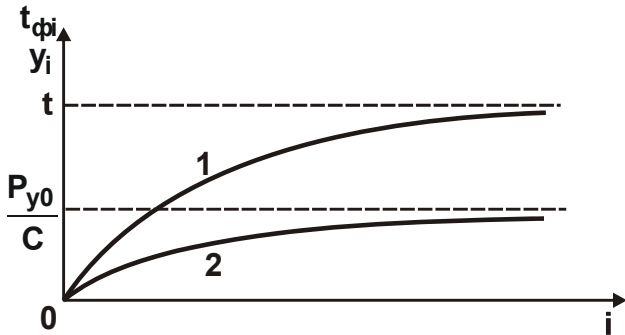


Рис. 6.2. Залежності $t_{\phi i}$ (1) і δ_i (2) від i

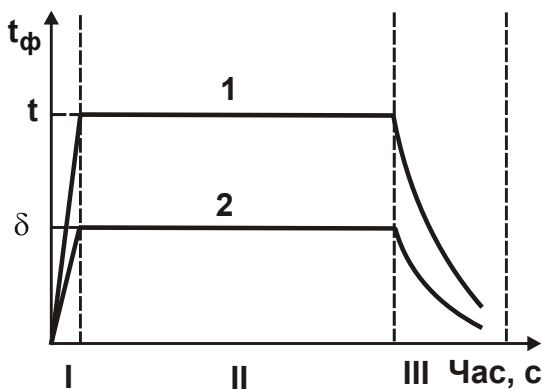
або його руйнування. Це можливо при роботі затупленим кругом, наприклад, при шліфуванні металевих матеріалів алмазним кругом на надзвичайно міцній металевій зв'язці M2-01, який швидко втрачає ріжучі властивості й при експлуатації вимагає застосування ефективних методів виправлення.

З огляду на визначальну роль безрозмірного коефіцієнта η у формуванні пружних переміщень у технологічній системі, слід розглянути закономірності зміни η , використовуючи аналітичну залежність (5.25). Як впливає із цієї залежності, безрозмірний коефіцієнт η тим більше, чим більше параметри x , NV і менше P_{y1} . Отже, зменшити η можна зменшенням $x \rightarrow 0$ (підтримкою на крузі гострого ріжучого рельєфу) і збільшенням сили P_{y1} до граничного значення, при якому відбувається руйнування зерна. Очевидно, зі зменшенням величини лінійного зношування зерна x зменшується ресурс його роботи в результаті передчасного об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки без руйнування. Тому важливо встановити оптимальні значення x і η , які забезпечують максимально можливу продуктивність при мінімальній собівартості обробки.

При значеннях NV , які відповідають $\eta \rightarrow 1$, фактична продуктивність обробки $Q_{\phi} \rightarrow 0$. Отже, при шліфуванні матеріалів підвищеної твердості (твердих сплавів, швидкорізальних сталей, керамік, надтвердих матеріалів) необхідно істотно зменшити величину лінійного зношування зерна x й збільшити P_{y1} . Це досягається, наприклад, забезпеченням роботи алмазного круга на металевій зв'язці в режимі безперервного електроерозійного або електрохімічного виправлення. Алмазні круги на відносно маломіцних органічних і керамічних зв'язках характеризуються меншою

міцністю втримання зерен у зв'язці, тобто меншим значенням P_{y1} , однак і величина лінійного зношування зерна x в цьому випадку може бути менше. Тому за певних умов шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці може бути більш продуктивним, ніж шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці з використанням електроерозійного виправлення.

Наведені на рис. 6.2 графіки показують, що внаслідок пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, при багатопрохідному шліфуванні фактична продуктивність Q у початковий момент обробки менша, ніж при сталому режимі, коли вона досягає значення номінальної продуктивності. Очевидно, збільшити фактичну продуктивність можна попереднім створенням натягу в технологічній системі, рівного величині δ_i , яка визначається із залежності (6.22). У цьому випадку усувається перехідний процес, пов'язаний зі зміною продуктивності обробки, і тоді фактична продуктивність Q протягом усього часу обробки буде дорівнювати номінальній продуктивності за умови $t_{\phi} = t$ (рис. 6.3).



Умовні позначення: I, II, III – етапи прискореного врізання круга, чорнового шліфування та виходжування.

Рис. 6.3. Характер зміни t_{ϕ} (1) і δ (2) від часу обробки

Математично процес виходжування можна описати залежностями (6.13) і (6.14), розглядаючи замість t величину δ_0 , яка досягається на попередньому етапі циклу, тобто на етапі чорнового шліфування:

$$t_{\phi i} = \frac{\delta_0}{\left[1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot c \cdot (1 - \eta)} \right]^i}; \quad (6.23)$$

$$\delta_i = \frac{\delta_0}{\left[1 + \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot c \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot B \cdot V_{дет}} \right]^i}. \quad (6.24)$$

Початкове значення δ_0 визначається із залежності (6.22):

$$\delta_0 = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t}{K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot c} = \frac{P_{y0}}{c}, \quad (6.25)$$

де t – номінальна глибина шліфування на етапі чорнового шліфування, м.

Із часом обробки, тобто зі збільшенням числа проходів круга i , параметри $t_{ф}$ й δ_i необмежено зменшуються. Прискорити процес виходжування (зменшити i) можна, насамперед, зменшенням δ_0 , однак, виходячи із залежності (6.25), це вимагає зменшення глибини шліфування t на попередньому етапі чорнового шліфування, що веде до зниження продуктивності обробки. Більш ефективно зменшити δ_0 за рахунок зменшення відношення $K_{ш} / \sigma$. Відповідно до залежності (6.6), це досягається зменшенням безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$. Зменшення η також веде до збільшення знаменника в залежності (6.24) і додаткового підвищення продуктивності обробки. Не менш важливим фактором зменшення δ_0 є збільшення наведеної жорсткості технологічної системи c і швидкості круга $V_{кр}$. Виходячи із залежності (6.24), збільшення параметрів c і $V_{кр}$ сприяє зменшенню δ_i як через зміну δ_0 , так і безпосередньо.

6.1.2. Оптимізація параметрів циклів шліфування

Зважаючи на те, що між параметрами t і δ_0 існує взаємозв'язок у вигляді залежності (6.25), необхідно визначити значення t , яке забезпечує найбільшу продуктивність обробки при зніманні припуску величиною Π із заданою точністю обробки δ . Час циклу круглого урізного шліфування, який включає прискорене врізання круга на глибину δ_0 , потім чорнове багатопрохідне шліфування із глибиною t й виходжування до досягнення заданої точності δ , приблизно дорівнює:

$$\tau = \tau_0 \cdot k + \tau_0 \cdot i, \quad (6.26)$$

де τ_0 – час одного обертання оброблюваної деталі, с;
 k – кількість обертань деталі на етапі чорнового шліфування;
 i – кількість обертань деталі на етапі виходжування.

Параметр k із урахуванням залежності (6.25), представлені у вигляді $\delta_0 = A_1 \cdot t$, дорівнює:

$$k = \frac{\Pi - \delta_0}{t} = \frac{(\Pi - \delta_0)}{\delta_0} \cdot A_1. \quad (6.27)$$

Для визначення кількості обертань деталі на етапі виходжування i слід прологарифмувати залежність (6.24), приймаючи $\delta_i = \delta$. Тоді за аналогією із залежністю (6.5), маємо:

$$i = \frac{(\ln \delta_0 - \ln \delta)}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1}\right)}. \quad (6.28)$$

Підставимо залежності (6.27) і (6.28) у залежність (6.26):

$$\tau = \left[\frac{(\Pi - \delta_0)}{\delta_0} \cdot A_1 + \frac{(\ln \delta_0 - \ln \delta)}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} \right]. \quad (6.29)$$

Зі збільшенням величини δ_0 перший доданок зменшується, а другий збільшується. Отже, існує екстремум функції τ . Для його визначення слід взяти першу й другу похідну від функції τ по δ_0 :

$$\tau'_{y0} = \tau_0 \cdot \left[-\frac{\Pi \cdot A_1}{\delta_0^2} + \frac{1}{\delta_0} \cdot \frac{1}{\ln \left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} \right]; \quad (6.30)$$

$$\tau''_{y_0} = \tau_0 \cdot \left[\frac{2 \cdot \Pi \cdot A_1}{\delta_0^3} - \frac{1}{\delta_0^2} \cdot \frac{1}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} \right]. \quad (6.31)$$

З необхідної умови екстремуму $\tau'_{y_0} = 0$ одержано оптимальне значення величини δ_0 :

$$\delta_0 = \Pi \cdot \ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right) \cdot A_1. \quad (6.32)$$

Слід визначити другу похідну τ''_{y_0} з урахуванням залежності (6.32):

$$\tau''_{\delta_0} = \frac{\tau_0}{\delta_0^2} \left[\frac{2}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} - \frac{1}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)} \right] = \frac{\tau_0}{\delta_0^2} \cdot \frac{1}{\ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right)}. \quad (6.33)$$

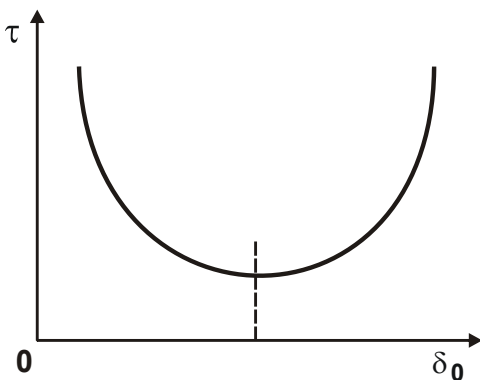


Рис. 6.4. Залежність τ від δ_0

Друга похідна більше нуля, тому в точці екстремуму функція τ приймає мінімальне значення (рис. 6.4).

З урахуванням залежностей $\delta_0 = A_1 \cdot t$ і (6.32) оптимальна глибина шліфування t визначиться:

$$t = \Pi \cdot \ln\left(1 + \frac{1}{A_1}\right). \quad (6.34)$$

Параметр A_1 може змінюватися в межах $0 \dots 1$. При $A_1 \rightarrow 1$ маємо $\ln 2 = 0,69$; при $A_1 \rightarrow 0$ відповідно $\ln \infty \rightarrow \infty$ (рис. 6.5). Отже, оптимальна глибина шліфування t змінюється в межах $0,69 \cdot \Pi \dots \infty$ залежно від параметра A_1 . Чим менше A_1 , тим більше t .

Оптимальне значення пружного переміщення δ_0 може змінюватися в межах $0,69 \cdot \Pi \cdot A_1 \dots \infty$.

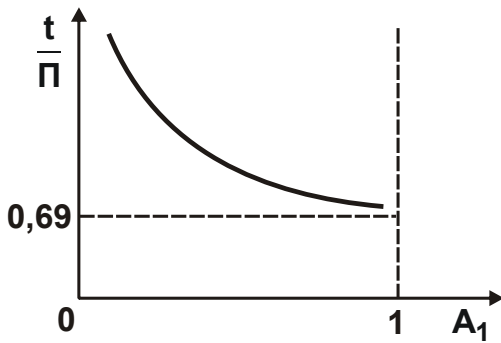


Рис. 6.5. Залежність t/Π від A_1

Аналіз залежності (6.29) з урахуванням оптимального значення δ_0 (яке визначається залежністю (6.32)), тобто аналіз функції τ в точці екстремуму показав, що зі зменшенням параметра A_1 значення τ_{\min} зменшується. Це свідчить про збільшення продуктивності циклу шліфування зі зменшенням A_1 . Отже, параметри t й δ_0 ефективно збільшувати. Реалізацією даного рішення можуть бути такі оптимальні цикли шліфування:

1. Цикл шліфування, що включає етап врізання круга в нерухливу циліндричну деталь на глибину різання, рівну величині припуску Π , що знімається, і етап знімання всього припуску за одне повільне обертання деталі з глибиною різання, рівною величині припуску.

Задана точність обробки досягається за рахунок забезпечення рівності пружних переміщень у системі на етапах врізання круга в деталь і шліфування. Етап шліфування припускає реалізацію схеми глибинного однопрохідного шліфування, що вимагає правильного вибору оптимальних значень швидкостей деталі й круга.

2. Цикл шліфування, який включає етап прискореного врізання круга в оброблювану деталь на величину пружного переміщення $\delta_0 = \Pi$, потім етап виходжування досягнення заданої точності обробки δ . У цьому випадку етап чорнового багатопрохідного шліфування відсутній.

Чим менше відношення $\delta/K_{\text{ш}}$, тим більше може бути встановлена глибина шліфування $t < \Pi$ й тим більше продуктивність обробки.

Наведені теоретичні рішення погодяться з аналогічними рішеннями [105], отриманими іншим методом. Так, встановлено, що на етапі виходжування пружне переміщення δ описується експонентною залежністю:

де δ_0 – пружне переміщення в початковий момент обробки, м.

$$\delta = \delta_0 \cdot e^{-\frac{V_{\text{кр}} \cdot c \cdot K_{\text{ш}} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B \cdot \sigma}}, \quad (6.35)$$

Необхідно прологарифмувати залежність (6.35) і розв'язати її відносно часу обробки τ :

$$\tau = -\frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B \cdot \sigma}{V_{\text{кр}} \cdot c \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \ln \frac{\delta}{\delta_0}. \quad (6.36)$$

За аналогією із залежністю (6.26) загальний час циклу шліфування, який включає етапи чорнового шліфування і виходжування, визначиться:

$$\tau = \tau_0 \cdot A_1 \cdot \frac{(\Pi - \delta_0)}{\delta_0} + (\ln \delta_0 - \ln \delta) \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B \cdot \sigma}{V_{\text{кр}} \cdot c \cdot K_{\text{ш}}}. \quad (6.37)$$

Змінна величина δ_0 входить у залежність (6.37) аналогічно залежності (6.29), тобто приходимо до того самого рішення $\left(\tau_0 = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} \right)$. Таким чином, на основі розглянутих двох різних математичних моделей отримані однакові кінцеві результати, що свідчить про їх вірогідність.

6.2. Уточнений підхід до визначення параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень у технологічній системі

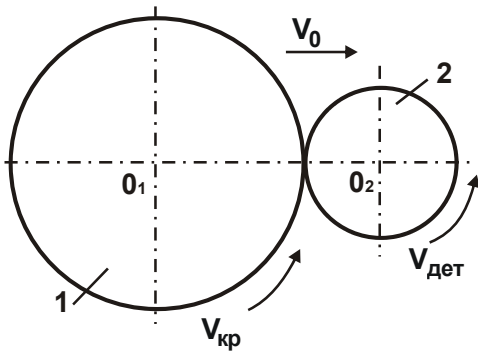
6.2.1. Аналітичний опис і теоретичний аналіз похибок розміру обробки при круглому урізному шліфуванні на основі балансу переміщень у технологічній системі

Для уточненого аналітичного опису параметрів точності обробки при круглому урізному шліфуванні (рис. 6.6) слід скористатися теоретичним підходом, заснованим на урахуванні балансу переміщень у технологічній системі. Стосовно круглого урізного шліфування рівняння балансу переміщень у технологічній системі приймає вигляд:

$$\int_0^{\tau} V(\tau) \cdot d\tau + \delta = V_0 \cdot \tau, \quad (6.38)$$

де $V(\tau)$ – лінійна швидкість знімання припуску, м/с;

V_0 – швидкість радіальної подачі шліфувального круга, м/с.



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

Рис. 6.6. **Схема круглого урізного шліфування**

Права частина отриманого рівняння (6.38) визначає довжину шляху, пройденого шліфувальним кругом у напрямку радіальної подачі в процесі знімання припуску. Перший доданок у лівій частині рівняння визначає величину знятого припуску, а другий доданок – величину пружного переміщення δ , що виникає в технологічній системі в радіальному напрямку при круглому урізному шліфуванні й аналітично описується залежністю:

$$\delta = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{мит}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot Q_{ф}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot F \cdot V(\tau)}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \bar{B} \cdot V(\tau), \quad (6.39)$$

де $S_{мит} = Q_{ф} / V_{кр}$ – сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими абразивними або алмазними зернами шліфувального круга, м²;

$Q_{ф} = F \cdot V(\tau)$ – фактична продуктивність обробки, м³/с;

$F = \pi \cdot D_{дет} \cdot B$ – площа оброблюваної поверхні, м²;

$\bar{B} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot F$ – постійна часу утворення пружного переміщення в технологічній системі, с.

технологічній системі, с.

Слід підставити залежність (6.39) у рівняння (6.38):

$$\int_0^{\tau} V(\tau) \cdot d\tau + \bar{B} \cdot V(\tau) = V_0 \cdot \tau. \quad (6.40)$$

У підсумку прийшли до інтегрального рівняння, у якому невідомою функцією є $V(\tau)$. Для спрощення рішення рівняння (6.40) слід продиференціювати його ліву й праву частини за часом обробки τ .

В результаті отримано лінійне диференціальне рівняння першого порядку із правою частиною $V(\tau) + \bar{B} \cdot \frac{dV(\tau)}{d\tau} = V_0$ або

$$\frac{dV(\tau)}{d\tau} + \frac{1}{\bar{B}} \cdot V(\tau) = \frac{1}{\bar{B}} \cdot V_0. \quad (6.41)$$

Його рішення загальновідомо:

$$V(\tau) = \left[\int d\tau \cdot \frac{V_0}{\bar{B}} \cdot e^{\int \frac{1}{\bar{B}} \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int \frac{1}{\bar{B}} \cdot d\tau}, \quad (6.42)$$

де C_1 – постійна інтегрування, визначається з початкової умови.

Після нескладних перетворень рішення (6.42) приймає вигляд:

$$V(\tau) = V_0 + C_1 \cdot e^{-\frac{1}{\bar{B}} \cdot \tau}. \quad (6.43)$$

Приймаючи початкову умову $V(\tau = 0) = 0$, визначається постійна $C_1 = -V_0$. Тоді залежність (6.43) виразиться:

$$V(\tau) = V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{\bar{B}} \cdot \tau} \right). \quad (6.44)$$

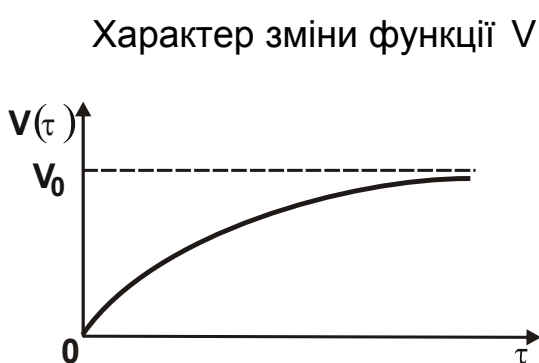


Рис. 6.7. Залежність $V(\tau)$ від τ

Характер зміни функції $V(\tau)$ із часом обробки τ графічно показаний на рис. 6.7. Зі збільшенням часу обробки τ лінійна швидкість знімання припуску $V(\tau)$ збільшується, асимптотично наближаючись до значення, рівного швидкості радіальної подачі круга V_0 . За таким же законом змінюється й величина пружного переміщення δ , яка визначається залежністю (6.39):

$$\delta = \bar{V} \cdot V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau} \right) = \delta_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{\delta_{\text{ст}}}} \right), \quad (6.45)$$

де $\delta_{\text{ст}} = \bar{V} \cdot V_0$ – величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі в сталому в часі процесі шліфування, м;

$\Pi = V_0 \cdot \tau$ – поточне значення припуску, що знімається, м.

Характер зміни величини пружного переміщення δ від припуску Π , що знімається, для $\delta_{\text{ст}} = 0,05$ мм показаний у табл. 6.1 і на рис. 6.8.

Таблиця 6.1

Розрахункові значення δ і $\delta/\delta_{\text{ст}}$

Π , мм	0,02	0,05	0,1	0,15
δ , мм	0,0165	0,031	0,043	0,04974
$\delta/\delta_{\text{ст}}$	0,33	0,62	0,86	0,9946

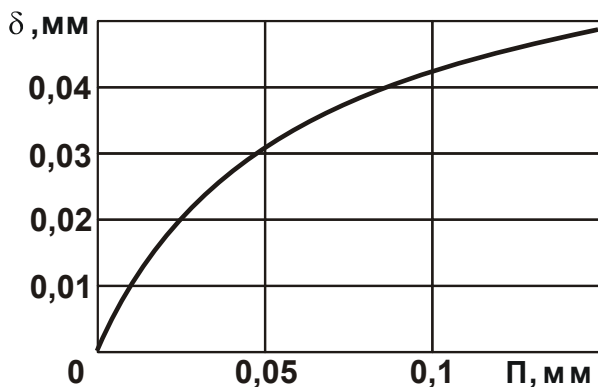


Рис. 6.8. Залежність δ від Π

При $\Pi = 0,15$ мм, тобто при $\Pi/\delta_{\text{ст}} = 3$, відношення $\delta/\delta_{\text{ст}}$ практично дорівнює одиниці (0,9946). Отже, несталый процес знімання припуску при шліфуванні має місце за умови $\Pi/\delta_{\text{ст}} < 3$. За умови $\Pi/\delta_{\text{ст}} \geq 3$ процес знімання припуску з достатньою для практики точністю можна розглядати сталим.

Як видно з рис. 6.8, зі збільшенням припуску Π величина δ безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до значення $\delta_{\text{ст}}$. Щоб зменшити величину δ до необхідного значення, слід після переходу чорнового шліфування виконати перехід виходжування, який математично описується рівнянням (6.40) за умови, що права частина рівняння дорівнює заданому значенню δ_1 (натягу в технологічній системі, утвореному наприкінці переходу чорнового шліфування), тобто

$$\int_0^{\tau} V(\tau) \cdot d\tau + \bar{B} \cdot V(\tau) = \delta_1. \quad (6.46)$$

Після диференціювання за часом τ лівої й правої частин рівняння (6.46), отримано лінійне диференціальне рівняння першого порядку без правої частини:

$$\frac{dV(\tau)}{d\tau} + \frac{1}{\bar{B}} \cdot V(\tau) = 0. \quad (6.47)$$

Його рішення:

$$V(\tau) = C_1 \cdot e^{-\frac{1}{\bar{B}} \cdot \tau}; \quad (6.48)$$

$$\delta(\tau) = \bar{B} \cdot V(\tau) = C_1 \cdot \bar{B} \cdot e^{-\frac{1}{\bar{B}} \cdot \tau}. \quad (6.49)$$

Постійна інтегрування C_1 визначається з початкової умови $\delta(\tau = 0) = \delta_1$:

$$C_1 = \frac{\delta_1}{\bar{B}}. \quad (6.50)$$

Тоді залежності (6.48) і (6.49) приймають вигляд:

$$V(\tau) = \frac{\delta_1}{\bar{B}} \cdot e^{-\frac{1}{\bar{B}} \cdot \tau}; \quad (6.51)$$

$$\delta(\tau) = \delta_1 \cdot e^{-\frac{1}{\bar{B}} \cdot \tau}. \quad (6.52)$$

Характер зміни функцій $V(\tau)$ і $\delta(\tau)$ від часу обробки τ показаний на рис. 6.9. Зі збільшенням τ функції $V(\tau)$ і $\delta(\tau)$ зменшуються за експонентним законом. Отже, пружне переміщення δ_1 , що утворюється на перехо-

ді чорнового шліфування при круглому урізному шліфуванні зі швидкістю радіальної подачі V_0 , можна зменшити до необхідного значення на переході виходжування. Для цього необхідно в технологічній системі створити початковий натяг, рівний величині δ_1 .

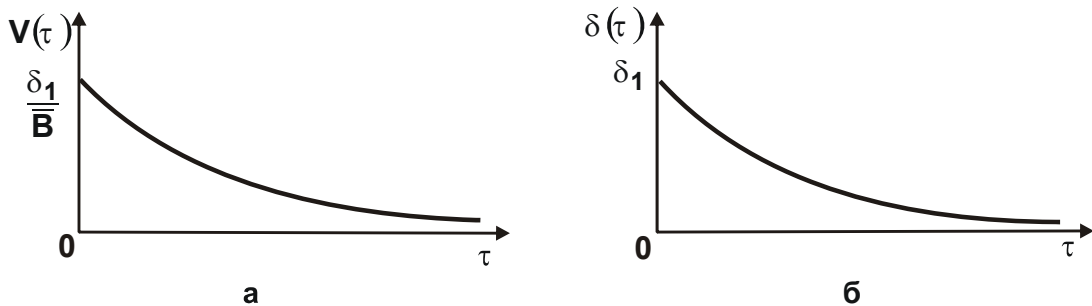


Рис. 6.9. Характер зміни функцій $V(\tau)$ (а) і $\delta(\tau)$ (б) із часом обробки τ

Необхідно оцінити основний час обробки на операції круглого урізного шліфування, який включає перехід чорнового шліфування (із заданою швидкістю радіальної подачі V_0) і перехід виходжування ($V_0 = 0$, початковий натяг у технологічній системі дорівнює δ_1). Характер зміни функцій $V(\tau)$ і $\delta(\tau)$ із часом обробки τ на зазначених переходах показаний на рис. 6.10 (τ_1 – тривалість переходу чорнового шліфування, τ_2 – тривалість переходу виходжування).

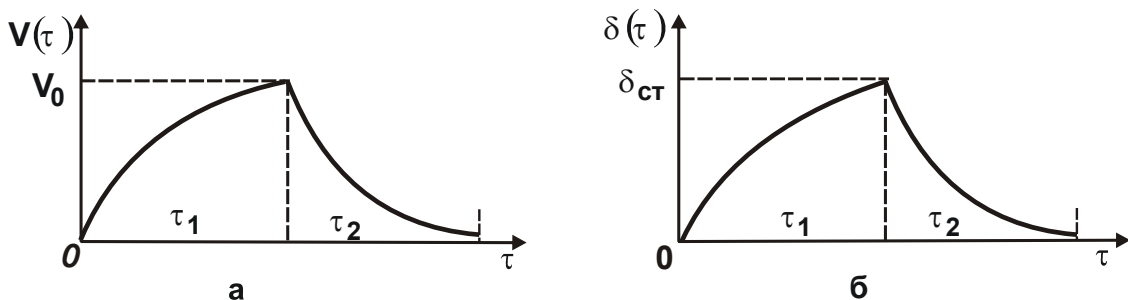


Рис. 6.10. Характер зміни функцій $V(\tau)$ (а) і $\delta(\tau)$ (б) із часом обробки τ

Зі збільшенням часу обробки на переході чорнового шліфування функції $V(\tau)$ й $\delta(\tau)$ збільшуються, а на переході виходжування – зменшуються. Тривалість переходу чорнового шліфування τ_1 визначається:

$$\tau_1 = \frac{\Pi}{V_0}. \quad (6.53)$$

Тривалість переходу виходжування τ_2 визначається із залежності (6.52):

$$\tau_2 = \bar{V} \cdot \ln \frac{\delta_1}{\delta_0}, \quad (6.54)$$

де δ_0 – задана точність розміру оброблюваної поверхні, м.

Тоді основний час обробки $\tau = \tau_1 + \tau_2$ виразиться:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_0} + \bar{V} \cdot \ln \frac{\delta_1}{\delta_0}. \quad (6.55)$$

Величина пружного переміщення δ_1 визначається залежністю (6.45), розглядаючи в ній $\delta = \delta_1$. Швидкість радіальної подачі V_0 пов'язана з величиною $\delta_{ст}$ відношенням $\delta_{ст} = \bar{V} \cdot V_0$. З урахуванням цього залежність (6.55) опишеться:

$$\tau = \bar{V} \cdot \left[\frac{\Pi}{\delta_{ст}} + \ln \left[\frac{\delta_{ст}}{\delta_0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{\delta_{ст}}} \right) \right] \right]. \quad (6.56)$$

Для зручності аналізу залежність (6.56) слід представити у вигляді:

$$\tau = \bar{V} \cdot (\bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2), \quad (6.57)$$

де $\bar{\tau}_1 = \frac{\Pi}{\delta_{ст}}$;

$$\bar{\tau}_2 = \ln \left[\frac{\delta_{ст}}{\delta_0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{\delta_{ст}}} \right) \right].$$

Використовуючи залежність (6.57), розраховані значення безрозмірних параметрів $\bar{\tau}_1$, $\bar{\tau}_2$ і $\bar{\tau} = \bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2$ для різних значень $\delta_{ст}$ і δ_0 при $\Pi = 0,5$ мм, які наведені в табл. 6.2 і на рис. 6.11.

Розрахункові значення безрозмірних параметрів $\bar{\tau}_1$, $\bar{\tau}_2$ і $\bar{\tau} = \bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2$

	$\delta_{ст}$, мм	0,01	0,02	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$\delta_0 = 0,01$ мм	$\bar{\tau}_1$	50	25	10	5	2,5	1,67	1,25	1
	$\bar{\tau}_2$	0	0,7	1,61	2,3	2,91	3,19	3,35	3,45
	$\bar{\tau}$	50	25,7	11,61	7,3	5,41	4,86	4,6	4,45
$\delta_0 = 0,05$ мм	$\bar{\tau}_2$	0,69	1,38	2,31	3	3,6	3,89	4	4,1
	$\bar{\tau}$	50,69	26,38	12,31	8	6,1	5,56	5,25	5,1
$\delta_0 = 0,02$ мм	$\bar{\tau}_2$	1,61	2,31	3,22	3,91	4,5	4,8	4,9	5,0
	$\bar{\tau}$	51,61	27,31	13,22	8,91	7	6,47	6,15	6

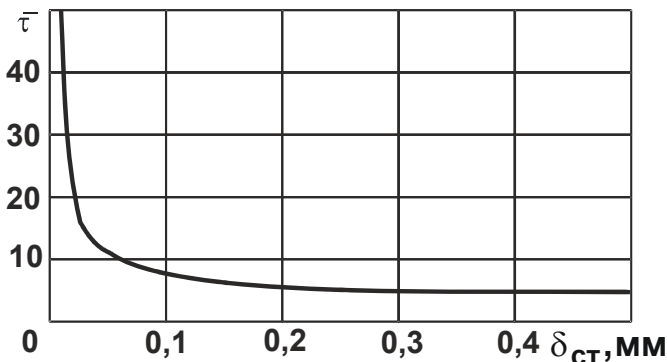


Рис. 6.11. Залежність $\bar{\tau}$ від $\delta_{ст}$ для $\delta_0 = 0,01$ мм

Як видно, зі збільшенням величини $\delta_{ст}$ безрозмірний основний час обробки $\bar{\tau}$ зменшується, причому більш інтенсивно в діапазоні $\delta_{ст} = 0,01 \dots 0,1$ мм. При $\delta_{ст} > 0,1$ мм безрозмірний основний час обробки $\bar{\tau}$ практично не змінюється. Це вказує на те, що перехід чорнового шліфування ефективно виконувати при значеннях $\delta_{ст} = 0,05 \dots 0,5$ мм, тобто при $\delta_{ст} / \Pi = 0,1 \dots 1,0$.

Отримане теоретичне рішення погодиться з експериментальними даними, наведеними на рис. 6.12. Як видно, сумарний основний час обробки $\tau_{сум}$ зі збільшенням швидкості радіальної подачі V спочатку зменшується, потім фактично стабілізується, що пов'язане з реалізацією значень $\delta_{ст} / \Pi = 0,1 \dots 1,0$. Експериментальні дані отримані при круглому зовнішньому шліфуванні вала зі сталі 45 діаметром 35 мм із режимом: $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 13,2$ м/хв. Поздовжня подача при цьому була відключена. Обробка виконувалася на круглошліфувальному верстаті моделі 3У143МВ. Для підтримки високої ріжучої здатності абразивного круга 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6 періодично виконувалося його меха-

нічне виправлення алмазним олівцем “Славутич”, чорнове виправлення з режимом: $t = 0,4$ мм; $S_{\text{позд}} = 1$ м/хв., чистове виправлення: $t = 0,2$ мм; $S_{\text{позд}} = 0,5$ м/хв.

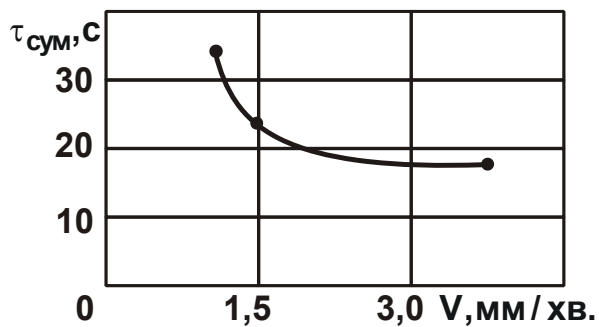


Рис. 6.12. Залежність сумарного часу обробки $\tau_{\text{сум}}$ від швидкості радіальної подачі V

Із табл. 6.2 випливає, що зі збільшенням величини δ_0 , яка визначає точність розміру обробленої поверхні, безрозмірний основний час обробки $\bar{\tau}$ збільшується, однак не значно. Це пов'язане з несуттєвим збільшенням параметра $\bar{\tau}_2$, що визначає тривалість переходу виходжування. При чорновому шліфуванні величина пружного переміщення δ_1 описується залежністю (6.45) за умови $\delta = \delta_1$:

$$\delta_1 = \delta_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{\delta_{\text{ст}}}} \right). \quad (6.58)$$

Використовуючи дану залежність, розраховані значення величини δ_1 й відношення $\delta_1/\delta_{\text{ст}}$ для $\Pi = 0,5$ мм, які наведені в табл. 6.3.

Таблиця 6.3

Розрахункові значення $\Pi/\delta_{\text{ст}}$, δ_1 , $\delta_1/\delta_{\text{ст}}$, $\delta_{\text{ст}}/\Pi$

$\delta_{\text{ст}}$, мм	0,01	0,02	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$\Pi/\delta_{\text{ст}}$	50	25	10	5	2,5	1,67	1,25	1
δ_1 , мм	0,0099	0,019	0,0499	0,0993	0,183	0,243	0,289	0,316
$\delta_1/\delta_{\text{ст}}$	0,9999	0,9999	0,999	0,993	0,918	0,812	0,713	0,632
$\delta_{\text{ст}}/\Pi$	0,0198	0,0398	0,0998	0,1986	0,366	0,486	0,578	0,632

Як випливає з табл. 6.3, при відносно невеликих значеннях $\delta_{\text{ст}} = 0,01 \dots 0,05$ мм відношення $\delta_1/\delta_{\text{ст}} \approx 1$, тобто значення δ_1 і $\delta_{\text{ст}}$

близькі (див. рис. 6.8 для випадку $\delta = \delta_1$). При $\delta_1 > 0,1$ мм спостерігається істотна розбіжність значень δ_1 і $\delta_{ст}$. Так, при $\delta_{ст} = 0,5$ мм відношення $\delta_1 / \delta_{ст} = 0,632$. Таке ж значення приймає відношення δ_1 / Π при умові $\delta_{ст} = 0,5$ мм, тобто чорнове шліфування протікає в несталому режимі. Щоб перейти від несталого до сталого режиму, на практиці на початку чорнового шліфування виконується прискорене врізання шліфувального круга в оброблювану деталь із метою створення в технологічній системі початкового натягу, рівного $\delta_1 = \delta_{ст}$.

У цьому випадку характер зміни функцій $V(\tau)$ і $\delta(\tau)$ (див. рис. 6.10) приймає вигляд, показаний на рис. 6.13. Основний час обробки τ , який визначається залежністю (6.55), виражається:

$$\tau = \bar{B} \cdot \left(\frac{\Pi - \delta_{ст}}{\delta_{ст}} + \ln \frac{\delta_{ст}}{\delta_0} \right) \quad (6.59)$$

або
$$\bar{\tau} = \bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2, \quad (6.60)$$

де
$$\bar{\tau} = \frac{\tau}{\bar{B}};$$

$$\bar{\tau}_1 = \frac{\Pi - \delta_{ст}}{\delta_{ст}};$$

$$\bar{\tau}_2 = \ln \frac{\delta_{ст}}{\delta_0}.$$

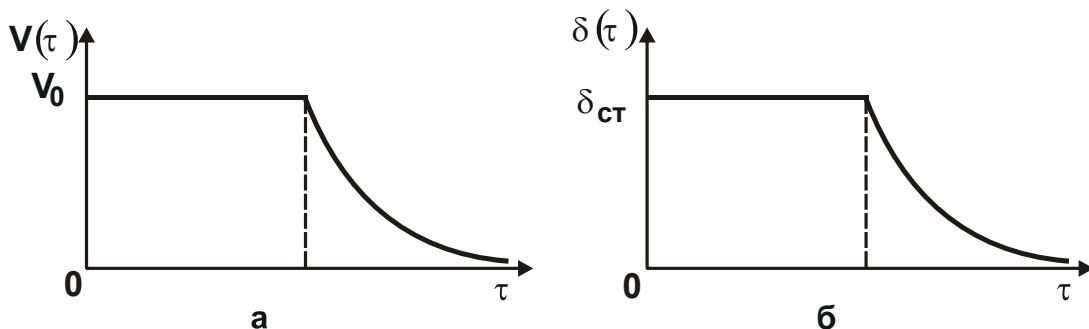


Рис. 6.13. Залежності функцій $V(\tau)$ (а) і $\delta(\tau)$ (б) від часу обробки τ

У табл. 6.4 наведені розраховані за залежністю (6.60) значення безрозмірних параметрів $\bar{\tau}_1$, $\bar{\tau}_2$ і $\bar{\tau} = \bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2$ для різних значень $\delta_{ст}$ і δ_0 при $\Pi = 0,5$ мм.

Розрахункові значення безрозмірних параметрів $\bar{\tau}_1$, $\bar{\tau}_2$ і $\bar{\tau} = \bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2$

δ_{CT} , мм		0,01	0,02	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$\delta_0 = 0,01$ мм	$\bar{\tau}_1$	49	24	9	4	1,5	0,67	0,25	0
	$\bar{\tau}_2$	0	0,7	1,61	2,31	3	3,4	3,69	3,92
	$\bar{\tau}$	49	24,7	10,61	6,31	4,5	4,07	3,94	3,92
$\delta_0 = 0,05$ мм	$\bar{\tau}_2$	0,69	1,38	2,31	3	3,69	4,1	4,4	4,6
	$\bar{\tau}$	49,69	25,38	11,31	7	5,19	4,77	4,65	4,6
$\delta_0 = 0,02$ мм	$\bar{\tau}_2$	1,61	2,31	3,22	3,91	4,6	5	5,3	5,5
	$\bar{\tau}$	50,61	26,31	12,22	7,91	6,1	5,67	5,55	5,5

Порівнюючи наведені в табл. 6.4 значення безрозмірних параметрів $\bar{\tau}_1$, $\bar{\tau}_2$ і $\bar{\tau} = \bar{\tau}_1 + \bar{\tau}_2$ з аналогічними значеннями зазначених параметрів, наведених у табл. 6.2, видно, що вони декілька відрізняються, більшою мірою для $\delta_{CT} = 0,01 \dots 0,05$ мм. Це вказує на те, що створення початкового натягу в технологічній системі, рівного $\delta_1 = \delta_{CT}$, на переході чорнового шліфування дозволяє несуттєво зменшити основний час обробки операції круглого урізного шліфування.

6.2.2. Аналітичний опис і теоретичний аналіз похибки форми оброблюваної деталі на переході чорнового шліфування

При шліфуванні необхідно забезпечити як необхідну точність розміру оброблюваної поверхні, так і необхідну точність форми оброблюваної деталі. Тому аналітично слід описати похибку форми оброблюваної деталі на основі рівняння балансу переміщень у технологічній системі й визначити умови зменшення при шліфуванні вихідної похибки форми оброблюваної деталі до заданого значення Δ . Математично завдання зводиться до визначення різниці величин пружних переміщень δ_1 і δ_2 , що виникають у технологічній системі, при одночасному зніманні двох “умовних” припусків, віддалених у напрямку радіальної подачі шліфувального круга на відстань Δ . На рис. 6.14 показаний характер зміни величин пружних переміщень δ_1 і δ_2 із часом обробки τ .

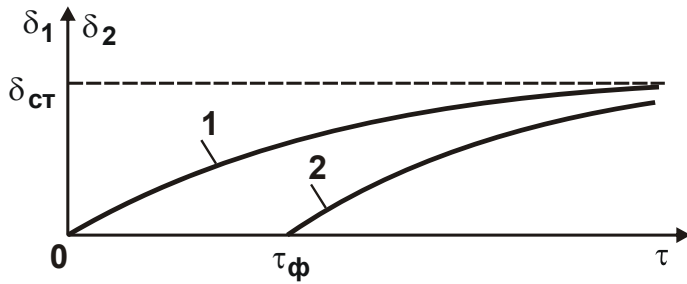


Рис. 6.14. Залежності величин δ_1 (1) і δ_2 (2) від часу обробки τ

Параметр τ_ϕ (рис. 6.14) визначає час початку знімання другого “умовного” припуску, віддаленого від першого на відстань Δ , тобто τ_ϕ – це час знімання припуску, рівного величині вихідної похибки форми оброблюваної деталі.

Величини δ_1 й δ_2 , виходячи із залежності (6.45), можуть бути описані:

$$\delta_1 = \bar{V} \cdot V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau} \right); \quad (6.61)$$

$$\delta_2 = \bar{V} \cdot V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot (\tau - \tau_\phi)} \right). \quad (6.62)$$

Різниця величин $\delta_1 - \delta_2$, що визначає похибку форми оброблюваної деталі, після нескладних перетворень виражається:

$$\delta_1 - \delta_2 = \bar{V} \cdot V_0 \cdot e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau} \cdot \left(e^{\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau_\phi} - 1 \right). \quad (6.63)$$

Як видно, зменшити різницю величин $\delta_1 - \delta_2$ можна за рахунок

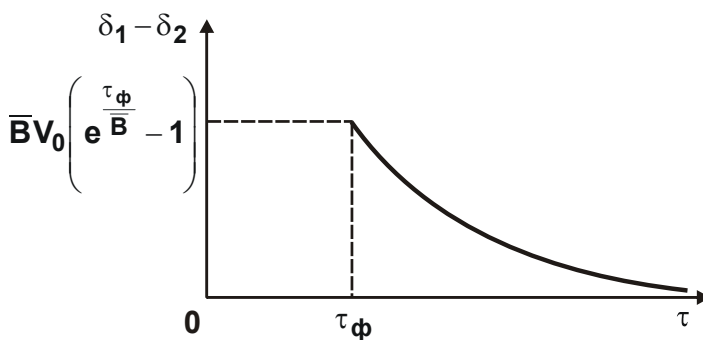


Рис. 6.15. Залежність $\delta_1 - \delta_2$ від τ

збільшення часу обробки τ (рис. 6.15) й зменшення параметрів \bar{V} і V_0 . Чим більше вихідна похибка форми оброблюваної деталі, визначена часом τ_ϕ , тим більшим повинен бути час обробки τ й меншими параметри \bar{V} і V_0 . Збіль-

шення часу обробки τ припускає збільшення величини припуску $\Pi = V_0 \cdot \tau$. Цим показано, що на переході чорнового шліфування з постійною швидкістю радіальної подачі V_0 за рахунок реалізації несталого процесу знімання припуску можна виправити похибку форми оброблюваної деталі до заданої величини.

Необхідно установити сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$, рівне відношенню похибки форми заготовки (тобто вихідної похибки) до похибки форми оброблюваної деталі. Вихідна похибка форми (див. рис. 6.14) дорівнює величині пружного переміщення δ_1 за умови $\tau = \tau_{\text{ф}}$. З урахуванням залежності (6.61) величина пружного переміщення δ_1 при $\tau = \tau_{\text{ф}}$ виразиться:

$$\delta_1(\tau = \tau_{\text{ф}}) = \bar{V} \cdot V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau_{\text{ф}}} \right). \quad (6.64)$$

Тоді сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ з урахуванням залежностей (6.63) і (6.64) прийме вигляд:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\delta_1(\tau_{\text{ф}})}{(\delta_1 - \delta_2)} = e^{\frac{1}{\bar{V}}(\tau - \tau_{\text{ф}})}. \quad (6.65)$$

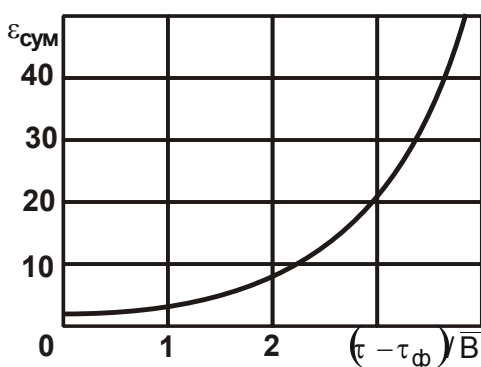


Рис. 6.16. Залежність $\varepsilon_{\text{сум}}$ від $(\tau - \tau_{\text{ф}}) / \bar{V}$

Як видно, сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ тим більше, чим більше час обробки τ (рис. 6.16, табл. 6.5) і менше параметр \bar{V} . Отже, збільшуючи час обробки τ за рахунок збільшення величини припуску $\Pi = V_0 \cdot \tau$, або зменшення швидкості радіальної подачі V_0 , можна реалізувати відносно великі значення сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$.

Слід провести аналіз закономірностей зміни похибки форми оброблюваної деталі при круглому урізному шліфуванні зі швидкістю радіальної подачі V_0 й створеним у технологіч-

ній системі початковим натягом $\delta_{ст}$ (рис. 6.17). Величина пружного переміщення δ_1 в цьому випадку описується залежністю $\delta_1 = \delta_{ст} = \bar{B} \cdot V_0$, а величина пружного переміщення δ_2 – залежністю (6.62). Тоді різниця величин $(\delta_1 - \delta_2)$ визначиться:

$$\delta_1 - \delta_2 = \bar{B} \cdot V_0 \cdot e^{-\frac{1}{\bar{B}} \tau} \cdot e^{\frac{1}{\bar{B}} \tau_{\phi}} . \quad (6.66)$$

Таблиця 6.5

Розрахункові значення сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$

$(\tau - \tau_{\phi})/\bar{B}$	0	1	2	3	4	5	6	7
$\varepsilon_{сум}$	1	2,71	7,39	20	54,6	148,4	403,4	1096,6

Із часом обробки τ різниця величин $(\delta_1 - \delta_2)$ зменшується за експонентним законом (рис. 6.18).

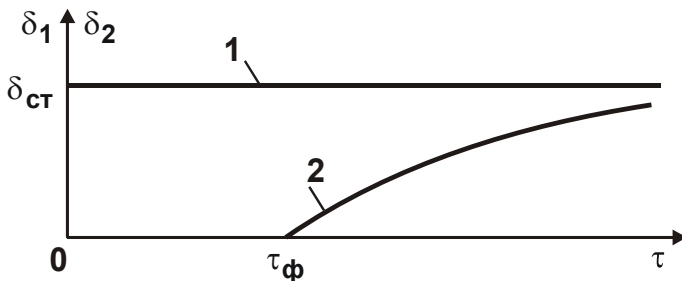


Рис. 6.17. Залежності величин δ_1 (1) і δ_2 (2) від часу обробки τ

Порівнюючи залежності (6.63) і (6.66), видно, що в першому випадку різниця величин $(\delta_1 - \delta_2)$ менше. Це вказує на те, що з погляду зменшення похибки форми оброблюваної деталі доцільно перехід чорнового шліфування здійснювати в несталому режимі. Створення

початкового натягу в технологічній системі на переході чорнового шліфування приведе до деякого зниження інтенсивності виправлення похибки форми оброблюваної деталі.

Необхідно визначити сумарне уточнення ε для другого випадку (див. рис. 6.17):

$$\varepsilon_{сум} = \frac{\delta_{ст}}{(\delta_1 - \delta_2)} = e^{\frac{1}{\bar{B}}(\tau - \tau_{\phi})} . \quad (6.67)$$

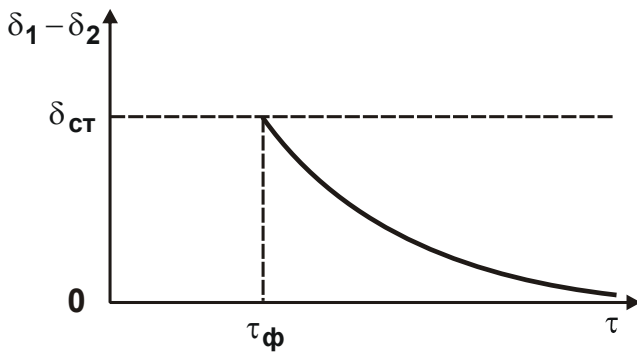


Рис. 6.18. Залежність $\delta_1 - \delta_2$ від τ

У підсумку прийшли до залежності, ідентичної залежності (6.65). Це свідчить про відсутність принципових відмінностей у механізмі формування похибки форми оброблюваної деталі на переході чорнового шліфування з початковим натягом у технологічній системі $\delta_{СТ}$ (див. рис. 6.15) і

без початкового натягу (див. рис. 6.14). У двох розглянутих випадках сумарне уточнення $\varepsilon_{сум}$ визначається, по суті, відношенням τ / \bar{V} : чим більше воно, тим більше $\varepsilon_{сум}$. Очевидно, ефективніше зменшувати параметр \bar{V} , тому що збільшення часу обробки τ припускає зменшення продуктивності обробки. Із залежності (6.67) можна визначити час обробки τ , що забезпечує задане сумарне уточнення $\varepsilon_{сум}$:

$$\tau = \tau_{\phi} + \bar{V} \cdot \ln \varepsilon_{сум}. \quad (6.68)$$

Необхідно відзначити, що домогтися заданого значення похибки форми оброблюваної деталі (з урахуванням обмеження за продуктивністю обробки) можна також за рахунок застосування переходу виходжування й багатоперехідної обробки при шліфуванні, зменшуючи швидкість радіальної подачі на переходах за певним законом.

6.2.3. Оцінка технологічних можливостей виправлення похибки форми оброблюваної деталі на переході виходжування

При виходжуванні, як показано в пп. 6.2.1, величина пружного переміщення $\delta(\tau)$ описується залежністю (6.52). Можна припустити, що вихідна похибка форми оброблюваної деталі дорівнює $(\delta_{1\text{поч}} - \delta_{2\text{поч}})$. У відмінності від переходу чорнового шліфування, реалізованого за жорсткою схемою зі швидкістю радіальної подачі V_0 , на переході виходжування реалізується пружна схема обробки й тому час τ_{ϕ} (див. рис. 6.14 і 6.17) буде дорівнює нулю. Тоді величини пружних переміщень δ_1 і δ_2 при об-

робці двох найбільш віддалених одна від іншої ділянок поверхні, виходячи із залежності (6.52), визначаються:

$$\delta_1 = \delta_{1\text{поч}} \cdot e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau}; \quad (6.69)$$

$$\delta_2 = \delta_{2\text{поч}} \cdot e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau}. \quad (6.70)$$

Різниця величин $(\delta_1 - \delta_2)$, що визначає похибку форми оброблюваної деталі, дорівнює:

$$(\delta_1 - \delta_2) = (\delta_{1\text{поч}} - \delta_{2\text{поч}}) \cdot e^{-\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau}. \quad (6.71)$$

Як видно, зменшити різницю величин $(\delta_1 - \delta_2)$ для заданого значення $(\delta_{1\text{поч}} - \delta_{2\text{поч}})$, яке визначає вихідну похибку форми оброблюваної деталі, можна за рахунок збільшення часу обробки τ й зменшення \bar{V} .

Відношення $\frac{(\delta_{1\text{поч}} - \delta_{2\text{поч}})}{(\delta_1 - \delta_2)}$ дорівнює сумарному уточненню $\varepsilon_{\text{сум}}$:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{(\delta_{1\text{поч}} - \delta_{2\text{поч}})}{(\delta_1 - \delta_2)} = e^{\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau}. \quad (6.72)$$

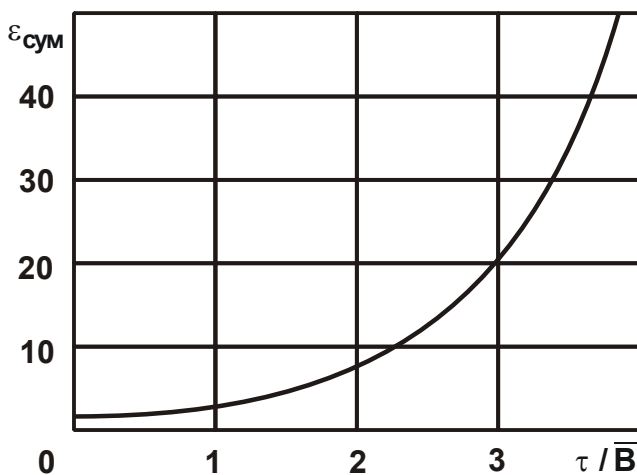


Рис. 6.19. Залежність $\varepsilon_{\text{сум}}$ від τ / \bar{V}

Сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ тим більше, чим більше відношення τ / \bar{V} (рис. 6.19). Причому найбільш інтенсивно збільшується сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ при збільшених значеннях τ / \bar{V} .

Аналізуючи залежності (6.67) і (6.65), можна зробити висновок, що перехід виходжування порівняно з переходом

чорнового шліфування дозволяє реалізувати більші значення сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$. Це свідчить про значні технологічні можливості переходу виходжування в напрямку виправлення похибки форми оброблюваної деталі. Із залежності (6.72) можна визначити час обробки τ , який забезпечує задане сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$:

$$\tau = \bar{V} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (6.73)$$

Для порівняння слід оцінити можливості забезпечення заданої точності розміру обробленої поверхні δ_1 на переході виходжування. Для цього залежність (6.70) необхідно представити у вигляді:

$$\frac{\delta_{1\text{поч}}}{\delta_1} = e^{\frac{1}{\bar{V}} \cdot \tau}. \quad (6.74)$$

Як видно, відношення вихідної похибки розміру оброблюваної поверхні $\delta_{1\text{поч}}$ до заданої похибки розміру δ_1 цілком однозначно визначається відношенням τ / \bar{V} . Отже, на переході виходжування одночасно відбувається виправлення похибки форми й похибки розміру оброблюваної поверхні (рис. 6.20). На переході чорнового шліфування, реалізованого за жорсткою схемою, як показано вище, відбувається лише виправлення похибки форми. Похибка розміру оброблюваної поверхні, яка обумовлена виникаючими в технологічній системі пружними переміщеннями, при цьому безупинно збільшується за законом, описуваним залежністю (6.45) (рис. 6.21).

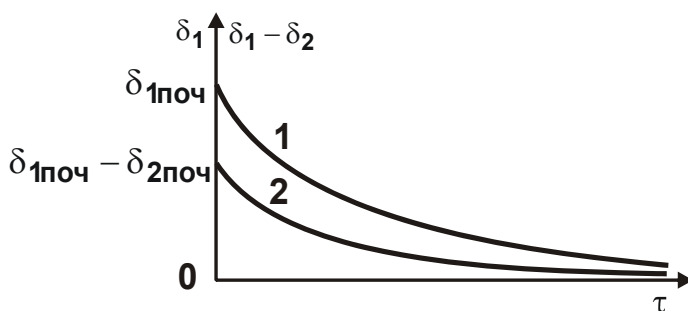


Рис. 6.20. Залежність δ_1 (1) і $\delta_1 - \delta_2$ (2) від τ

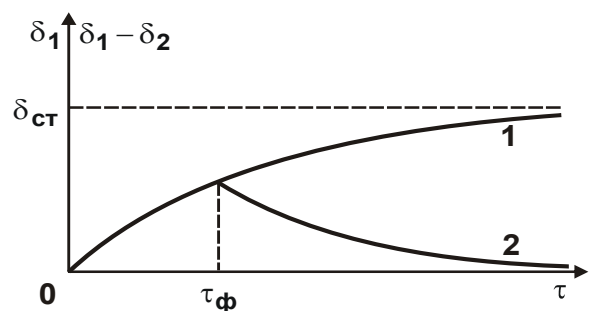
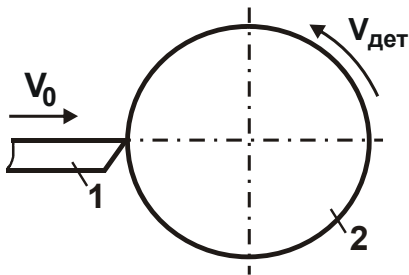


Рис. 6.21. Залежність δ_1 (1) і $\delta_1 - \delta_2$ (2) від τ

Цим можна пояснити широке застосування на практиці схеми виходжування для вирішення завдань підвищення точності обробки на різних фінішних операціях.

6.2.4. Оцінка технологічних можливостей виправлення похибки форми оброблюваної деталі при точінні

Слід оцінити можливості виправлення форми оброблюваної деталі в процесі радіального точіння, здійснюваного з безперервною швидкістю



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

Рис. 6.22. Розрахункова схема параметрів радіального точіння

радіальної подачі V_0 (рис. 6.22). З погляду кінематики формування поверхневого шару деталі, що зрізується, даний процес відповідає розглянутому вище процесу круглого урізного шліфування, реалізованого за жорсткою схемою зі швидкістю радіальної подачі V_0 (див. рис. 6.6). Глибина різання t при радіальному точінні дорівнює глибині шліфування t при круглому урізному шліфуванні, яка визначається з кінематичної умови:

$$\tau_0 = \frac{t}{V_0} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}, \quad (6.75)$$

де τ_0 – час одного обертання оброблюваної циліндричної деталі, с.

Звідки

$$t = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \frac{V_0}{V_{\text{дет}}}. \quad (6.76)$$

Як видно, глибина різання (глибина шліфування) t прямо пропорційна діаметру оброблюваної деталі $D_{\text{дет}}$ й відношенню швидкостей $V_0/V_{\text{дет}}$. Із цього можна зазначити, що процес виправлення похибки форми оброблюваної деталі при радіальному точінні підкоряється закономірностям, установленим при дослідженні круглого урізного шліфу-

вання. Отже, сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ при радіальному точінні буде описуватися залежністю (6.65). Як і при шліфуванні, забезпечити реалізацію збільшених значень сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ можна двома шляхами: збільшенням часу обробки $\tau = \Pi / V_0$ (за рахунок збільшення припуску Π , або зменшення швидкості радіальної подачі V_0) і зменшенням параметра \bar{B} . Збільшення часу обробки τ , очевидно, веде до зниження продуктивності обробки, що не ефективно. Тому більш доцільно виправляти похибку форми оброблюваної деталі шляхом зменшення параметра \bar{B} . При радіальному точінні параметр \bar{B} описується іншою залежністю, ніж при шліфуванні. Для її встановлення слід розглянути залежність (6.39). Тангенціальну складову сили різання можна представити у вигляді: $P_z = \sigma \cdot S$, де σ – умовна напруга різання, Н/м²; $S = H \cdot t$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²; H – ширина різання, м. Глибина різання t визначається залежністю (6.76). Тоді

$$S = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot H \cdot \frac{V_0}{V_{\text{дет}}} \quad (6.77)$$

У залежності (6.77) замість номінальної швидкості радіальної подачі V_0 необхідно розглядати швидкість радіальної подачі $V(\tau)$, що змінюється в процесі різання (у результаті виникнення в технологічній системі пружних переміщень). Тоді залежність (6.77) прийме вигляд:

$$S = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot H \cdot \frac{V(\tau)}{V_{\text{дет}}} \quad (6.78)$$

Підставляючи залежність (6.78) у (6.39) з урахуванням того, що при лезовій обробці роль коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ виконує так званий коефіцієнт різання $K_{\text{різ}} = P_z / P_y$, було отримано:

$$\delta = \frac{\sigma \cdot F \cdot V(\tau)}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{дет}}}, \quad (6.79)$$

де $F = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot H$ – площа оброблюваної поверхні деталі, м².

Порівнюючи залежності (6.79) і (6.39), видно, що в (6.79) замість швидкості круга $V_{кр}$ входить швидкість деталі $V_{дет}$ (швидкість різання). Виходячи із цього, параметр \bar{V} для радіального точіння опишеться:

$$\bar{V} = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{різ} \cdot V_{дет}}. \quad (6.80)$$

Зменшити параметр \bar{V} із метою збільшення сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$, відповідно до залежності (6.65), можна зменшенням умовної напруги різання σ й збільшенням $K_{різ} = P_z / P_y$ і $V_{дет}$. Виходячи із залежності (6.76), це веде до зменшення глибини різання t . Отже, з погляду забезпечення реалізації підвищених значень сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$ доцільно радіальне точіння виконувати з невеликими глибинами різання t .

Необхідно відзначити, що встановлена закономірність справедлива лише при радіальному точінні, тому що при круглому урізному шліфуванні параметр \bar{V} не залежить від швидкості деталі $V_{дет}$, а залежить від швидкості круга $V_{кр}$. У зв'язку із цим при шліфуванні не можна домогтися зменшення параметра \bar{V} за рахунок збільшення швидкості деталі $V_{дет}$. Разом із тим, як відомо, швидкість круга $V_{кр}$ багаторазово перевищує швидкість деталі $V_{дет}$. У результаті параметр \bar{V} при радіальному точінні буде більше, ніж при шліфуванні, що, власне, обмежує можливості реалізації підвищених значень сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$. Слід оцінити можливості зменшення параметра \bar{V} , який визначається залежністю (6.80), за рахунок зменшення σ й збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$. Для цього необхідно звернутися до залежності (4.50) для визначення умовної напруги різання σ . Підставляючи її в залежність (6.80), отримано:

$$\bar{V} = \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot F}{c \cdot K_{різ}^2 \cdot V_{дет}}. \quad (6.81)$$

Як видно, істотно зменшити параметр \bar{V} можна, у першу чергу, за рахунок збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$. При шліфуванні він прий-

має невеликі значення – у межах $0,1 \dots 1,0$, а при точінні – значно більші значення – $1 \dots 10$. Отже, при точінні за рахунок збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$ з'являється можливість зменшення параметра \bar{V} й, відповідно до залежності (6.65), можливість реалізації підвищених значень сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$. Однак це досягається за умови істотного збільшення швидкості деталі $V_{дет}$, яка повинна бути порівнянна зі швидкістю круга при шліфуванні.

Отримані теоретичні результати залишаються справедливими й при поздовжньому точінні. Для їхньої реалізації необхідно виконувати багатопрохідну обробку з максимально можливою для верстата швидкістю деталі $V_{дет}$ й, відповідно, невеликою глибиною різання. Зі збільшенням кількості проходів, очевидно, збільшується час обробки τ й, відповідно до залежності (6.65), сумарне уточнення $\varepsilon_{сум}$.

Таким чином, показано, що за певних умов завдання виправлення похибки форми оброблюваної деталі може бути ефективно вирішено на операціях точіння. Це пов'язано, насамперед, з можливістю зниження силової напруженості процесу точіння (збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$) порівняно зі шліфуванням. Однак, як відзначалося вище, для цього необхідно істотно збільшити швидкість деталі $V_{дет}$, що є, на жаль, важкорозв'язним завданням при обробці на традиційно застосовуваних металорізальних верстатах. Тому необхідно застосовувати сучасні верстати з ЧПУ, що реалізують умови високошвидкісного різання.

Висновки до розділу 6

1. Розроблено математичну модель визначення параметрів точності обробки при круглому урізному шліфуванні з урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі. Установлено, що при шліфуванні за жорсткою схемою пружні переміщення із часом обробки збільшуються, асимптотично наближаючись до значення, яке відповідає умові рівності фактичної та номінальної глибин шліфування.

2. Теоретично визначені оптимальні цикли шліфування, які забезпечують задану точність обробки при найбільшій продуктивності: 1) цикл шліфування, який включає етап врізання круга в нерухливу циліндричну

деталь на глибину різання, рівну величині припуску, і етап знімання всього припуску за одне повільне обертання деталі з глибиною різання, рівною величині припуску; 2) цикл шліфування, який включає етап прискореного врізання круга в оброблювану деталь на величину пружного переміщення, рівну величині припуску, потім етап виходжування для досягнення заданої точності обробки. У цьому випадку етап чорнового багатопрохідного шліфування відсутній.

3. Проведено оптимізацію структури й параметрів операції круглого урізного шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні. Установлено, що найменші значення основного часу обробки досягаються за умови створення на початку переходу виходжування в технологічній системі натягу, рівного 0,2 ... 1,0 величини припуску, що знімається.

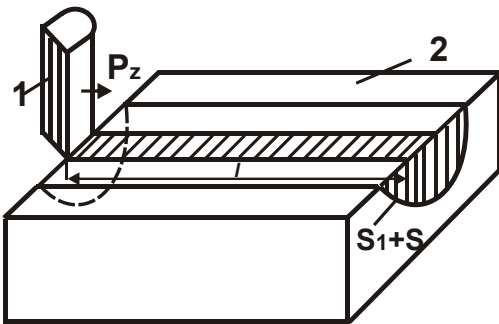
4. Отримано аналітичні залежності для визначення сумарного уточнення на переходах чорнового шліфування й виходжування операції круглого урізного шліфування. Теоретично обґрунтована можливість реалізації відносно великих значень сумарного уточнення (50 і більше). Це досягається за рахунок збільшення часу обробки до значень, які перевищують у кілька разів постійну часу утворення пружного переміщення в технологічній системі. Звідси зроблений висновок про необхідність зменшення постійної часу утворення пружного переміщення в технологічній системі з метою зменшення припуску, який залишається для виправлення похибки форми оброблюваної деталі, і зниження основного часу обробки. Установлено, що перехід виходжування порівняно з переходом чорнового шліфування характеризується більшими технологічними можливостями в плані виправлення похибки форми оброблюваної деталі.

5. Теоретично показано, що отримані аналітичні залежності для визначення сумарного уточнення справедливі як для шліфування, так і для інших методів механічної обробки, зокрема, точіння. Їхня відмінність полягає лише в тому, що при шліфуванні постійна часу утворення пружного переміщення в технологічній системі визначається швидкістю круга, а при точінні – швидкістю деталі. Як відомо, швидкість круга багаторазово перевищує швидкість деталі, що приводить до збільшення постійної часу утворення пружного переміщення в технологічній системі й обмеження можливостей забезпечення заданої похибки форми оброблюваної деталі при точінні.

Розділ 7. Теплові процеси при шліфуванні матеріалів

7.1. Спрощений підхід до розрахунку й аналізу температури при механічній обробці матеріалів

Затрачувана при різанні матеріалу робота йде на нагрівання стружки, що утворюється, оброблюваної деталі, інструмента й охолоджувальної рідини (рис. 7.1). Для розрахунку теплового балансу процесу різання слід розглянути спрощену розрахункову схему на прикладі стругання.



Умовні позначення: 1 – різець; 2 – деталь.

Рис. 7.1. Спрощена схема процесу різання при струганні

Можна припустити, що робота різання $A = P_z \cdot l$ (рівна кількості виділеної при різанні теплоти) йде на нагрівання певних об'ємів оброблюваного матеріалу V_1 (включаючи об'єм стружки), інструмента V_2 й охолоджувальної рідини V_3 до температури θ , тобто

$$A = (m_1 \cdot c_1 + m_2 \cdot c_2 + m_3 \cdot c_3) \cdot \theta, \quad (7.1)$$

де P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

l – довжина шляху різання, м;

m_1 , m_2 , m_3 – певні маси оброблюваного матеріалу, інструмента й охолоджувальної рідини, нагріті до температури θ ;

$$m_1 = \rho_1 \cdot V_1;$$

$$m_2 = \rho_2 \cdot V_2;$$

$$m_3 = \rho_3 \cdot V_3;$$

ρ_1 , c_1 , ρ_2 , c_2 , ρ_3 , c_3 – щільності та питомі теплоємності оброблюваного й інструментального матеріалів і охолоджувальної рідини.

У межі маса m_1 дорівнює масі оброблюваної деталі, маса m_2 – масі інструмента, а маса m_3 із часом обробки τ необмежено збільшується. Очевидно, у міру збільшення τ робота різання A (за рахунок зростання

довжини шляху різання l) також збільшується. Це веде до зростання температури різання θ , тому що вираження в дужках збільшується менш інтенсивно, ніж θ . Очевидно, чим більше маси m_1 і m_2 , тим більше інтенсивність зростання температури різання θ зі збільшенням роботи різання A . Для того щоб зменшити температуру різання θ , необхідно збільшити інтенсивність подачі охолоджувальної рідини (збільшити масу m_3). Зважаючи на те, що із часом обробки τ маси m_1 і m_2 незмінні, а маса m_3 – необмежено збільшується, залежність (7.1) прийме вигляд:

$$A = m_3 \cdot c_3 \cdot \theta.$$

Оскільки $A \cong \tau$; $m_3 \cong \tau$, то температура різання θ після певного часу обробки буде залишатися майже постійною.

Якщо $m_3 = 0$, то відповідно до залежності (7.1) температура різання θ зі збільшенням роботи A буде пропорційно зростати. Чим більше маси m_1 і m_2 , тим менше θ .

Ту саму температуру різання θ (за умови $\tau = \text{const}$) зі збільшенням m_1 можна досягти при менших значеннях m_3 , тобто обробка деталей невеликої маси m_1 вимагає більш інтенсивної подачі охолоджувальної рідини (маси m_3).

Отримані теоретичні рішення погодяться з відомими експериментальними даними. Наприклад, встановлено, що обробка невеликих за масою деталей без застосування охолоджувальної рідини приводить до їхнього значного нагрівання, тоді як обробка на тих же режимах різання більш масивних деталей характеризується меншими температурами. Проблема зниження температури нагрівання деталей надзвичайно актуальна в умовах обробки, коли деталь утримується в руках робітника або коли нагріту деталь доводиться витягати із зони обробки вручну.

Основним шляхом зменшення θ в цьому випадку є зменшення роботи різання A або ж застосування охолоджувальної рідини (збільшення маси m_3). Зменшення роботи різання A припускає зменшення сили різання $P_z = \sigma \cdot S$ за рахунок зменшення умовної напруги різання σ й площі поперечного перерізу зрізу S , що визначає продуктивність обробки. Зменшення σ вимагає застосування більш прогресивних інструментів, процесів обробки, технологічного встаткування, технологічних середовищ і т. д.

Наведене теоретичне рішення було використане для вдосконалювання процесу зняття задирок і формування фасок на торці сталевого кільця після його шліфування. Операція виконувалася на свердлильному верстаті із застосуванням звичайної шліфувальної стрічки для сухої обробки. У процесі короткочасної обробки кільце значно нагрівалося, а шліфувальна стрічка в місці контакту з кільцем втрачала ріжучу здатність внаслідок підвищеної температури. Нагрівання кільця надзвичайно утрудняло оцінку якості його обробки на робочому місці, у результаті операція виявилася достатньо трудомісткою.

Застосування водостійкої шліфувальної стрічки з електрокорунду нормального зернистістю 10 дозволило зменшити потужність різання й, відповідно, умовну напругу різання σ за рахунок більш високої ріжучої здатності шліфувальної стрічки. Це забезпечило істотне зниження температури різання, і кільце відразу після обробки можна було утримувати в руках при огляді сформованих фасок. Крім того, покращилася якість обробки. Об'єм V_1 можна представити у вигляді:

$$V_1 = l \cdot (S + S_1), \quad (7.2)$$

де S_1 – площа поперечного перерізу об'єму V_1 деталі без урахування площі поперечного перерізу зрізу S (див. рис. 7.1).

Після нескладних перетворень отримано:

$$\theta = \frac{\sigma}{\left[\rho_1 \cdot c_1 \cdot \left(1 + \frac{S_1}{S} \right) + \rho_2 \cdot c_2 \cdot \frac{V_2}{V} + \rho_3 \cdot c_3 \cdot \frac{V_3}{V} \right]}, \quad (7.3)$$

де $V = l \cdot S$ – об'єм матеріалу, що зрізується, м³.

Залежність (7.3) дозволяє в загальному вигляді проаналізувати умови зменшення температури різання θ . Очевидно, найбільше впливає на θ умовна напруга різання σ . Отже, основний шлях зменшення θ – це зменшення σ за рахунок підвищення ріжучої здатності інструмента, зменшення сил тертя в процесі різання.

Зменшити температуру різання θ можна також збільшенням параметрів $\rho_1, c_1, \rho_2, c_2, \rho_3, c_3, S_1, V_2, V_3$, тобто, чим більше сумарний об'єм $(V_1 - V) + V_2 + V_3$, тим нижче температура різання. Самостійно впливає

на температуру різання θ відношення S_1/S . З його збільшенням температура різання θ зменшується.

Залежність (7.3) не враховує теплопровідність матеріалу, тобто можливість поступового поширення теплоти в матеріалі від місць, більш нагрітих, до місць менш нагрітих. По суті, залежність (7.3) визначає максимально можливу температуру різання. Збільшення площі поперечного перерізу зрізу S і об'єму зрізаного матеріалу V сприяють збільшенню температури різання.

Слід розглянути окремі випадки. Можна припустити, що робота різання A затрачається лише на нагрівання стружки, що утворюється (зрізаного матеріалу об'ємом V) і мастильно-охолоджувальної рідини об'ємом V_3 , що подається в зону різання, до температури різання θ . Тоді $S_1 = 0$, $V_2 = 0$ і залежність (7.3) прийме вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{\rho_3 \cdot c_3 \cdot V_3}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot V}} \right). \quad (7.4)$$

Температура різання θ залежить від двох відношень $\frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1}$ і $\frac{\rho_3 \cdot c_3 \cdot V_3}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot V}$. Чим менше перше й більше друге, тим менше температура.

При різанні без використання мастильно-охолоджувальної рідини ($V_3 = 0$) другий доданок у (7.4) відсутній, і температура різання θ визначається лише відношенням $\frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1}$.

Чим більше параметри ρ_3 , c_3 , V_3 у залежності (7.4), тим менше температура різання θ . Теплоємність води, яка використовується в якості охолоджувальної рідини, приблизно в 10 разів більше теплоємності оброблюваної сталі, а $V_3 > V$. Отже, наявність другого доданка в знаменнику залежності (7.4) указує на те, що за рахунок застосування охолоджувальної рідини можна на порядок зменшити температуру різання θ . Зі збільшенням інтенсивності знімання матеріалу (що пропорційно збіль-

шенню об'єму матеріалу V) для виконання умови $\theta = \text{const}$ інтенсивність подачі охолоджувальної рідини повинна зрости, тобто збільшитися об'єм V_3 .

Слід виконати кількісну оцінку отриманого теоретичного рішення. Необхідно визначити температуру різання θ за залежністю:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1}. \quad (7.5)$$

Умовна напруга різання визначається залежністю $\sigma = \sigma_{\text{ст}} / 2 \cdot \text{tg} \beta$, де $\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м^2 ; β – умовний кут зсуву матеріалу при різанні. Тоді отримано

$$\theta = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \text{tg} \beta \cdot \rho_1 \cdot c_1}. \quad (7.6)$$

Можна припустити, що обробляється різанням загартована швидкорізальна сталь Р18: $\sigma_{\text{ст}} = 360 \text{ кгс/мм}^2 = 36 \cdot 10^8 \text{ Н/м}^2$; $\rho_1 = 8,6 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; $c_1 = 0,09 \text{ кал/г} \cdot \text{град.} = 0,38 \cdot 10^3 \text{ Дж/кг} \cdot \text{град.}$ Розраховане за залежністю (7.6) значення температури різання θ для $\text{tg} \beta = 1$ дорівнює $\theta = 550 \text{ }^\circ\text{C}$, а для $\text{tg} \beta = 0,1$ ($\beta = 6^\circ$) дорівнює $\theta = 5\,500 \text{ }^\circ\text{C}$. Таким чином, з урахуванням реальних значень умовного кута зсуву матеріалу β температура різання θ змінюється в межах $550^\circ - 5\,500^\circ\text{C}$. Виходячи з відомих експериментальних даних, температура різання, як правило, не перевищує $1\,000^\circ$. Розбіжність розрахункових і експериментальних значень температури різання може бути обумовлена різними факторами, наприклад тим, що зі збільшенням температури межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск $\sigma_{\text{ст}}$ істотно зменшується. З урахуванням сказаного, параметр $\sigma_{\text{ст}}$ слід представити у вигляді:

$$\sigma_{\text{ст}} = \sigma_{\text{ст}0} \cdot \left(\frac{\theta_0}{\theta} \right)^n, \quad (7.7)$$

де $\sigma_{\text{ст}0}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск при невеликій початковій температурі θ_0 ($\theta_0 = 100 \text{ }^\circ\text{C}$).

Необхідно підставити залежність (7.7) у (7.6) і розв'язати її відносно температури різання θ :

$$\theta = \left(\frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \text{tg} \beta \cdot \rho_1 \cdot c_1} \right)^{\frac{1}{1+n}} \cdot \theta_0^{\frac{n}{1+n}}. \quad (7.8)$$

Експериментально встановлено, що показник n змінюється в межах $0 < n < 1$ ($\theta_0 \approx 100$ °С). Тоді для $n = 1$ і $\text{tg} \beta = 1$ температура різання $\theta = 230$ °С, а для $\text{tg} \beta = 0,1$ дорівнює $\theta = 742$ °С.

Цим показано, що зменшення межі міцності оброблюваного матеріалу $\sigma_{\text{ст}}$ у зв'язку зі збільшенням температури може бути одним із факторів, що приводять у відповідність теоретичні й експериментальні значення температури різання. Розраховане за залежністю (7.6) максимальне значення температури стружки θ може бути також зменшене за рахунок другого множника залежності (7.4), який входить у круглі дужки й менше одиниці. Слід визначити із залежності (7.5) умовну напругу різання σ з урахуванням температурного фактора, для чого температуру стружки θ необхідно виразити залежністю (7.8), тоді

$$\sigma = \left(\frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \text{tg} \beta} \right)^{\frac{1}{1+n}} \cdot (\rho_1 \cdot c_1 \cdot \theta_0)^{\frac{n}{1+n}}. \quad (7.9)$$

Залежність (7.9) відрізняється від аналогічної наведеної вище залежності тим, що в неї входять додаткові параметри n , ρ_1 , c_1 , θ_0 . Чим більше n , тим значніше роль температурного фактора у формуванні умовної напруги різання σ .

Умовно залежність (7.9) можна представити добутком двох множників, укладених у круглі дужки. Для того щоб оцінити роль температурного фактора, слід виконати розрахунок двох множників для загартованої швидкорізальної сталі Р18. З урахуванням наведених вище значень $\sigma_{\text{ст}0} = 36 \cdot 10^8$ Н/м², ρ_1 , c_1 , $\theta_0 = 100$ °С, $\text{tg} \beta = 1$ і $n = 1$ отримано:

$$\left(\frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \text{tg} \beta} \right)^{\frac{1}{1+n}} = 4,24 \cdot 10^4; \quad (\rho_1 \cdot c_1 \cdot \theta_0)^{\frac{n}{1+n}} = 1,81 \cdot 10^4. \quad \text{Як видно, другий множ-}$$

ник приблизно у два рази менше першого. Отже, температурний фактор відіграє важливу роль у формуванні силової напруженості процесу різання, узагальнено обумовленої параметром σ . Розраховане за залежністю (7.9) значення σ дорівнює $\sigma = 7,67 \cdot 10^8 \text{ Н/м}^2$, а розраховане за залежністю $\sigma = \sigma_{\text{СТ}} / 2 \cdot \text{tg}\beta = 18 \cdot 10^8 \text{ Н/м}^2$, тобто температурний фактор сприяє зменшенню умовної напруги різання σ більш ніж у 2 рази. Це наближає розрахункові значення σ до експериментально встановлених.

Слід розрахувати умовну напругу різання σ для найменшого значення умовного кута зсуву β , при якому реалізується процес різання. Судячи з експериментальних даних, наведених у науково-технічній літературі, найменше значення β дорівнює приблизно 6° , тобто $\text{tg}\beta \approx 0,1$. Тоді перший множник залежності (1.9) дорівнює $13,42 \cdot 10^4$, що в 7,4 рази більше множника ($1,81 \cdot 10^4$). Таким чином показано, що в загальному випадку перший множник більше другого в 2 ... 7,4 рази з урахуванням зміни умовного кута зсуву β в межах $6 \dots 45^\circ$.

При значенні умовного кута зсуву $\beta = 6^\circ$ параметр σ , розрахований за залежністю (1.9), дорівнює $\sigma = 24,29 \cdot 10^8 \text{ Н/м}^2$, а розрахований за залежністю (1.53) – $\sigma = 180 \cdot 10^8 \text{ Н/м}^2$. У цьому випадку за рахунок дії температурного фактора умовна напруга різання σ зменшилася в 7,4 рази.

Отже, для більш точного розрахунку σ необхідно враховувати температурну залежність межі міцності оброблюваного матеріалу на стиск $\sigma_{\text{СТ}}$ (або межі міцності матеріалу на зсув $\tau_{\text{ЗСУВ}}$ і т. д.). Тоді параметр σ буде залежати не тільки від механічних характеристик оброблюваного матеріалу $\sigma_{\text{СТ}}$, $\tau_{\text{ЗСУВ}}$ та інших, але й від теплоємності матеріалу c_1 і його щільності ρ_1 . Виходячи із залежності (7.9), параметр σ визначається добутком трьох характеристик оброблюваного матеріалу σ , ρ_1 , c_1 . Цим можна пояснити те, що оброблюваність матеріалу визначається не тільки його механічними, але й теплофізичними характеристиками.

7.2. Розрахунок температури при механічній обробці з урахуванням теплопровідності матеріалу

Наведені залежності не враховують теплопровідності оброблюваного й інструментального матеріалів, тобто можливість поступового поширення теплоти в речовині від місць більш нагрітих до місць менш на-

грітих. Як відзначалося вище, наведені залежності визначають максимально можливу температуру при різанні. З курсу фізики відомо, що кількість тепла, яке проходить через стінку з площею поверхні F , при сталому тепловому потоці визначається:

$$Q = \lambda \cdot F \cdot \frac{\theta_1 - \theta_2}{h} \cdot \tau, \quad (7.10)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·град.;

θ_1, θ_2 – сталі температури поверхонь двох сторін стінки, град.;

h – товщина стінки, м;

τ – час, протягом якого переміщалося тепло, с.

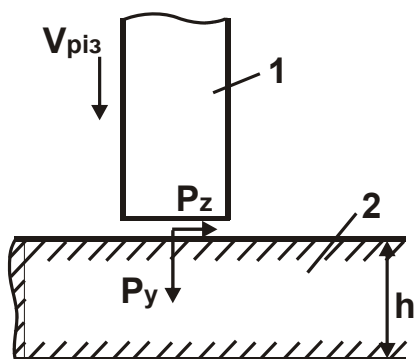
Розглядаючи схему різання, коли інструмент переміщається по нормалі до умовної стінки (рис. 7.2) зі швидкістю $V_{\text{різ}}$, залежність (7.5) з урахуванням умов $Q = A = P_y \cdot V_{\text{різ}} \cdot \tau$; $P_y = P_z / K_{\text{різ}}$ і $\theta = 0$, прийме вигляд:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{\text{різ}} \cdot h}{\lambda \cdot K_{\text{різ}} \cdot F}, \quad (7.11)$$

де $K_{\text{різ}} = P_z / P_y$ – коефіцієнт різання;

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

$V_{\text{різ}}$ – швидкість подачі інструмента, м/с.



Умовні позначення:

1 – інструмент; 2 – деталь.

Рис. 7.2. Розрахункова схема процесу різання

Як видно, температура різання θ тим менше, чим менше складова сили різання P_z , швидкість різання $V_{\text{різ}}$, товщина стінки h (товщина оброблюваної деталі) і чим більше $K_{\text{різ}}$, λ , F . Зменшення P_z і збільшення $K_{\text{різ}}$ може бути досягнуто шляхом підвищення ріжучої здатності інструмента.

Глибина поширення тепла при різанні не завжди дорівнює товщині стінки h . Дана умова виконується лише при обробці тонкостінних деталей. Тепло, що утворюється при

різанні, як правило, концентрується в поверхневому шарі оброблюваної деталі товщиною h . Для визначення h складемо умову:

$$Q = m_1 \cdot c_1 \cdot \theta, \quad (7.12)$$

де $m_1 = \rho_1 \cdot F \cdot h$;

F – площа контакту інструмента з оброблюваним матеріалом, m^2 .

Робота різання $A = P_y \cdot V_{\text{різ}} \cdot \tau$ рівна кількості тепла, що утворюється при різанні Q . Тоді з залежності (7.12) випливає:

$$h = \frac{P_z \cdot V_{\text{різ}} \cdot \tau}{F \cdot K_{\text{різ}} \cdot \rho_1 \cdot c_1 \cdot \theta}. \quad (7.13)$$

Слід підставити (7.13) у залежність (7.11):

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{\text{різ}}}{F \cdot K_{\text{різ}}} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\lambda \cdot c_1 \cdot \rho_1}}, \quad (7.14)$$

звідки

$$h = \sqrt{\frac{\lambda \cdot \tau}{\rho_1 \cdot c_1}}. \quad (7.15)$$

Температура різання θ тим менше, чим менше параметри P_z , $V_{\text{різ}}$, τ і більше F , $K_{\text{різ}}$, λ , c_1 , ρ_1 . Глибина поширення тепла h однозначно визначається часом обробки τ : зі збільшенням τ товщина h збільшується.

Середня швидкість поширення тепла V_T визначається:

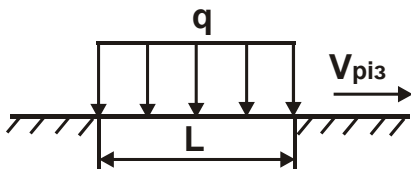


Рис. 7.3. Розрахункова схема процесу різання

$$V_T = \frac{h}{\tau} = \sqrt{\frac{\lambda}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \tau}}. \quad (7.16)$$

Із часом обробки τ швидкість V_T зменшується. Для схеми різання (показаної на рис. 7.3), розглядаючи τ як час, за який теплове джерело щільністю q і довжиною L переміститься на величину L , температура різання θ за на-

веденою вище методикою із урахуванням залежностей $Q = P_z \cdot V_{\text{різ}} \cdot \tau$ і $P_z = \sigma \cdot S$ визначиться:

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot \frac{S}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}}. \quad (7.17)$$

На відміну від аналогічної залежності (7.4), отриманої для умови $V_3 = 0$, залежність (7.17) містить нові змінні $V_{\text{різ}}$, S , F і λ , обумовлені теплопровідністю матеріалу. Слід представити залежність (7.17) у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \left(V_{\text{різ}} \cdot \frac{S}{F} \cdot \sqrt{\frac{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \tau}{\lambda}} \right). \quad (7.18)$$

З урахуванням (7.16) залежність (7.18) виразиться:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \frac{S}{F} \cdot \frac{V_{\text{різ}}}{V_T}. \quad (7.19)$$

Перший множник $\sigma / \rho_1 \cdot c_1$ визначає максимально можливу температуру поверхні деталі, а другий S/F і третій $V_{\text{різ}}/V_T$ множники – безрозмірні величини, які по фізичній суті повинні знижувати температуру внаслідок теплопровідності оброблюваного матеріалу. Величина $\frac{S}{F} \cdot \frac{V_{\text{різ}}}{V_T}$

визначає відношення продуктивності обробки до швидкості зміни об'єму матеріалу, нагрітого до температури θ .

Для точіння $S = a \cdot v$; $F = L \cdot v$; $\tau = L / V_{\text{різ}}$. Тоді

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \sqrt{\frac{\rho_1 \cdot c_1 \cdot V_{\text{різ}} \cdot a^2}{\lambda \cdot L}}, \quad (7.20)$$

де a , v – товщина й ширина зрізу, м.

У першому наближенні параметр L можна розглядати як довжину контакту різця з оброблюваним матеріалом, тобто $L \rightarrow 0$. В уточненому

поданні параметр L слід розглядати як довжину зони різання, охоплену зсувними деформаціями оброблюваного матеріалу, тобто обумовлену положенням умовної площини зсуву матеріалу (її проекцією на оброблювану поверхню). Виходячи з рис. 7.4, справедливе відношення $a/L = \operatorname{tg}\beta$.

З урахуванням $V_{\text{різ}} \cdot a = Q_{\text{пит}}$ залежність (7.20) прийме вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \sqrt{\frac{\rho_1 \cdot c_1 \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \operatorname{tg}\beta}{\lambda}}, \quad (7.21)$$

де $Q_{\text{пит}}$ – питома продуктивність обробки, що приходить на одиницю ширини зрізу, $\text{м}^2/\text{с}$.

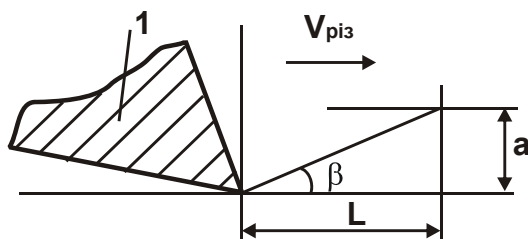
Для визначення умовного кута зсуву матеріалу β можна скористатися формулою, отриманою професором Зворикінім К. О.:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (7.22)$$

де γ – передній кут інструмента;

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

Умовна напруга різання σ зв'язана з кутом зсуву β залежністю:



Умовне позначення: 1 – різець.

Рис. 7.4. Розрахункова схема умовного кута зсуву матеріалу β

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \operatorname{tg}\beta}. \quad (7.23)$$

Слід підставити (7.23) у (7.21):

$$\theta = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \rho_1 \cdot c_1} \cdot \sqrt{\frac{\rho_1 \cdot c_1 \cdot Q_{\text{пит}}}{\lambda \cdot \operatorname{tg}\beta}}. \quad (7.24)$$

У даному випадку параметр θ визначає температуру поверхні оброблюваної деталі, яка тим менше, чим менше $\sigma_{\text{ст}}$, $Q_{\text{пит}}$ і більше умовний кут зсуву β . Виходячи із залежності (7.22), збільшити кут β можна збільшенням переднього кута γ інструмента (різця) і зменшенням коефі-

цієнта тертя f на його передній поверхні. Отримане теоретичне рішення відповідає численним експериментальним даним [10; 11], згідно з якими зі збільшенням швидкості різання $V_{\text{різ}}$ і товщини зрізу a (тобто зі збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$), а також зі зменшенням позитивного переднього кута різця γ й збільшенням коефіцієнта тертя f на його передній поверхні відбувається збільшення температури поверхні деталі. Застосування ефективних технологічних середовищ, нанесення зносостійких покриттів на передню поверхню лезових інструментів сприяє зменшенню коефіцієнта тертя й температури поверхні деталі.

У роботі [97] показано, що з урахуванням дії на передній поверхні інструмента розподіленого навантаження умовний кут зсуву матеріалу β визначається залежністю $\text{tg}\beta = \frac{a}{l} \cdot \frac{\tau_{\text{зсув}}}{HV}$, де l – довжина контакту стружки з передньою поверхнею різця, м; HV , $\tau_{\text{зсув}}$ – відповідно твердість і межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м².

Підставляючи дану залежність у залежність (7.24) і приймаючи при цьому $l = a \cdot \alpha$ й $HV = \alpha_1 \cdot \tau_{\text{зсув}}$ (де $\alpha > 1$ та $\alpha_1 > 1$), було отримано:

$$\theta = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \sqrt{\frac{\rho_1 \cdot c_1 \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \alpha \cdot \alpha_1}{\lambda}}. \quad (7.25)$$

Чим більше коефіцієнти α й α_1 , тим більше температура поверхні оброблюваної деталі θ . Оскільки коефіцієнт α_1 характеризує властивості оброблюваного матеріалу й заданий, то зменшити температуру поверхні оброблюваної деталі θ можна зменшенням коефіцієнта α до значення $\alpha < 1$. Це може бути досягнуто різними методами, наприклад, переводом деформуємих шарів оброблюваного матеріалу із пластичного в крихкий стан, зменшенням пластичних і пружних деформацій оброблюваного матеріалу за рахунок зменшення коефіцієнта тертя на передній поверхні інструмента, дробленням стружки за допомогою вібрацій і ультразвукових коливань і т. д.

Слід перетворити залежність (7.18) стосовно процесу плоского шліфування (рис. 7.5), приймаючи $V_{\text{різ}} = V_{\text{кр}}$; $F = B \cdot l$; $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$; $S = Q/V = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t/V_{\text{кр}}$; $\tau = l/V_{\text{дет}}$. Тоді

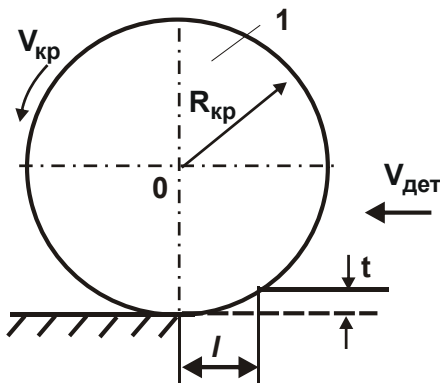
$$\theta = \frac{\sigma}{\rho_1 \cdot c_1} \cdot \sqrt{\frac{\rho_1 \cdot c_1 \cdot Q_{\text{пит}}}{\lambda}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}, \quad (7.26)$$

де S – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами, м^2 ;

B – ширина шліфування, м ;

l – довжина дуги контакту круга з оброблюваним матеріалом, м ;

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



Умовне позначення: 1 – круг.

Рис. 7.5. **Розрахункова
схема параметрів
плоского шліфування**

Як видно, температура поверхні оброблюваної деталі θ тим менше, чим менше параметри t , $Q_{\text{пит}}$ і більше $R_{\text{кр}}$, тобто ефективно обробку здійснювати за схемою багатопрхідного шліфування (збільшуючи $V_{\text{дет}}$ і зменшуючи t). Основною умовою зменшення температури θ слід розглядати зменшення умовної напруги різання σ , яка із всіх змінних параметрів входить у залежність (7.26) з найбільшим ступенем. Для цього необхідно підтримувати в процесі шліфування високу ріжучу здатність круга, знижувати інтенсивність тертя в зоні різання. На основі отриманої залежності (7.24) можна визначити максимально можливу питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$, обумовлену температурним фактором:

$$Q_{\text{пит}} = c_1 \cdot \rho_1 \cdot \lambda \cdot \text{tg} \beta \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma_{\text{ст}}} \right)^2. \quad (7.27)$$

Продуктивність $Q_{\text{пит}}$ тим більше, чим більше параметри ρ_1 , c_1 , λ , β , θ і менше $\sigma_{\text{ст}}$. Значення температури θ може бути обмежено параметрами якості обробки й т. д. Тому можна припустити, що існує граничне або оптимальне значення θ , яке необхідно підтримувати в процесі різання. Виходячи із цього, змінним параметром, що входить у залежність (7.27), є лише умовний кут зсуву матеріалу β . Всі інші параметри при рі-

занні конкретного матеріалу залишаються незмінними. Отже, підвищити $Q_{\text{пит}}$ можна за рахунок збільшення кута β , збільшуючи кут інструмента γ й зменшуючи коефіцієнт тертя f на його передній поверхні (виходячи із залежності (7.22)).

Домогтися заданого значення $Q_{\text{пит}} = V_{\text{різ}} \cdot a$ при точінні можна різними сполученнями швидкості різання $V_{\text{різ}}$ і товщини зрізу a . Збільшення швидкості різання $V_{\text{різ}}$ припускає зменшення a і навпаки. На відміну від швидкості різання $V_{\text{різ}}$ товщина зрізу a , як відомо, обмежена міцністю різального інструмента. Отже, вибір товщини зрізу a необхідно виконувати з умови забезпечення міцності різального інструмента, а вибір швидкості різання $V_{\text{різ}}$ – з умови $V_{\text{різ}} = Q_{\text{пит}} / a$, де питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ визначається із залежності (7.27).

Експериментально встановлено [91], що при фіксованій температурі θ добуток швидкості різання й подачі (незалежно від їхнього сполучення) має приблизно однакову величину. Це погодиться із залежністю (7.27). Із проведеного аналізу випливає надзвичайно важливий висновок, який полягає в тому, що основним обмеженням збільшення продуктивності процесу різання є температурний фактор, а допоміжним (визначаючим граничну товщину зрізу a) – механічний, обумовлений міцністю різального інструмента. Цим можна пояснити те, що вибір оптимальних режимів різання на практиці обумовлений, головним чином, температурним фактором.

7.3. Розрахунок теплового балансу при механічній обробці матеріалів

Маючи у своєму розпорядженні теоретичні рішення, які враховують теплопровідність матеріалу, можна підійти до кількісної оцінки теплового балансу при різанні. Слід припустити, що робота різання при точінні йде на нагрівання стружки, що утворюється, і поверхневого шару обробленого матеріалу деталі. Нагрівання різального інструмента спочатку враховувати не потрібно. Тоді залежність (7.1) прийме вигляд:

$$A = m_1 \cdot c_1 \cdot \theta, \quad (7.28)$$

де $m = \rho_1 \cdot l \cdot v \cdot (a + h)$ – сумарна маса (у кг) стружки і нагрітого об'єму поверхневого шару обробленої поверхні деталі товщиною h й довжиною l (див. рис. 7.1);

a і v – товщина й ширина зрізу, м.

Приймаючи $A = P_z \cdot l = \sigma \cdot a \cdot v \cdot l$ з урахуванням залежності (7.28):

$$\sigma = \rho \cdot c \cdot \theta \cdot \left(1 + \frac{h}{a}\right), \quad (7.29)$$

де $\rho = \rho_1$;

$c = c_1$.

Виходячи із залежності (7.29), умовна напруга різання σ визначається двома доданками. Перший доданок еквівалентний роботі, яка затрачується на нагрівання стружки до температури θ , а другий доданок – роботі, яка затрачується на нагрівання до тієї ж температури поверхневого шару обробленого матеріалу деталі товщиною h .

Із залежності (7.29) випливає залежність для розрахунку температури різання θ , що враховує тепло, яке йде в стружку й деталь:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho \cdot c} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{h}{a}\right)}. \quad (7.30)$$

Структурно залежність (7.30) аналогічна залежності (7.4), отриманій з урахуванням тепла, яке йде в оброблюваний матеріал і охолоджувальну рідину. Для визначення h слід перетворити залежність (7.10), розглядаючи поширення тепла в деталь і шар матеріалу товщиною a , що зрізується:

$$Q = \lambda \cdot F \cdot \theta \cdot \tau \cdot \left(\frac{1}{h} + \frac{1}{a}\right).$$

Тоді з урахуванням виражень $Q = P_z \cdot V_{\text{різ}} \cdot \tau$; $F = L \cdot b$; $P_z = \sigma \cdot a \cdot b$; $L = a / \text{tg} \beta$ і залежності (7.30) отримано:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho \cdot c} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{\lambda}{\rho \cdot c \cdot V_{\text{різ}} \cdot a \cdot \text{tg}\beta}} \right). \quad (7.31)$$

Порівнюючи залежності (7.30) і (7.31), отримано:

$$\frac{h}{a} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c \cdot a \cdot V_{\text{різ}} \cdot \text{tg}\beta}. \quad (7.32)$$

Знаючи умовний кут зсуву матеріалу β для заданих умов обробки (λ , ρ , c , a , $V_{\text{різ}}$), можна за залежністю (7.32) визначити відношення h/a . По фізичній суті це відношення визначає частку роботи різання (кількості тепла), яка затрачується на нагрівання до температури θ поверхневого шару оброблюваного матеріалу деталі товщиною h .

При різанні швидкорізальної сталі Р18 ($\lambda = 0,058$ кал/см·с·град.; $c = 0,09$ кал/г·град; $\rho = 8,6$ г/см³) з режимом різання: $a = 0,01$ см; $V_{\text{різ}} = 100$ см/с; $\text{tg}\beta = 1$, відношення h/a , виходячи із залежності (7.32), дорівнює 0,075. Отже, частка тепла, затрачуваного на нагрівання стружки, дорівнює 93 %, а частка тепла, затрачуваного на нагрівання деталі, дорівнює всього 7 %.

Зі зменшенням умовного кута зсуву матеріалу β відношення h/a збільшується (табл. 7.1). За умови $\beta = 10^\circ$ у стружку й оброблювану деталь відповідно йде 60 і 40 % тепла. Як видно, у стружку йде більше тепла, чим у оброблювану деталь (у широкому діапазоні зміни умов обробки). Це погодиться з експериментальними даними, наприклад, наведеними в табл. 7.2 [23].

Таблиця 7.1

Розрахункове значення h/a

β , град.	45	30	20	10
h/a	0,075	0,13	0,2	0,43

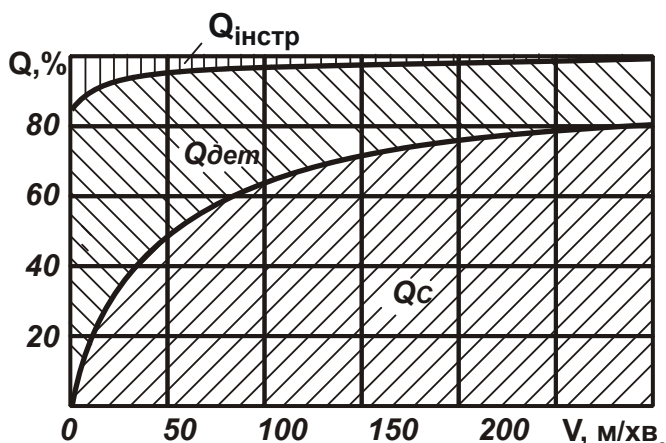
Загальна кількість тепла, що виділяється, середня температура стружки й розподіл тепла між стружкою, деталлю й інструментом при точінні

Матеріал оброблюваної деталі	Загальна кількість тепла в ккал/хв.	Середня температура стружки в град.	Кількість тепла в %		
			у стружці	у деталі	у різці
Сталь 40X	12,9	420	71	29	1,9
Чавун (НВ 207)	13	290	42	50	1,5
Алюміній	8,7	140	21	73	2,2

Умови обробки: $t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об.; $V = 100$ м/хв.

Виходячи з табл. 7.2, найбільша кількість тепла при різанні сталі 40X йде в стружку, а найменша – у різець. При різанні чавуну найбільша кількість тепла йде в деталь, що пов'язано з відсутністю утворення суцільної стружки. При різанні алюмінію внаслідок його високої теплопроводності найбільша кількість тепла йде в деталь.

У всіх трьох розглянутих випадках кількість тепла, що йде в різець, мізерно мала й, отже, у розрахунках його можна не враховувати. Залежність (7.32) слід представити у вигляді:



Умови обробки: $t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об.

Рис. 7.6. Розподіл тепла Q між стружкою, інструментом і деталлю при точінні сталі 40X різцем із твердого сплаву Т30К6

$$\frac{h}{a} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \text{tg}\beta}$$

Як видно, чим більше питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = a \cdot V_{\text{різ}}$, тим менше відношення h/a і менша кількість тепла йде в деталь. Основна кількість тепла йде в стружку. Це підтверджується експериментальними даними (рис. 7.6 [23]). Зі збільшенням швидкості

різання кількість тепла, що йде в стружку, збільшується до 80 %, а кількість тепла, що йде в деталь, зменшується приблизно від 80 % (при $V_{\text{різ}} \rightarrow 0$) до 20 % (при $V_{\text{різ}} = 300$ м/хв.). Виражаючи в (7.30) умовну напругу різання σ залежністю $\sigma = \sigma_{\text{ст}} / 2 \operatorname{tg} \beta$, отримано рішення:

$$\theta = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \rho \cdot c \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{h}{a}\right)}. \quad (7.33)$$

Приймаючи вихідні дані: $\sigma_{\text{ст}} = 36 \cdot 10^8$ Н/м²; $\rho = 8,6 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 0,38 \cdot 10^3$ Дж/кг·град.; $\operatorname{tg} \beta = 1$, а також установлене вище значення $h/a = 0,075$ (для швидкорізальної сталі Р18), із залежності (7.33) можна визначити температуру θ , яка дорівнює 512,3 °С.

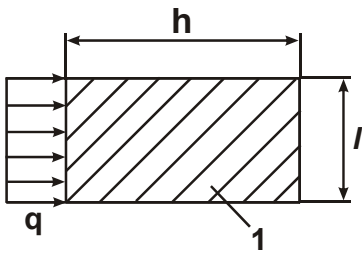
Якщо не враховувати в залежності (7.33) множник $(1 + h/a) = 1,075$, то температура $\theta = 559,8$ °С. Як видно, розходження значень температури для двох розглянутих випадків не настільки істотно й тому для певних умов обробки частку тепла, що йде в деталь, можна при розрахунках не враховувати. Тоді справедлива спрощена залежність:

$$\theta = \frac{\sigma}{\rho \cdot c}. \quad (7.34)$$

При різанні з використанням мастильно-охолоджувальної рідини розрахунок температури θ необхідно виконувати за залежністю (7.4). За рахунок другого доданку (який знаходиться в круглих дужках і менше одиниці), температура θ зменшиться. Чим більше відношення c_3/c_1 і V_3/V , тим значніше зниження температури при різанні.

7.4. Наближений розрахунок температури при механічній обробці матеріалів

Експериментально установлено, що найбільша температура при лезовій обробці досягається на передній поверхні інструмента в результаті її тертя зі стружкою. Тому в теорії різання температуру, що утворюється на контактуючих поверхнях, називають температурою різання.



Умовне позначення:

1 – пластина.

Рис. 7.7. Розрахункова схема процесу різання

Для аналізу температури різання слід розглянути спрощену розрахункову схему (рис. 7.7), у якій ріжучу частину інструмента (різця) необхідно представити прямокутною пластинкою товщиною h , яка контактує передньою поверхнею зі стружкою, що рухається зі швидкістю $V_{\text{стр}}$.

Нехай на передній поверхні інструмента діє тепловий потік щільністю

$q' = \frac{N}{F} = \frac{P_y \cdot V_{\text{стр}}}{b \cdot l}$, де N – потужність теплового потоку, Вт; $P_y = P_z \cdot f$ – радіальна складова сили різання, Н; P_z – тангенціальна складова сили різання, Н; f – коефіцієнт тертя на передній поверхні інструмента; F – площа контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, м²; b і l – відповідно ширина й довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, м.

Кількість тепла Q , яке протікає через пластинку товщиною h , визначається залежністю (7.10). Тоді з урахуванням $Q = A = N \cdot \tau + P_y \cdot V_{\text{стр}} \cdot \tau$ і $\theta_2 = 0$ температура різання $\theta = \theta_1$ аналітично описується:

$$\theta = \frac{P_z \cdot f \cdot V_{\text{стр}} \cdot h}{\lambda \cdot b \cdot l}. \quad (7.35)$$

Слід представити $P_z = \sigma \cdot S = \sigma \cdot a \cdot b$ й $V_{\text{стр}} = V_{\text{різ}} / k_L$, де k_L – коефіцієнт усадки стружки.

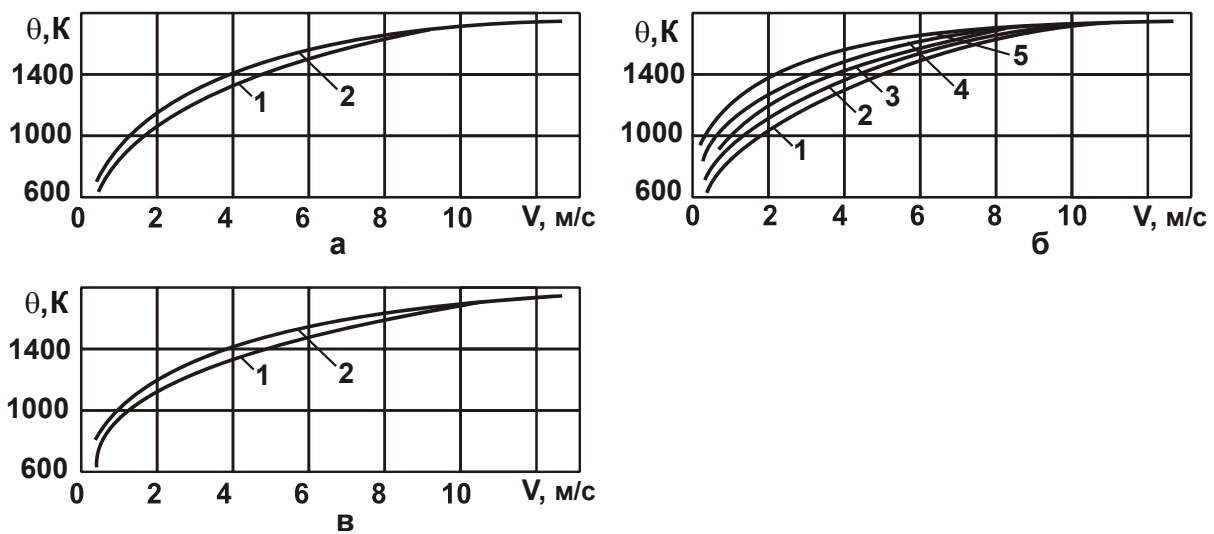
Відповідно до відомої формули професора Тіме А. М., для переднього кута різця, рівного нулю, коефіцієнт усадки стружки визначається залежністю $k_L = 1 / \text{tg} \beta$. Тоді після перетворень залежність (7.35) прийме вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot a \cdot f \cdot V_{\text{різ}} \cdot \text{tg} \beta \cdot h}{\lambda \cdot l}. \quad (7.36)$$

Умовну напругу різання σ слід виразити залежністю $\sigma = \sigma_{\text{ст}} / 2 \text{tg} \beta$ з урахуванням відношення $\text{tg} \beta = a / l$, тоді

$$\theta = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot f \cdot V_{\text{різ}} \cdot \text{tg} \beta \cdot h}{2 \cdot \lambda} \quad (7.37)$$

Як видно, зі збільшенням швидкості різання $V_{\text{різ}}$ температура різання θ збільшується, однак не за лінійним законом, тому що одночасно відбувається зменшення параметрів $\sigma_{\text{ст}}$ і f (у зв'язку зі збільшенням температури) і збільшення кута зсуву матеріалу β (як установлено експериментально (див. рис. 7.5)). Дана залежність погодиться з аналогічними залежностями, установленими експериментально багатьма дослідниками. Наприклад, у роботі професора Лоладзе Т. М. [46] показано, що зі збільшенням швидкості різання температура різання безупинно збільшується, причому при невеликих швидкостях різання – більш інтенсивно (рис. 7.8). Виходячи із залежності (7.37), нелінійний характер зміни температури різання від швидкості різання може бути обумовлений зменшенням $\sigma_{\text{ст}}$ і f у зв'язку зі збільшенням температури.



Умови обробки: $\sigma_{\text{В}} = 617$ МПа; $\gamma = -4^{\circ}$; $\alpha = 10^{\circ}$; $\varphi = 45^{\circ}$.

Умовні позначення: а – Т5К10 – сталь 40; б – Т15К6 – сталь 40; в – Т30К4 – сталь 40; 1 – $S = 0,21$ мм/об.; 2 – $S = 0,3$ мм/об.; 3 – $S = 0,42$ мм/об.; 4 – $S = 0,6$ мм/об.; 5 – $S = 0,84$ мм/об.

Рис. 7.8. Зміна температури різання сталі 40 залежно від швидкості різання [46]

Товщина зрізу a в явному вигляді в залежності (7.37) не входить. Вона впливає на температуру різання θ за допомогою зміни умовного кута зсуву матеріалу β . Наприклад, експериментально встановлено, що

зі збільшенням товщини зрізу кут зсуву матеріалу β й температура різання θ збільшуються, що відповідає залежності (7.37). Однак вплив товщини зрізу a на температуру різання θ менше впливу швидкості різання. Це випливає із залежності (7.37) і підтверджується експериментальними дослідженнями.

Виходячи з отриманої залежності (7.37), істотно впливає на температуру різання θ коефіцієнт тертя f на передній поверхні інструмента, що також погодиться з експериментальними даними. Зменшуючи f , можна значно зменшити температуру різання. Зі збільшенням σ_{CT} і зменшенням λ температура різання θ збільшується.

У роботі [23] приводяться температурні залежності (отримані Данієлянном А. М.) для різних процесів різання сталі 40 інструментами зі сталі P18. Наприклад, при точінні:

$$\theta = \frac{c_{\theta} \cdot V_{\text{різ}}^{0,4} \cdot S^{0,24} \cdot t^{0,1} \cdot (\sin \varphi)^{0,26}}{r^{0,11} \cdot U^{0,06}}, \quad (7.38)$$

де $V_{\text{різ}}$ – швидкість різання, м/хв.;

S – подача, мм/об.;

φ – кут різця в плані;

r – радіус округлення вершини інструмента;

U – площа поперечного перерізу державки різця;

при струганні:

$$\theta = C_{\theta} \cdot V_{\text{різ}}^{0,29} \cdot S^{0,2} \cdot t^{0,08}. \quad (7.39)$$

Як видно, із всіх вхідних у залежностях (7.38) і (7.39) параметрів режимів різання найбільше впливає на температуру різання швидкість різання $V_{\text{різ}}$, потім у порядку убутання – подача S і глибина різання t .

З урахуванням температурної залежності (7.9) для визначення умовної напруги різання σ температура різання θ , яка визначається залежністю (7.37), прийме вигляд (для $n = 1$):

$$\theta = \left(0,5 \cdot \sigma_{\text{CT}0} \cdot \rho \cdot c \cdot \theta_0\right)^{0,5} \cdot \frac{f \cdot V_{\text{різ}} \cdot \text{tg}^{1,5} \beta \cdot h}{\lambda}. \quad (7.40)$$

У даній залежності вплив умовного кута зсуву матеріалу β на температуру різання θ підсилюється порівняно із залежністю (7.37). Задаючи граничне значення температури різання, наприклад, із залежностей (7.37) або (7.40), можна визначити граничне значення швидкості різання $V_{\text{різ}}$. Як відзначалося в п. 7.2, граничне значення товщини зрізу а установлюється з умови міцності інструмента. У цьому випадку продуктивність обробки $Q = a \cdot v \cdot V_{\text{різ}}$ неоднозначно залежить від температури різання, тому що параметри a і $V_{\text{різ}}$ не взаємозалежні на відміну від залежності (7.27), де питома продуктивність $\theta_{\text{пит}} = a \cdot V_{\text{різ}}$ цілком однозначно залежить від температури різання.

7.5. Умови зменшення температури різання при механічній обробці

У загальному вигляді залежність (7.17) стосовно лезової обробки (точіння) можна представити:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{\text{різ}}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}}, \quad (7.41)$$

де $P_z = P_{z_{\text{тр}}} + P_{z_{\text{різ}}}$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

$P_{z_{\text{тр}}}$, $P_{z_{\text{різ}}}$ – складові сили P_z , які обумовлені тертям і різанням, Н;

$P_{z_{\text{різ}}} = \sigma \cdot S$;

S – площа поперечного перерізу зрізу, м^2 .

Після перетворень залежність (7.41) прийме вигляд:

$$\theta = \frac{P_{z_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{різ}}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} + \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{\text{різ}}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}}. \quad (7.42)$$

Перший доданок визначає температуру, яка виникає від тертя задньої поверхні різального інструмента (різця) з оброблюваним матеріалом, а другий доданок визначає температуру, яка виникає в процесі зрізу матеріалу. У початковий момент обробки гострозаточеним інструментом,

очевидно, сила $P_{z_{тр}}$ невелика й температура θ буде визначатися другим доданком. У міру затуплення інструмента (збільшення площадки зношування на задній поверхні різця) сила $P_{z_{тр}}$ буде зростати й перший доданок у залежності (7.42) стане переважним. Це в остаточному підсумку приведе до досягнення граничних температур, при яких з'являються припикання, мікротріщини й глибокі структурні перетворення в оброблюваному матеріалі.

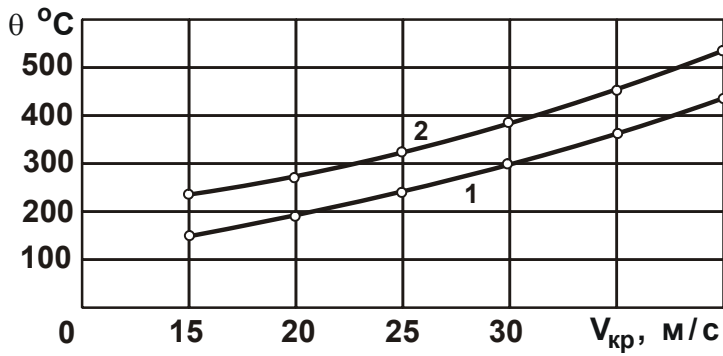
Отже, при різанні лезовим інструментом необхідно, в першу чергу, знизити роль сили $P_{z_{тр}}$ в силовій напруженості процесу обробки. Це забезпечується підвищенням зносостійкості ріжучих поверхонь інструмента й зниженням коефіцієнта тертя інструмента з оброблюваним матеріалом, регулюванням ступеня затуплення інструмента й т. д.

При шліфуванні важливо зменшити тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і стружками, не допускаючи засалювання й затуплення круга. Це забезпечується за рахунок збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки круга, своєчасним видаленням з робочої поверхні круга затуплених зерен і продуктів обробки шляхом застосування оптимальних характеристик кругів і ефективних методів їхнього виправлення.

Стосовно процесу шліфування залежність (7.42) з урахуванням $S = Q/V_{кр}$ і $V_{різ} = V_{кр}$ прийме вигляд:

$$\theta = \frac{P_{t_{тр}} \cdot V_{кр}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} + \frac{\sigma \cdot Q}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} \quad (7.43)$$

Залежність (7.43) явно (у першому доданку) містить швидкість круга $V_{кр}$, тобто $V_{кр}$ впливає на температуру шліфування θ через інтенсивність процесу тертя. Чим більше $V_{кр}$, тим більше θ . У випадку, якщо перший доданок переважає, між швидкістю круга $V_{кр}$ й температурою шліфування θ існує майже лінійний зв'язок, що підтверджується експериментальними даними (рис. 7.9 [50]). Усуваючи перший доданок, можна виключити негативний вплив швидкості круга $V_{кр}$ на температуру шліфування θ . Другий доданок залежності (7.43) можна зменшити за рахунок зменшення умовної напруги різання σ , продуктивності обробки Q , часу



Умови обробки: алмазний круг 12А 2-450 АС6 100/80 М1-01 4; $P_H = 1,0$ МПа; оброблюваний матеріал: 1 – Т15К6 – сталь 45; 2 – ТН-20 – сталь 45.

Рис. 7.9. Вплив швидкості круга на середню контактну температуру алмазно-електроерозійного шліфування

$\gamma = 30^\circ$. У роботі [97] наведено залежність для визначення товщини зрізу окремих зерном:

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^2}, \quad (7.44)$$

яка відрізняється від залежності (4.29) лише числовим множником.

Виходячи із залежності (7.44), відношення a_z / R виразиться:

$$\frac{a_z}{R} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^3}. \quad (7.45)$$

Як видно, найбільше впливає на відношення a_z / R параметр R . З його зменшенням відношення a_z / R збільшується, що веде до зменшення умовної напруги різання σ й поліпшення умов стружкоутворення при різанні.

Слід перетворити другий доданок залежності (7.43) з урахуванням умов $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$; $\tau = l / V_{дет}$; $l = \sqrt{2t / (1/R_{кр} + 1/R_{дет})}$ і $F = B \cdot l$. Тоді

$$\theta = \frac{P_{t_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{кр}}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} + \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}, \quad (7.46)$$

де B – ширина шліфування, м;

l – довжина контакту круга з деталлю, м.

Слід розв'язати залежність (7.44) відносно швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ і підставимо її в (7.46) з урахуванням залежності (4.73):

$$\theta = \frac{P_{t_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{кр}}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} + \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{\text{зсув}}^2 \cdot \frac{R}{a_z}} \cdot \sqrt{\frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot t \cdot R^2 \cdot a_z}{50 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}}. \quad (7.47)$$

Із всіх вхідних у другий доданок залежності (7.47) параметрів найбільше впливають на температуру шліфування θ зернистість круга \bar{X} і радіус округлення вершини ріжучого зерна R . Збільшуючи \bar{X} й зменшуючи R , можна домогтися істотного зниження температури шліфування θ .

Товщина зрізу a_z мало впливає на температуру шліфування θ – за залежністю $\theta \approx a_z^{0,17}$. Зменшення a_z припускає зменшення за залежністю (7.44) швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

Збільшення параметрів m , $V_{\text{кр}}$, t однозначно веде до збільшення температури шліфування θ .

Слід розглянути вплив відношення a_z/R на температуру шліфування θ , для чого необхідно перетворити залежність (7.47):

$$\theta = \frac{P_{t_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{кр}}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} + \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{\text{зсув}}^2} \cdot \sqrt{\frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot t \cdot R^3}{50 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} \cdot \left(\frac{a_z}{R} \right)^{0,17}. \quad (7.48)$$

Як видно, щоб зменшити температуру шліфування, необхідно зменшити відношення a_z/R до мінімально можливого значення, при якому процес мікрорізання переходить у процес пружно-пластичного деформування матеріалу без утворення мікростружки. За даними професорів

Крагельського І. В. і Богомолова М. І., мінімальне значення a_z/R , установлене експериментально, коливається в межах 0,04 – 0,17. Зменшувати відношення a_z/R необхідно за рахунок зменшення товщини зрізу a_z , тому що параметр R входить самостійно в другий доданок залежності (7.48) і його збільшення веде до істотного збільшення температури.

Із залежності (7.48) випливає, що, якщо розглядати параметр R як радіус ріжучого зерна $\bar{X}/2$, то $R/\bar{X} = 0,5$ й тоді параметри R і \bar{X} практично не впливають на температуру шліфування θ . Якщо ж параметри R і \bar{X} розглядати не взаємозалежними, то із залежності (7.48) випливає значний вплив R і \bar{X} на температуру шліфування θ . Випадок $R = \bar{X}/2$ можливий у початковий момент обробки гострими зернами круга. У міру затуплення зерен радіуси округлення їхніх вершин збільшуються. Це веде до збільшення відношення R/\bar{X} й температури шліфування θ , що підтверджується численними експериментальними даними, наведеними в науково-технічній літературі.

Отже, забезпечити зниження температури шліфування θ можна, в першу чергу, зниженням ступеня затуплення ріжучих зерен, вчасно видаляючи зерна, що затупилися, з робочої поверхні круга. Ефективним методом у цьому плані слід розглядати процес алмазного електроерозійного шліфування, який забезпечує підтримку на алмазному крузі на металевій зв'язці розвиненого ріжучого рельєфу й зниження тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. У результаті відбувається зменшення температури шліфування θ за рахунок зменшення двох доданків залежності (7.48).

Слід виразити в залежності (7.48) відношення a_z/R , використовуючи залежність (7.45):

$$\theta = \frac{P_{t_{тр}} \cdot V_{кр}}{F} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda}} + \frac{R}{\bar{X}} \cdot \left(\frac{6,3 \cdot t}{\rho_1 \cdot c_1 \cdot \lambda} \right)^{0,5} \times \left(\frac{m \cdot V_{кр} \cdot HV \cdot \tau_{зсув}^2}{315 \cdot \pi} \right) \cdot V_{дет}^{0,17} \cdot \left[t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right) \right]^{0,08} \quad (7.49)$$

Із залежності (7.49) видно, що найбільше впливають на температуру шліфування θ параметри R і \bar{X} . Потім у порядку убудування – парамет-

ри t , $V_{кр}$, m , і $V_{дет}$, тобто з параметрів режиму шліфування більшою мірою на температуру шліфування θ впливає глибина шліфування t . Отже, для того щоб зменшити температуру θ , необхідно застосовувати багато-прохідне шліфування з невеликою глибиною шліфування t . Застосування глибинного шліфування вимагає зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ і швидкості круга $V_{кр}$, а так само зменшення відношення R/\bar{X} , тому що вплив $V_{дет}$ і $V_{кр}$ на θ несуттєвий.

Таким чином, теоретично обґрунтовані можливості зниження температури шліфування θ за рахунок оптимізації режимів шліфування й характеристик круга.

Важливим фактором зменшення θ , виходячи із залежності (7.43), може бути зменшення часу контакту круга з фіксованим перерізом оброблюваної деталі τ . У загальному випадку $\tau = l/V_{дет}$, тобто зменшити τ можна зменшенням довжини дуги контакту круга з деталлю l і збільшенням $V_{дет}$. Однак збільшення $V_{дет}$ веде до збільшення продуктивності обробки Q і, відповідно, температури шліфування θ . Зменшення l веде до зменшення параметра F і, в остаточному підсумку, до збільшення θ .

Очевидно, ефект від зменшення часу τ може бути досягнуто, якщо вилучити прямий зв'язок τ з параметрами режиму шліфування. Одним зі шляхів вирішення даного завдання може бути застосування шліфувального круга з переривчастою робочою поверхнею (яка складається з робочих виступів, що чергуються, і западин) [118]. У цьому випадку круг буде періодично контактувати з фіксованим перерізом оброблюваної деталі. Загальний час контакту τ дорівнює:

$$\tau = i \cdot (\tau_1 + \tau_2), \quad (7.50)$$

де i – число контактів робочих виступів круга з фіксованим перерізом деталі;

τ_1 – час контакту одного виступу круга з перерізом деталі, с;

τ_2 – час проходження западини круга через фіксований переріз деталі, с.

Отже, час контакту робочих виступів круга з деталлю $i \cdot \tau_1$ менше загального часу τ на величину $i \cdot \tau_2$. Чим більше τ_2 , тим менше τ_1 й, від-

повідно до залежності (7.43), менше температура θ . Однак при цьому необхідно враховувати те, що зі зменшенням τ_1 збільшується об'єм матеріалу, який повинен бути зрізаний одним робочим виступом круга, тобто, по суті, збільшується фактична глибина шліфування. Це веде до збільшення фактичної продуктивності обробки Q (у момент контакту робочого виступу круга з деталлю) і температури шліфування θ , оскільки параметр Q входить у залежність (7.43) у ступені 1,0, а параметр τ – у ступені 0,5.

Щоб підсилити роль параметра $\tau = i \cdot \tau_1$ (який входить у залежність (7.43)), необхідно забезпечити баланс тепла, що йде в деталь у момент проходження робочого виступу круга та відводиться з деталі в момент

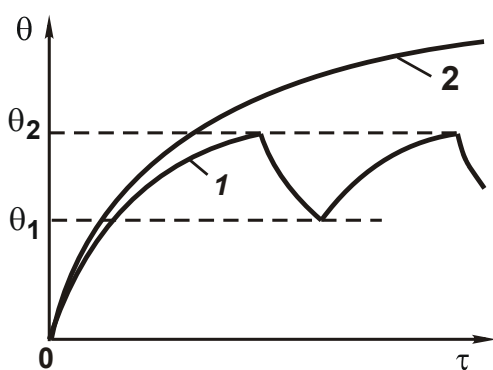


Рис. 7.10. Залежність температури шліфування від часу обробки переривчастим (1) і суцільним (2) кругами

проходження западини круга. Тоді протягом усього часу τ температура шліфування θ буде залишатися майже постійною й меншою температури, яка досягається при звичайному шліфуванні (рис. 7.10). Очевидно, найменшу температуру шліфування можна одержати, стабілізуючи тепловий процес відразу після контакту першого виступу круга з деталлю. Для цього необхідно створити умови інтенсивного охолодження зони шліфування в момент проходження западини круга (за рахунок інтенсивної подачі охолоджувальної рідини, “прокачування” повітря робочими виступами круга й т. д.).

В “ідеалі” час $\tau = \tau_1$. У цьому випадку можна значно знизити температуру шліфування.

Фізична ідея переривчастого шліфування одержала широке практичне застосування. Родоначальником теорії переривчастого шліфування є професор Якімов О. В. На основі глибоких теоретичних і експериментальних досліджень термомеханічних циклів ним розроблені інженерні методи розрахунку характеристик переривчастих кругів, режимів переривчастого шліфування й інших параметрів обробки.

Реалізація на практиці переривчастого шліфування привела до нових фізичних ефектів обробки, пов'язаних, у першу чергу, з підвищенням ріжучої здатності переривчастих кругів за рахунок ударного характеру

взаємодії робочих виступів круга з оброблюваною деталлю. Іншими словами, має місце подвійний ефект переривчастого шліфування, який полягає в зниженні температури й підвищенні ріжучої здатності круга [116; 118; 119].

Для більш повного уявлення про можливість процесу переривчастого шліфування слід розглянути динамічний стан технологічної системи в результаті дії повторних імпульсів сили (рис. 7.11). У роботі [98] наведено теоретичне рішення даного завдання з використанням підходу, запропонованого Пановко Я. Г. [70].

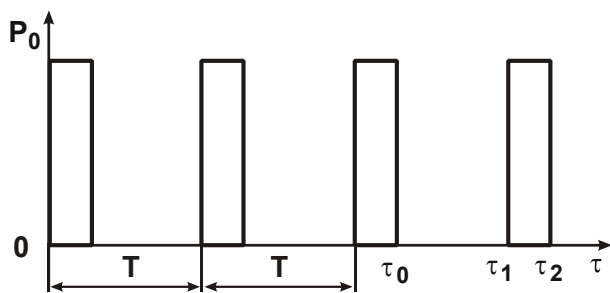


Рис. 7.11. Зміна сили $P(\tau)$

Амплітуда A змушених сталих коливань переривчастого круга в радіальному напрямку визначається залежністю:

Амплітуда A змушених сталих коливань переривчастого круга в радіальному напрямку визначається залежністю:

$$A = \frac{S}{\left[2m \cdot p \cdot \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot p}{\omega}\right) \right| \right]}, \quad (7.51)$$

де S – імпульс сили;

p – власна частота системи, Гц;

ω – частота проходжень імпульсів сили, Гц;

m – наведена маса круга, кг.

Тут вираження $S/(m \cdot p)$ визначає максимальне значення амплітуди

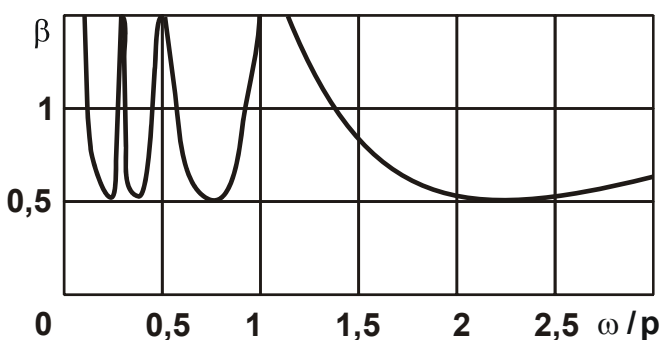


Рис. 7.12. Залежність β від ω/p

змушених сталих коливань переривчастого круга в радіальному напрямку, обумовлене однократним імпульсом сили.

Коефіцієнт $\beta = \frac{1}{\left[2 \cdot \left| \sin\left(\frac{2 \cdot p}{\omega}\right) \right| \right]}$,

який входить в залежність

(7.51), відображає вплив повторюваності імпульсів (рис. 7.12). При збігу частот коливань p і ω або їхньої кратності виникає резонанс. Найменше значення амплітуди A досягається при $\beta = 0,5$, тобто за умови:

$$A_{\min} = A_{\text{ст}} \cdot \frac{\pi \cdot \tau}{T}, \quad (7.52)$$

де $A_{\text{ст}} = P_0 / c$ – переміщення маси m , яке відповідає статичному додатку сили P_0 , м;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

τ – час дії сили, с;

T – період власних коливань технологічної системи, с.

Як впливає із залежності (7.52), величина A_{\min} залежить від відношення $\pi \cdot \tau / T$. При малій жорсткості технологічної системи період власних коливань системи T відносно великий. Отже, зменшуючи τ (для $\pi \cdot \tau / T \ll 1$), можна істотно зменшити амплітуду коливань A_{\min} . Це еквівалентно підвищенню динамічної жорсткості системи. Отже, при короткочасній дії імпульсів певної тривалості τ можна практично вилучити пружні переміщення в технологічній системі, наблизивши фактичну продуктивність обробки до номінальної продуктивності.

При цих умовах ріжучі зерна впроваджуються в метал на більшу глибину. Створюються умови ударно-циклічної взаємодії зв'язки круга з металом, що сприяє протіканню процесу самозагострювання й підвищенню стійкості та ріжучої здатності переривчастого круга. Довжину робочого виступу круга слід вибирати відповідно до тривалості контакту τ круга з оброблюваним матеріалом, виходячи із залежності (7.52).

Підвищення ріжучої здатності переривчастого круга дозволяє додатково знизити температуру шліфування. Отже, зменшення температури досягається як за рахунок періодичності процесу (тобто зменшення τ в залежності (7.43)), так і за рахунок підвищення ріжучої здатності круга, що проявляється в зменшенні умовної напруги різання σ й сили тертя $P_{z_{\text{тр}}}$ зерен і зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

7.6. Умови зменшення температури при глибинному шліфуванні

З огляду на важливість оцінки температури при глибинному шліфуванні, у розрахунковій схемі (рис. 7.13) оброблювану деталь слід представити у вигляді безлічі адіабатичних стержнів довжиною l і площею

поперечного перерізу S , розташованих по нормалі до оброблюваної поверхні. При глибинному шліфуванні необхідно враховувати перерізання частини адіабатичного стержня (довжиною $l_1 = t$) зі швидкістю

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}. \quad (7.53)$$

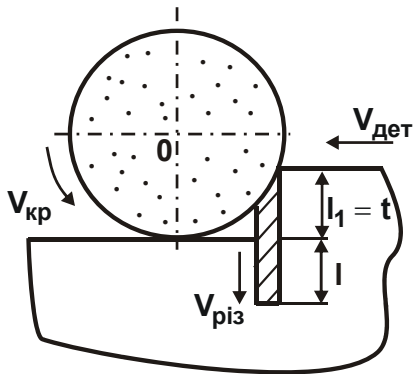


Рис. 7.13. Розрахункова схема температури при глибинному шліфуванні

Це еквівалентно переміщенню теплового джерела по нормалі до оброблюваної поверхні зі швидкістю $V_{\text{різ}}$. Кількість тепла Q_1 , що йде на нагрівання стержня за час його перерізання, визначається:

$$Q_1 = S \cdot t \cdot \rho \cdot c \cdot \theta + 0,5 \cdot S \cdot l \cdot \rho \cdot c \cdot \theta. \quad (7.54)$$

Перший доданок у залежності (7.54) визначає кількість тепла, що йде на нагрівання частини стержня довжиною t , а другий доданок – кількість тепла, що йде на нагрівання частини стержня довжиною l . Коефіцієнт 0,5 враховує нерівномірність нагрівання нижньої частини стержня по довжині l .

Кількість тепла Q_2 , яку одержить частина стержня довжиною l за час дії теплового джерела τ , визначається:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta}{l} \cdot \tau. \quad (7.55)$$

З урахуванням відомого вираження $Q_2 = q \cdot S \cdot \tau$ й залежності (7.55), довжина l визначиться:

$$l = \frac{\lambda \cdot \theta}{q}. \quad (7.56)$$

Підставляючи залежність (7.55) в (7.54), отримано квадратне рівняння відносно температури θ :

$$\theta^2 + \frac{2 \cdot q \cdot t}{\lambda} \cdot \theta - \frac{2 \cdot q^2 \cdot \tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho} = 0, \quad (7.57)$$

де $\tau = t/V_{\text{різ}}$.

Рішення квадратного рівняння:

$$\theta = \frac{2 \cdot q}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t}} \cdot \frac{1}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5}} + 1} \right]}. \quad (7.58)$$

Слід перетворити залежність (7.58) з урахуванням вираження

$$q = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{F} = \frac{\sigma \cdot Q}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}}. \quad (7.59)$$

У результаті отримано:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5}} + 1} \right]}. \quad (7.60)$$

Характер зміни температури шліфування θ від параметрів режиму шліфування $V_{\text{дет}}$ і t визначається величиною

$$\alpha = \frac{2 \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5}}. \quad (7.61)$$

При $\alpha > 1$ (при невеликих значеннях $V_{\text{дет}}$ і t) залежність (7.60) буде:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5}}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}}. \quad (7.62)$$

Як видно, зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ і глибини шліфування t температура шліфування θ збільшується. При $\alpha < 1$ (при збільшених значеннях $V_{дет}$ і t) роль величини α в зміні температури шліфування θ незначна. Отже, зі збільшенням глибини шліфування t при досягненні певного значення температура θ залишається майже постійною (рис. 7.14). Це надзвичайно важливий результат, який відкриває нові перспективи ефективного використання глибинного шліфування з погляду

можливості підвищення продуктивності обробки без збільшення температури.

За умови $Q = V \cdot V_{дет} \cdot t = const$ залежність (7.60) приймає вигляд:

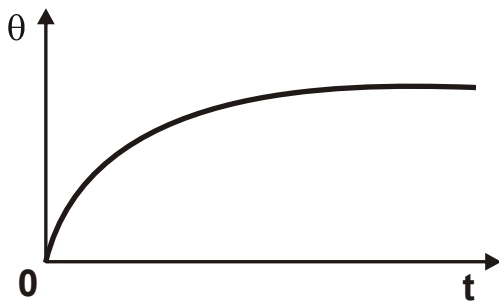


Рис. 7.14. Залежність температури θ від глибини шліфування t

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2}{\sqrt{1 + \frac{2 \cdot V \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{кр}}}{c \cdot \rho \cdot Q \cdot t^{0,5}} + 1}} \quad (7.63)$$

Як впливає із залежності (7.63), зі збільшенням глибини шліфування t до певного значення температура шліфування θ буде несуттєво збільшуватися, а потім (при $\alpha < 1$) відбудеться її стабілізація. Із цього випливає, що за умови $Q = const$ температура шліфування в широких межах зміни глибини шліфування змінюється мало, тобто ефективно обробку вести як при багатопрхідному, так і при глибинному шліфуванні.

Зі збільшенням продуктивності обробки Q при $t = const$ до певного значення температура шліфування буде збільшуватися достатньо інтенсивно, після чого відбудеться її стабілізація, тобто в області глибинного шліфування збільшення Q практично не приводить до зростання температури θ . Відповідно до даного рішення, основним параметром, який визначає температуру θ при глибинному шліфуванні, є умовна напруга різання (рівна енергоємності обробки) σ .

Відомо, що умовна напруга різання σ залежить від товщини зрізу й гостроти ріжучих зерен. Чим більше товщина зрізу й вище гострота зерен шліфувального круга, тим менше σ . Для аналізу умовної напруги різання σ слід розглянути розрахункову залежність для визначення максимальної товщини зрізу:

$$a_z = \sqrt[3]{\frac{16,7 \cdot 10^2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \bar{X}^3 \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}} \right)}}{m \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (7.64)$$

За умови $Q = \text{const}$ залежність (7.64) прийме вигляд:

$$a_z = \sqrt[3]{\frac{16,7 \cdot 10^2 \cdot Q \cdot \bar{X}^3 \sqrt{\frac{1}{t} \cdot \left(\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}} \right)}}{B \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (7.65)$$

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t за умови $Q = \text{const}$ максимальна товщина зрізу a_z зменшується. Отже, буде збільшуватися умовна напруга різання σ . Таким чином показано, що температура шліфування θ у зв'язку зі збільшенням умовної напруги різання σ при глибинному шліфуванні буде збільшуватися. Виходячи із залежності (7.65), домогтися сталості максимальної товщини зрізу a_z зі збільшенням глибини шліфування t можна шляхом збільшення продуктивності обробки Q за законом $Q \approx \sqrt{t}$ (зменшуючи при цьому швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ за законом $1/\sqrt{t}$). Тоді умовна напруга різання σ зі збільшенням глибини шліфування t буде залишатися незмінною, що визначить сталість температури шліфування (з огляду на практичну незмінність підкореневого вираження залежності (7.62)).

При більш інтенсивному збільшенні продуктивності обробки Q зі збільшенням глибини шліфування t (наприклад, за залежністю $Q \approx t$) максимальна товщина зрізу a_z буде збільшуватися, що приведе до зниження σ й температури шліфування θ (знову ж з урахуванням умови $\frac{2 \cdot B \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}{c \cdot \rho_M \cdot Q \cdot t^{0,5}} < 1$).

Таким чином показано, що чим більше глибина шліфування t і продуктивність обробки Q при глибинному шліфуванні, тим менше температура шліфування θ , тобто домогтися зменшення температури шліфування можна як в умовах багатопрхідного, так і глибинного шліфування.

Однак при глибокому шліфуванні це супроводжується можливістю збільшення продуктивності обробки, що підсилює ефект його застосування. Цим пояснюється те, що широко використовуване за кордоном глибоке шліфування виконується з достатньо великими глибинами шліфування (до 50 мм при прорізці пазів, профільному шліфуванні й т. д.), надзвичайно низькими значеннями швидкості деталі (з так званою “повзучою” поздовжньою подачею, яка становить 10 ... 30 мм/хв. і нижче) і значною продуктивністю обробки Q .

Як випливає із залежностей (7.62) і (7.65), ці умови обробки створюють передумови для зниження умовної напруги різання σ й температури шліфування θ . Зменшити σ й, відповідно, θ при глибокому шліфуванні можна за рахунок застосування кругів на самозагострювальних зв'язках, які забезпечують збереження тривалий час високої ріжучої здатності, і ефективних комбінованих процесів алмазного шліфування, заснованих на електрофізикохімічному впливі на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці.

Важливою умовою зниження σ й θ при глибокому шліфуванні, відповідно до залежності (7.65), є збільшення a_z при $Q = \text{const}$ шляхом зменшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$. Як випливає із залежності (7.65), чим більше множник \sqrt{t} , тим менше буде швидкість круга $V_{\text{кр}}$. Отримане теоретичне рішення на основі залежності (7.62), дозволяє проаналізувати зміну товщини нагрітого шару обробленої деталі l_1 . Відповідно до залежності (7.56) і з урахуванням (7.58) параметр l_1 визначиться:

$$\theta = \frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t}} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5}} + 1}}. \quad (7.66)$$

За умови $\alpha > 1$ зі збільшенням t параметр l_1 буде залишатися майже постійним (у зв'язку із протилежним впливом на l_1 глибини шліфування t , що входить у два множники залежності). За умови $\alpha < 1$ роль підкореневого вираження в зміні параметра l_1 буде незначна, і він зі збільшенням t буде зменшуватися. Становить інтерес аналіз залежності (7.66) за умови $Q = \text{const}$. Для цього слід перетворити її до вигляду:

$$\theta = \frac{2 \cdot \lambda \cdot B}{c \cdot \rho \cdot Q} \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}} \cdot \frac{1}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda \cdot B \cdot \sqrt{D_{кр}}}{c \cdot \rho \cdot Q \cdot t^{0,5}} + 1} \right]} \quad (7.67)$$

Із залежності (7.67) випливає, що зі збільшенням глибини шліфування t параметр l_1 зростає, тобто тепло концентрується в більшому об'ємі поверхневого шару деталі. Зі збільшенням продуктивності обробки Q при $t = \text{const}$ параметр l_1 зменшується більшою мірою при глибинному шлі-

фуванні, коли роль доданка $\frac{2 \cdot B \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{кр}}}{c \cdot \rho \cdot Q \cdot t^{0,5}}$ нижче. Отже, перехід в область

високопродуктивного глибинного шліфування дозволяє зменшити як температуру поверхневого шару оброблюваного матеріалу (відповідно до залежності (7.62)), так і товщину прогрітого шару l_1 , що буде позитивно відобразитися на якості обробленої поверхні.

Слід розглянути закономірності формування температури різання при плоскому шліфуванні торцем круга із забірним конусом, який охоплює всю висоту робочої частини круга. Для цього рішення рівняння (7.58) необхідно представити у вигляді:

$$\theta = \frac{2 \cdot q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot t} \cdot \frac{1}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot t^2} + 1} \right]}, \quad (7.68)$$

де $\tau = H/V_{дет}$;

H – висота робочої частини круга, м.

З урахуванням умови $q = \sigma \cdot Q/H \cdot B$ залежність (7.68) опишеться:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda \cdot H}{c \cdot \rho \cdot t^2 \cdot V_{дет}} + 1} \right]} \quad (7.69)$$

Зі збільшенням параметрів режиму шліфування t і $V_{дет}$ температура шліфування збільшується приблизно за тім же законом, що й при

шліфуванні периферією круга. Аналогічний характер зміни θ за умови $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \text{const}$. Отже, застосування глибинного шліфування торцем

круга (за рахунок зменшення доданка $\frac{2 \cdot \lambda \cdot H}{c \cdot \rho \cdot t^2 \cdot V_{\text{дет}}} < 1$) збільшує продук-

тивність обробки без підвищення температури шліфування θ . Збільшення H веде до зменшення температури шліфування θ .

При урізному шліфуванні торцем круга прямолінійного зразка, тобто з його подачею по нормалі до круга, що має місце при шліфуванні за пружною схемою твердосплавних пластин, вставок із полікристалічних синтетичних алмазів для лезових інструментів і т. д., температура шліфування θ опишеться залежністю (7.68). Параметр t у ній визначає товщину знятого матеріалу по нормалі до круга, а час $\tau = t / V_{\text{дет}}$. Тоді залежність (7.68) прийме вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}} + 1 \right]} \quad (7.70)$$

За умови $\alpha = \frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho \cdot t \cdot V_{\text{дет}}} > 1$ залежність (7.70) опишеться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{\lambda \cdot c \cdot \rho}} \quad (7.71)$$

Зі збільшенням товщини знятого матеріалу t і швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (по нормалі до робочої поверхні круга) температура шліфування θ збільшується. За умови $\alpha < 1$ роль величини α в зміні θ несуттєва й, відповідно до залежності (7.70), температура шліфування зі збільшенням t і $V_{\text{дет}}$ практично не змінюється. Це означає те, що до певного значення t температура шліфування зростає, потім стабілізується. Отже, зменшити θ можна за рахунок зменшення t . Зі збільшенням припуску $V_{\text{дет}}$ необхідно зменшити. Довжина прогрітої частини деталі l визначиться із залежності (7.56) з урахуванням (7.68) за умови $\tau = t / V_{\text{дет}}$:

$$l_1 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \frac{2}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}} + 1 \right]}. \quad (7.72)$$

У початковий момент обробки за умови $t \rightarrow 0$ ($\alpha > 1$) залежність (7.72) прийме вигляд:

$$l_1 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot t}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}}. \quad (7.73)$$

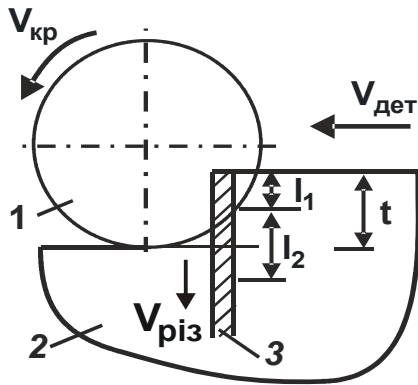
Зі збільшенням t довжина l_1 зростає. Після досягнення певного значення t , за умови $\alpha < 1$, довжина l_1 зі збільшенням t залишається постійною й рівною

$$l_1 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}. \quad (7.74)$$

Таким чином, довжина прогрітої частини оброблюваного матеріалу визначається фізико-механічними властивостями матеріалу й швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. Збільшення $V_{\text{дет}}$ сприяє зниженню довжини l_1 .

7.7. Визначення умов зменшення температури при глибинному шліфуванні

У п. 7.6 виконано розрахунок температури шліфування за умови сталості в часі швидкості $V_{\text{різ}}$ перерізання кругом елементарних адіабатичних стержнів, набором яких представлений припуск. Такий випадок можливий при багатопрхідному шліфуванні, який здійснюється з невеликою глибиною різання. В умовах глибинного шліфування, внаслідок криволінійності контакту круга з адіабатичним стержнем, більшою мірою буде проявлятися нерівномірність зміни у часі швидкості $V_{\text{різ}}$: вона із часом буде зменшуватися (рис. 7.15). Тому вважається важливим визначення температури шліфування при умові перерізання кругом адіабатичного стержня зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{\text{різ}}$. Для цього потрібно



Умовні позначення: 1 – круг;
2 – оброблювана деталь;
3 – адіабатичний стержень.

Рис. 7.15. Розрахункова
схема плоского
шліфування

скласти рівняння балансу тепла, що йде в стружки й оброблюваний матеріал. Спочатку слід розглянути процес шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до круга зі змінною швидкістю, яка визначається залежністю: $V_{різ}(\tau) = V_{різ0} - \alpha \cdot \tau$, де $V_{різ0}$ – початкова швидкість переміщення деталі, м/с; α – постійна величина, м/с² (рис. 7.16). Потім отримані рішення слід поширити на схеми плоского й круглого зовнішнього шліфування.

При шліфуванні прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до круга зі змінною швидкістю $V_{різ}(\tau)$, рівняння балансу тепла, яке йде в стружки й оброблюваний матеріал, приймає вигляд [57]:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{\tau} V_{різ}(\tau) \cdot \theta(\tau) \cdot d\tau + \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}{2 \cdot N(\tau)} \cdot [\theta(\tau)]^2 = \int_0^{\tau} N(\tau) \cdot d\tau, \quad (7.75)$$

де $N(\tau) = S \cdot \sigma \cdot V_{різ}(\tau)$ – потужність теплового джерела, Вт.

Після перетворень рівняння (7.75) виразиться:

$$\int_0^{\tau} V_{різ}(\tau) \cdot [\sigma - c \cdot \rho \cdot \theta(\tau)] \cdot d\tau = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S}{2 \cdot N(\tau)} \cdot [\theta(\tau)]^2. \quad (7.76)$$

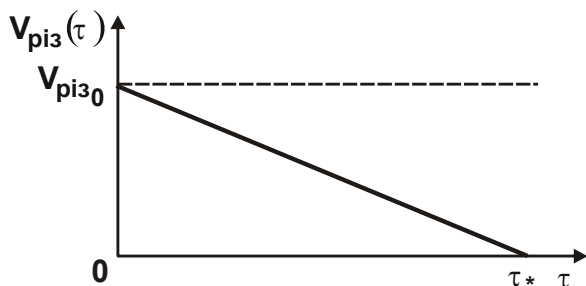


Рис. 7.16. Характер зміни
швидкості переміщення
деталі $V_{різ}(\tau)$ в часі τ

Установлено [57], що при шліфуванні справедливо $\sigma > c \cdot \rho \cdot \theta(\tau)$ й тому другим доданком у подінтегральному вираженні рівняння (7.76) можна зневажити. Це спрощує рішення рівняння (7.76), яке після нескладних перетворень із урахуванням $V_{різ}(\tau) = V_{різ0} - \alpha \cdot \tau$ виразиться:

$$\left(V_{\text{різ}_0} \cdot \tau - \frac{\alpha}{2} \cdot \tau^2 \right) \cdot (V_{\text{різ}_0} - \alpha \cdot \tau) = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \sigma^2} \cdot [\theta(\tau)]^2. \quad (7.77)$$

Звідси визначається температура шліфування $\theta(\tau)$:

$$\theta(\tau) = \sigma \cdot V_{\text{різ}_0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{\tau}{V_{\text{різ}_0}} \right) \cdot \left(1 - \alpha \cdot \frac{\tau}{V_{\text{різ}_0}} \right) \cdot \tau}. \quad (7.78)$$

Очевидно, має місце екстремум функції $\theta(\tau)$ від часу обробки τ . Необхідно підкорити функцію $\theta(\tau)$ необхідній умові екстремуму $\theta'(\tau) = 0$:

$$\left(\frac{\alpha \cdot \tau}{V_{\text{різ}_0}} \right)^2 - 2 \cdot \left(\frac{\alpha \cdot \tau}{V_{\text{різ}_0}} \right) + \frac{2}{3} = 0. \quad (7.79)$$

У результаті отримано квадратне рівняння відносно τ :

$$\frac{\alpha \cdot \tau}{V_{\text{різ}_0}} = 1 \pm \sqrt{\frac{1}{3}}. \quad (7.80)$$

Відношення $\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0} \leq 1$, тому в залежності (7.80) необхідно прийняти знак "мінус". Тоді $\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0} = 0,422$ або екстремальне значення часу обробки

$$\tau_{\text{екстр}} = 0,422 \cdot \frac{V_{\text{різ}_0}}{\alpha}. \quad (7.81)$$

Загальний час обробки визначається з умови $V_{\text{різ}}(\tau) = V_{\text{різ}_0} - \alpha \cdot \tau = 0$ й дорівнює $\tau^* = V_{\text{різ}_0} / \alpha$. Отже, екстремальне значення $\tau_{\text{екстр}}$ становить приблизно половину загального часу обробки. При цьому в точці екстремуму функції $\theta(\tau)$ виконується умова: $V_{\text{різ}}(\tau) / V_{\text{різ}_0} = 0,577$.

Слід провести дослідження функції $\theta(\tau)$, для чого необхідно представити (7.78) у вигляді:

$$\frac{\theta(\tau)}{\sigma \cdot V_{\text{різ}_0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{\text{різ}_0}}{\alpha}}} = \sqrt{\left(1 - \frac{\alpha \cdot \tau}{2 \cdot V_{\text{різ}_0}}\right) \cdot \left(1 - \alpha \cdot \frac{\tau}{V_{\text{різ}_0}}\right) \cdot \frac{\alpha \cdot \tau}{V_{\text{різ}_0}}}. \quad (7.82)$$

Слід позначити

$$\bar{\theta}(\tau) = \frac{\theta(\tau)}{\sigma \cdot V_{\text{різ}_0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{\text{різ}_0}}{\alpha}}}. \quad (7.83)$$

Тоді залежність (7.83) опишеться:

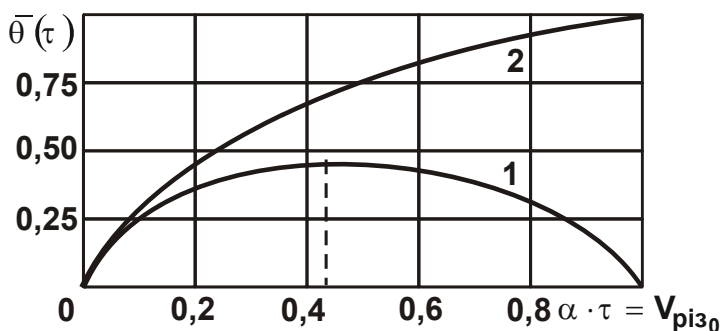
$$\bar{\theta}(\tau) = \sqrt{\left(1 - \frac{\alpha \cdot \tau}{2 \cdot V_{\text{різ}_0}}\right) \cdot \left(1 - \alpha \cdot \frac{\tau}{V_{\text{різ}_0}}\right) \cdot \frac{\alpha \cdot \tau}{V_{\text{різ}_0}}}. \quad (7.84)$$

У табл. 7.3 наведені розраховані значення відносної величини $\bar{\theta}(\tau)$.

Таблица 7.3

Розрахункові значення відносної величини $\bar{\theta}(\tau)$

$\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0}$	0	0,2	0,422	0,8	1,0
$\bar{\theta}(\tau)$	0	0,38	0,44	0,31	0



Умовні позначення: шліфування зі зменшувальною (1) і постійною (2) в часі швидкістю $V_{\text{різ}}(\tau)$.

Рис. 7.17. Характер зміни функції $\bar{\theta}(\tau)$

Як видно, у точці екстремуму функції $\bar{\theta}(\tau)$, тобто за умови $\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0} = 0,422$, має місце максимум. За умови $\tau = 0$ і $\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0} = 1,0$ функція $\bar{\theta}(\tau) = 0$ приймає нульові значення. На рис. 7.17 у загальному вигляді показаний характер зміни в часі даної функції.

Виходячи із залежності (7.78), слід визначити максимальну температуру шліфування за умови $\tau = \tau_{\text{екстр}} = 0,422 \cdot V_{\text{різ}_0} / \alpha$:

$$\theta_{\text{max}} = 0,675 \cdot \sigma \cdot V_{\text{різ}_0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_{\text{екстр}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (7.85)$$

За умови $\alpha = 0$, що відповідає шліфуванню з постійною швидкістю $V_{\text{різ}}(\tau) = V_{\text{різ}_0}$, залежність (7.78) прийме вигляд:

$$\theta(\tau) = \sigma \cdot V_{\text{різ}_0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (7.86)$$

З урахуванням залежності (7.83), одержано:

$$\bar{\theta}(\tau) = \sqrt{\frac{\alpha \cdot \tau}{V_{\text{різ}_0}}}. \quad (7.87)$$

У табл. 7.4 наведені розраховані за залежністю (7.87) значення відносної величини $\bar{\theta}(\tau)$.

Таблиця 7.4

Розрахункові значення відносної величини $\bar{\theta}(\tau)$

$\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0}$	0	0,2	0,422	0,8	1,0
$\bar{\theta}(\tau)$	0	0,45	0,65	0,89	1,0

У цьому випадку із часом обробки τ температура шліфування безупинно збільшується, приймаючи найбільше значення при $\alpha \cdot \tau / V_{\text{різ}_0} = 1$ (див. рис. 7.17). Порівнюючи значення відносної величини $\bar{\theta}(\tau)$, наведені в табл. 7.3 і 7.4, видно, що при шліфуванні зі змінною (зменшуваною в часі) швидкістю $V_{\text{різ}}(\tau)$ температура шліфування менше, ніж при шліфуванні з постійною швидкістю. Причому за умови

$\tau > \tau_{\text{екстр}}$ спостерігається протилежний характер зміни температури зі збільшенням часу обробки τ . З рис. 7.17 випливає, що з погляду зменшення температури шліфування необхідно реалізувати умови: $\tau < \tau_{\text{екстр}}$ і $\tau > \tau_{\text{екстр}}$. Перший випадок припускає знімання припуску частинами, а другий – безупинно зі зменшуваної в часі швидкістю переміщення деталі (аж до нуля). У цьому випадку максимум температури шліфування досягається не наприкінці, а в середині шліфування. Це вказує на те, що основна частина тепла йде в стружки, а в деталь йде незначна частина тепла. У результаті різко знижується температура й фактично вилучається можливість утворення на поверхні деталі температурних дефектів.

Реалізувати першу умову ($\tau < \tau_{\text{екстр}}$) можна при круглому або плоскому багатопрохідному шліфуванні – з невеликою глибиною шліфування й достатньо великою швидкістю деталі. Реалізувати другу умову ($\tau > \tau_{\text{екстр}}$) можна, по-перше, при шліфуванні за схемою виходжування, а по-друге, при глибинному шліфуванні (див. рис. 7.15), розглядаючи припуск у вигляді пакета нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які (як встановлено розрахунками) перерізуються кругом при шліфуванні зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{\text{різ}}(\tau)$. Отже, максимальна температура шліфування досягається не на рівні обробленої поверхні, а вище – у шарі припуску. Це вказує на те, що фактично все тепло йде в стружки, а в оброблювану деталь йде невелика частина тепла. У результаті температура поверхневого шару деталі при глибинному шліфуванні може бути невеликою, що сприяє підвищенню якості обробки. Власне цим можна пояснити те, що в економічно розвинених країнах метод глибинного шліфування набув великого застосування. Установлено, що даний метод забезпечує знімання великих припусків, дозволяє сполучити чорнову й чистову обробку в одну операцію, вилучаючи процеси різання лезовими інструментами, і таким чином істотно підвищуючи продуктивність і якість обробки. Слід провести аналіз закономірностей зміни параметрів $I_1(\tau)$ і $I_2(\tau)$ при шліфуванні прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга зі змінною швидкістю $V_{\text{різ}}(\tau) = V_{\text{різ}_0} - \alpha \cdot \tau$:

$$I_1(\tau) = \int_0^{\tau} V_{\text{різ}}(\tau) \cdot d\tau = \int_0^{\tau} (V_{\text{різ}_0} - \alpha \cdot \tau) \cdot d\tau = V_{\text{різ}_0} \cdot \tau - \frac{\alpha}{2} \cdot \tau^2 \quad (7.88)$$

За умови $\tau = V_{\text{різ}_0} / \alpha$, тобто $V_{\text{різ}}(\tau) = 0$, параметр $l_1(\tau)$ визначається:

$$l_1 = 0,5 \cdot \frac{V_{\text{різ}_0}^2}{\alpha}. \quad (7.89)$$

У точці екстремуму температури шліфування, тобто за умови $\tau_{\text{екстр}} = 0,422 \cdot V_{\text{різ}_0} / \alpha$, параметр $l_1(\tau)$ описується:

$$l_1 = 0,333 \cdot \frac{V_{\text{різ}_0}^2}{\alpha}. \quad (7.90)$$

Таким чином, екстремум температури шліфування досягається на віддаленні, що становить 67 % величини припуску, який визначається залежністю (7.89). Як відомо [57], між щільністю теплового потоку $q(\tau)$, температурою шліфування $\theta(\tau)$ й глибиною $l_2(\tau)$ проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу існує зв'язок:

$$q(\tau) = \lambda \cdot \frac{\theta(\tau)}{l_2(\tau)}. \quad (7.91)$$

Використовуючи залежність (7.88), з урахуванням $q(\tau) = \sigma \cdot V_{\text{різ}}(\tau)$; $V_{\text{різ}}(\tau) = V_{\text{різ}_0} - \alpha \cdot \tau$ і залежності (7.78), можна визначити параметр $l_2(\tau)$ при шліфуванні прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до круга зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{\text{різ}}(\tau)$:

$$l_2(\tau) = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \left(1 - \frac{\alpha \cdot \tau}{2 \cdot V_{\text{різ}_0}}\right)}{c \cdot \rho \cdot \left(1 - \alpha \cdot \frac{\tau}{V_{\text{різ}_0}}\right)}} \cdot \tau. \quad (7.92)$$

Зі збільшенням τ знаменник залежності (7.92) буде зменшуватися з більшою інтенсивністю, ніж чисельник, викликаючи необмежене збіль-

шення параметра $l_2(\tau) \rightarrow \infty$. Отже, чим більше τ , тим більше параметр $l_2(\tau)$, незважаючи на те, що температура шліфування при цьому прагне до нуля (див. рис. 7.17). Із цього можна зазначити, що при глибинному шліфуванні зменшення температури буде супроводжуватися збільшенням глибини $l_2(\tau)$ проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу. Установлена закономірність підтверджується експериментальними даними [116; 118], згідно яким при відносно невеликій температурі шліфування спостерігалось істотне збільшення глибини $l_2(\tau)$ проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу.

Слід виконати розрахунок температури поверхневого шару деталі при глибинному шліфуванні. Необхідно визначити характер зміни в часі швидкості $V_{різ}(\tau)$ при плоскому шліфуванні (див. рис. 7.15) за аналогією з

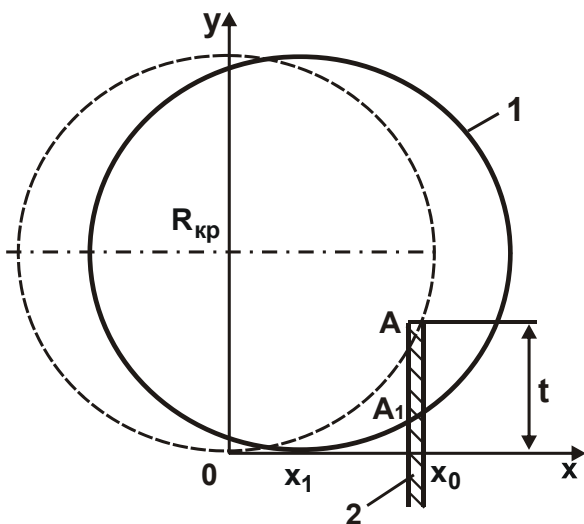


Рис. 7.18. **Схема взаємного розташування круга (1) й адіабатичного стержня (2)**

відомим рішенням [38]. Для цього слід розглянути процес перерізання кругом адіабатичних стержнів, якими умовно представлений припуск. Можна припустити, що в початковий момент круг контактує з адіабатичним стержнем у точці А (рис. 7.18). У міру переміщення круга уздовж осі ox зі швидкістю $V_{дет}$ точка контакту круга зі стержнем прийме положення точки A_1 . Для визначення швидкості переміщення точки А в положення точки A_1 , тобто швидкості перерізання адіабатичного стержня $V_{різ}(\tau)$,

слід скористатися рівнянням окружності, яка описує зовнішню поверхню круга радіусом $R_{кр}$ у площині з координатами x і y :

$$(x - x_1)^2 + (y - R_{кр})^2 = R_{кр}^2, \quad (7.93)$$

де $x_1 = V_{дет} \cdot \tau$ – поточна координата положення центра круга, м.

Слід припустити, що положення адіабатичного стержня відповідає умові $x = x_0$. Тоді координата y положення точки A_1 визначиться з (7.93):

$$(x_0 - x_1)^2 + (y - R_{кр})^2 = R_{кр}^2, \quad (7.94)$$

звідки

$$y = R_{кр} + \sqrt{R_{кр}^2 - (x_0 - V_{дет} \cdot \tau)^2}; \quad (7.95)$$

$$V_{різ}(\tau) = y'_\tau = \frac{V_{дет} \cdot (x_0 - V_{дет} \cdot \tau)}{\sqrt{R_{кр}^2 - (x_0 - V_{дет} \cdot \tau)^2}}. \quad (7.96)$$

У першому наближенні другим доданком у підкореновому вираженні знаменника можна зневажити, тому що $R_{кр} \gg x_0$, тоді

$$V_{різ}(\tau) = \frac{V_{дет}}{R_{кр}} \cdot (x_0 - V_{дет} \cdot \tau). \quad (7.97)$$

Як видно, із часом обробки τ швидкість перерізання адіабатичного стержня $V_{різ}(\tau)$ безупинно зменшується (аж до нуля). У результаті прийшли до розглянутого вище випадку шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга зі змінною (зменшуваною в часі) швидкістю $V_{різ}(\tau) = V_{різ0} - \alpha \cdot \tau$. При плоскому шліфуванні

$$V_{різ0} = V_{дет} \cdot \frac{x_0}{R_{кр}}; \quad \alpha = \frac{V_{дет}^2}{R_{кр}}.$$

Параметр x_0 можна визначити з рівняння (7.94) при виконанні умов $x_1 = 0$ і $y = t$:

$$x_0 = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}. \quad (7.98)$$

Підставляючи залежність (7.98) в (7.97), отримано

$$V_{різ}(\tau) = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}} - \frac{V_{дет}^2}{R_{кр}} \cdot \tau. \quad (7.99)$$

$$\text{Відповідно, } V_{\text{різо}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}; \alpha = \frac{V_{\text{дет}}^2}{R_{\text{кр}}}; \frac{V_{\text{різо}}}{\alpha} = \frac{R_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{2 \cdot t}}.$$

Максимальна температура шліфування θ_{max} визначається за залежністю (7.85):

$$\theta_{\text{max}} = 0,621 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (7.100)$$

Як видно, параметр θ_{max} тим більше, чим більше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ й менше глибина шліфування t . Однак за умови забезпечення заданої питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ з погляду зменшення θ_{max} ефективно швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ збільшувати, а глибину шліфування t зменшувати.

Слід визначити температуру поверхневого шару оброблюваної деталі при глибинному шліфуванні, використовуючи рис. 7.19.

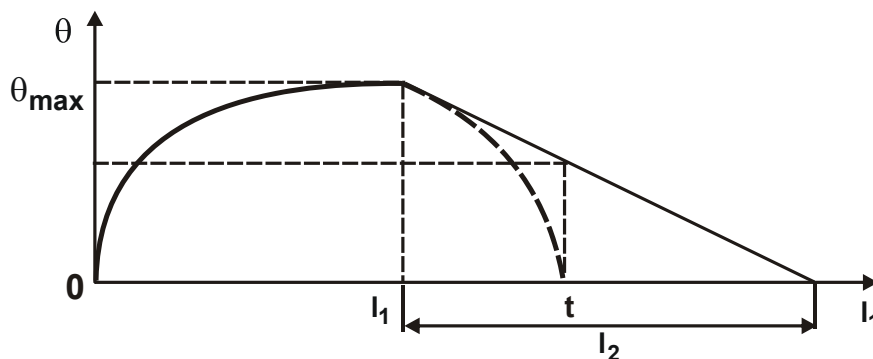


Рис. 7.19. Характер зміни температури шліфування θ уздовж адіабатичного стержня

Як видно, при зміні параметра l_1 в межах від 0 до глибини шліфування t температура шліфування θ змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму. Здавалося б, що за умови $l_1 = t$ температура шліфування $\theta = 0$. Однак у дійсності це не так. Внаслідок теплопровідності оброблюваного матеріалу в момент досягнення максимальної температури θ_{max} глибина проникнення тепла вглиб оброблю-

ваної деталі l_2 перевищує глибину шліфування t . Тому на рівні t температура шліфування θ (що визначає температуру поверхневого шару оброблюваної деталі) більше нуля й змінюється в межах $0 \dots \theta_{\max}$.

У роботі [38] показано, що температура θ поверхневого шару оброблюваної деталі визначається за залежністю:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} = \frac{(l_2 - t)}{l_2}. \quad (7.101)$$

Дана залежність логічно впливає з рис. 7.19. Тут параметр l_2 виражається залежністю (7.92) для умови $\tau_{\text{екстр}} = 0,422 \cdot \frac{V_{\text{різ0}}}{\alpha}$, тобто для умови екстремуму (максимуму) температури шліфування θ . Тоді після перетворень залежності (7.101), отримано:

$$\theta = \frac{0,96 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(1,088 \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}} \cdot t \cdot Q_{\text{пит}}} - \sqrt{t} \cdot Q_{\text{пит}} \right), \quad (7.102)$$

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

У підсумку отримана аналітична залежність для визначення температури θ поверхневого шару оброблюваної деталі. Як видно, вона змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму (рис. 7.20). Зменшити температуру θ можна двома шляхами, реалізуючи ліву й праву гілки даної залежності за рахунок застосування багатопрохідного шліфування (з відносно невеликою глибиною шліфування) і глибинного шліфування (з відносно великою 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 розрізанні матеріалів, вишліфуванні глибоких пазів і канавок), застосування глибинного шліфування обмежено. Однак тут береться до уваги глибинне (плоске або кругле) шліфування із частковою поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} = 1$, тобто, по суті, всією шириною круга. Глибинне поздовжнє шліфування із частковою поздовжньою подачею $S_{\text{відн}} < 1$ і відносно великою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ (такою, як і при звичайному багато про-

хідному шліфуванні), що реалізує ліву гілку залежності (див. рис. 7.16), цілком може бути здійснено. Це пов'язано з утворенням на робочій поверхні круга забірною 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 $V_{дет}$.

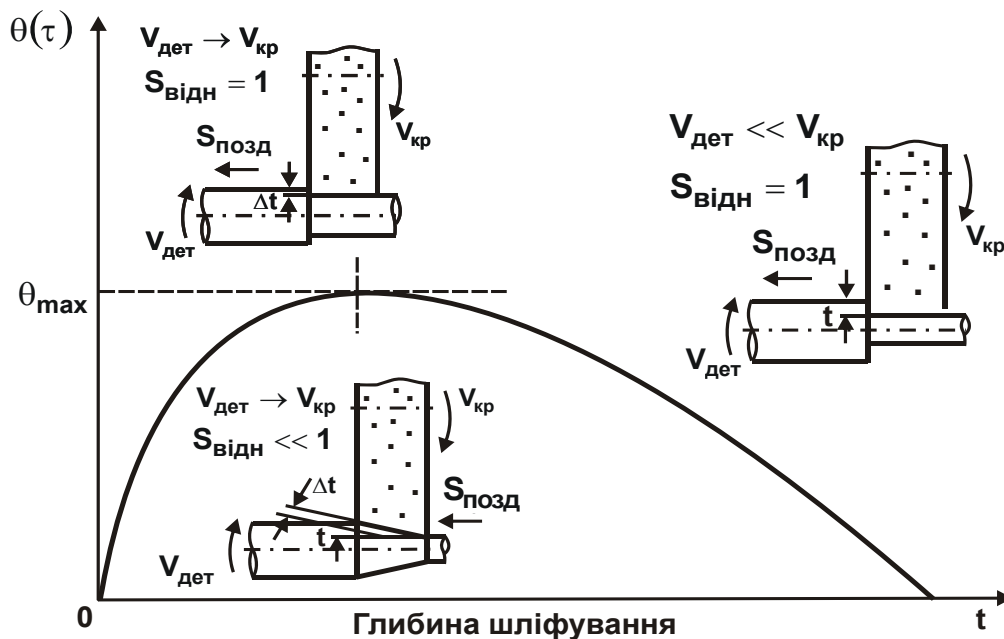


Рис. 7.20. Розміщення трьох принципових схем шліфування за рівнем температури, що досягається у поверхневому шарі оброблюваної деталі $\theta(\tau)$

Недоліком даної схеми глибинного шліфування, як показано в роботі [64], є збільшення максимальної товщини зрізу зернами круга H_{max} , що приводить до підвищеного зношування круга. У цьому напрямку більш ефективною схемою є глибинне шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі $V_{дет}$ й частковою поздовжньою подачею $S_{відн} = 1$. Однак, виходячи з рис. 7.20, 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 (7.102), зменшити температуру поверхневого шару оброблюваної деталі θ за рахунок зменшення умовної напруги різання σ (енергоємності обробки).

Висновки до розділу 7

1. Запропоновано спрощений підхід до розрахунку й аналізу температури при механічній обробці матеріалів із урахуванням тепла, яке йде на нагрівання стружки, оброблюваної деталі, інструмента й охолоджувальної рідини. Показано, що найбільше впливає на температуру різання умовна напруга різання (енергоємність обробки). Тому для її зменшення необхідно забезпечити високу ріжучу здатність інструмента. Установлено, що умовна напруга різання при лезовій обробці менше, ніж при шліфуванні. Це пов'язане з тим, що при шліфуванні має місце інтенсивне тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Теоретично також доведено, що при лезовій обробці основна частина тепла йде в стружку, що утворюється, а при шліфуванні – в оброблювану деталь внаслідок її відносно невеликої швидкості переміщення. Отримані теоретичні результати погодяться з відомими експериментальними даними.

2. Теоретично встановлено істотний вплив на температуру шліфування інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що припускає застосування ефективних методів виправлення круга, особливо високопродуктивних методів електроерозійного й електрохімічного виправлення алмазних кругів на міцних металевих зв'язках. Вони забезпечують збільшене виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга й тим самим знижують і навіть виключають тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

3. Показано ефективність застосування переривчастого шліфування, яке забезпечує подвійний ефект обробки: зниження температури й підвищення ріжучої здатності круга за рахунок ударного характеру взаємодії з оброблюваним матеріалом. Зменшення температури шліфування при цьому відбувається, головним чином, за рахунок періодичного переривання процесу шліфування й виключення теплового насичення поверхневих шарів оброблюваної деталі, оскільки в момент переривання процесу відбувається достатньо інтенсивне її охолодження.

4. На основі проведених досліджень встановлено, що застосування переривчастого круга, поряд зі зменшенням температури шліфування, дозволяє за рахунок зменшення часу контакту робочого

виступу круга з оброблюваним матеріалом істотно зменшити амплітуду коливань в технологічній системі. Це еквівалентно підвищенню динамічної жорсткості системи. Отже, при короткочасній дії імпульсів певної тривалості можна практично вилучити пружні переміщення в технологічній системі, наблизивши фактичну продуктивність обробки до номінальної продуктивності.

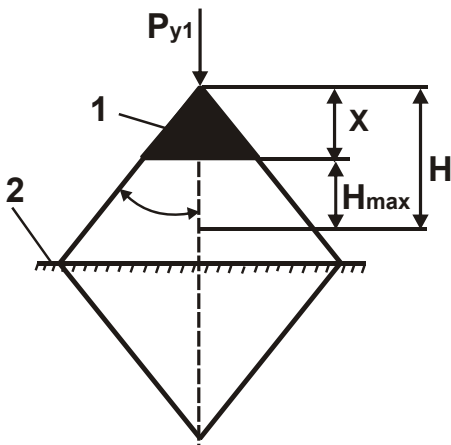
5. Теоретично встановлено, що температура поверхневого шару обробленої деталі зі збільшенням глибини шліфування (при забезпеченні постійної продуктивності обробки) змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму. Це свідчить про те, що зменшити температуру шліфування можна двома шляхами: застосуванням багато-прохідного шліфування (з відносно великою швидкістю деталі) і глибинного шліфування (з досить малою швидкістю деталі). При цьому встановлено, що зі збільшенням продуктивності обробки екстремум (максимум) температури зміщується в область менших глибин шліфування, а максимальне значення температури залишається незмінним. Отже, реалізувати бездефектне глибинне шліфування можна з відносно великою питомою продуктивністю обробки, яка досягає 5 – 10 тис. мм³/(хв·мм). Таким чином доведено, що глибинне шліфування дозволяє одночасно збільшити продуктивність обробки й зменшити температуру шліфування.

6. Теоретично обґрунтовані умови істотного зменшення температури плоского шліфування, які полягають у багаторазовому збільшенні глибини шліфування при відповідному зменшенні швидкості деталі. Показано, що на перший погляд парадоксальний результат має цілком певний фізичний зміст. Він полягає в тому, що при шліфуванні тепло, яке виділяється, не встигає поширитися вглиб поверхневого шару деталі, а концентрується в шарі припуску, що знімається, і відноситься стружками. Однак, як встановлено розрахунками, дана умова здійсненна при відносно великих глибинах шліфування, які становлять більше 10 мм. Наприклад, при розрізці заготовок на частини, при прорізці глибоких пазів і канавок. Отриманий результат також свідчить про те, що глибинне шліфування є одним із високопродуктивних методів механічної обробки, за продуктивністю та якістю обробки цілком конкурентоспроможний із застосовуваними методами різання лезовими інструментами.

Розділ 8. Комбіновані процеси алмазного шліфування

8.1. Ефективність застосування процесів комбінованого алмазного шліфування

Практикою доведено, що за рахунок додаткової електроерозійної або електрохімічної дії на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці збільшується виступання зерен над рівнем зв'язки й підвищується ріжуча здатність круга.



Умовні позначення: 1 – зношена частка ріжучого зерна;
2 – рівень зв'язки круга.

Рис. 8.1. Розрахункова
схема

Для розкриття фізичної сутності такого процесу шліфування кругом слід розглянути схему, у якій ріжуче зерно перебуває під дією лише радіальної складової сили різання P_{y1} (рис. 8.1), оскільки $P_{y1} \gg P_{z1}$. Значення глибини впровадження зерна у зв'язку y , при якій відбудеться втрата стійкості зерна, визначається з умови:

$$P_{y1} = a \cdot y, \quad (8.1)$$

де a – параметр, який залежить від міцності зв'язки круга.

З урахуванням залежності $y = \bar{X} - b$ умова (1.18) виразиться:

$$P_{y1} + a \cdot b = a \cdot \bar{X}, \quad (8.2)$$

де b – максимальна висота виступання зерна над рівнем зв'язки, м;
 \bar{X} – зернистість круга, м.

Як впливає з залежності (8.2), значення сили P_{y1} тим менше, чим більше висота b за умови $a \cdot \bar{X} = \text{const}$. Отже, збільшення висоти b у процесах комбінованого шліфування веде до зменшення силової напруженості. Це обумовлено стійкістю зерен у зв'язці.

Слід представити P_{y1} у вигляді: $P_{y1} = \frac{P_{z1}}{K_{\text{різ}}}$, де $K_{\text{різ}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\sigma}$ – коефі-

цієнт різання; $\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²; $P_{z1} = S \cdot \sigma$; S – площа поперечного перерізу зрізу зерном, м²; σ – умовна напруга різання, Н/м².

Виходячи з розрахункової схеми (див. рис. 8.1), параметр S визначається: $S = \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2)$, де γ – половина кута при вершині конусоподібного зерна. Параметр H виражається залежністю (4.14). З урахуванням залежності (5.29), представлені в спрощеному вигляді:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{(1 - \eta)}}, \quad (8.3)$$

радіальна складова сили різання P_{y1} виразиться:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot (1 + \eta) \cdot HV \cdot H^2. \quad (8.4)$$

Величина P_{y1} залежить, головним чином, від параметрів HV і H . Як показано вище, у процесах комбінованого алмазного шліфування висота виступання зерен b збільшується, а сила P_{y1} зменшується. Відповідно до залежності (8.4), зменшення P_{y1} можливо за рахунок зменшення параметра H , який визначає умовно максимальну глибину впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, відраховуючи її від вершини вихідного незношеного зерна. У свою чергу, параметр H , виходячи із залежності (4.14), може зменшитися в результаті зменшення безрозмірного коефіцієнта η при шліфуванні за жорсткою схемою ($V_{\text{дет}}$ і t – постійні величини). Отже, у комбінованих процесах значення η менше, ніж при звичайному алмазному шліфуванні.

Для аналізу безрозмірного коефіцієнта η слід розглянути залежність (4.19). Як видно, для заданого значення H_0 зі зменшенням безрозмірного коефіцієнта η від 1 до 0 величина x зменшиться (рис. 8.2), тобто в процесах комбінованого алмазного шліфування величина лінійного зношування зерна x до моменту його випадіння зі зв'язки круга менше, ніж при

звичайному алмазному шліфуванні. Це веде до зниження ресурсу роботи зерна в крузі й, очевидно, до підвищеного зношування круга. Питома витрата алмаза збільшується, що погодиться із численними експериментальними даними, отриманими, наприклад, при електроерозійному алмазному шліфуванні. Слід підставити залежність (8.4) в (8.2):

$$0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot (1 + \eta) \cdot HV \cdot H^2 + a \cdot b = a \cdot \bar{X}. \quad (8.5)$$

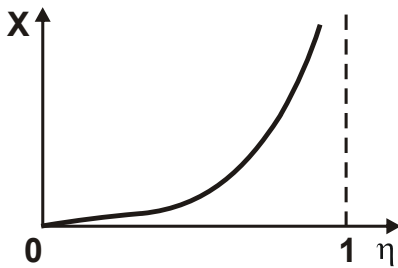


Рис. 8.2. Залежність величини лінійного зносу зерна x від безрозмірного коефіцієнта η

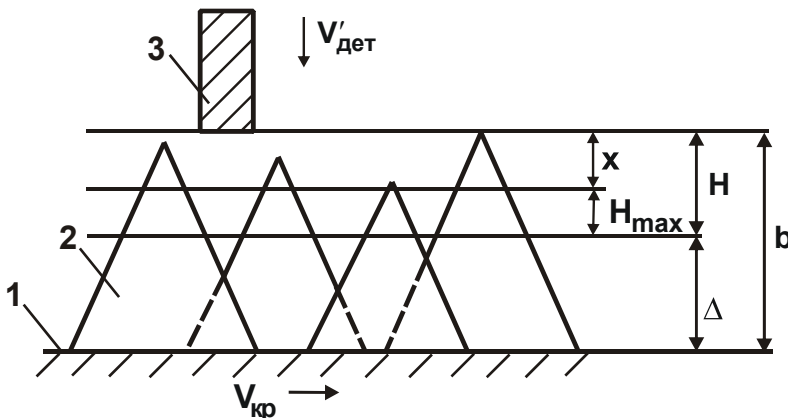
Зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV , для виконання умови $a \cdot \bar{X} = \text{const}$, необхідно зменшити параметри H і b . Зменшення H , виходячи із залежності (4.14), можливо за рахунок зменшення безрозмірного коефіцієнта η і, відповідно, величини x . Однак це знижує ресурс роботи зерна й збільшує зношування круга, що не завжди ефективно. Переважніше зменшувати висоту виступання зерна b . Тоді для кожного оброблюваного матеріалу

буде існувати цілком конкретне значення b , яке необхідно підтримувати в процесі шліфування за рахунок введення в зону різання або автономно до круга додаткової електричної енергії.

З урахуванням (4.17) залежність (8.5) буде виражати зв'язок між η і b для заданого значення H_0 , обумовленого параметрами режиму шліфування, характеристиками круга й деталі. Як показано вище, основні параметри шліфування: сила й температура різання, питома витрата алмаза, шорсткість і параметри точності обробки, визначаються, головним чином, безрозмірним коефіцієнтом η . Величина b в отримані аналітичні залежності не входить. Установлена залежність (8.5) приводить до замкнутого рішення, виходячи з якого, спочатку визначається оптимальне значення η , потім із залежності (8.5) – оптимальне значення b . Отже, основним параметром при шліфуванні необхідно розглядати η , а параметр b – допоміжним, який реалізує оптимальне значення η за рахунок електроерозійної або електрохімічної дії на робочу поверхню круга. Виходячи із залежності (8.5), змінюючи висоту b , можна змінювати безрозмірний коефіцієнт η , а, отже, і всі фізичні й технологічні параметри шліфування.

8.2. Розрахунок параметрів енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування з урахуванням зношування зерен круга

Слід розглянути фізичну сутність умови рівномірного в часі зношування алмазного круга, використовуючи розрахункову схему, наведену на рис. 8.3. Прийняті позначення: $V'_{дет}$ – швидкість оброблюваної деталі, м/с; x – величина лінійного зношування зерна, м; H – максимальна глибина впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, відраховуючи її від вершини вихідного (незношеного) максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна, м; $H_{max} = (1 - \eta) \cdot H$ – максимальна (імовірнісна) товщина зрізу, м; $\eta = x/H$ – безрозмірний коефіцієнт, який враховує ступінь затуплення зерна ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна); b – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, м; Δ – товщина шару міжзернового простору круга, заповнюваного стружками, м.



Умовні позначення: 1 – зв'язка круга; 2 – зерно; 3 – оброблювана деталь.

Рис. 8.3. Розрахункова схема шліфування

Нехай зв'язка круга із часом обробки зношується зі швидкістю $V_{зв}$. Це може бути обумовлено роботою круга в режимі самозагострювання або в режимі безперервного механічного або електроерозійного (електрохімічного) виправлення алмазного круга. Тоді для виконання

умови рівномірного в часі зношування круга величина $(b - H)$ повинна залишатися постійною. Це буде досягтися в тому випадку, якщо кожна точка рівня H , що визначає максимальну глибину впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, буде переміщатися у вертикальному напрямку з постійною швидкістю $V_{зв}$, а параметри x , H і b будуть залишатися постійними із часом обробки. Швидкість руху оброблюваної прямолінійної деталі по нормалі до робочої поверхні круга при

цьому буде дорівнювати ($V'_{\text{дет}} + V_{\text{зв}}$). Тоді час контакту ріжучого зерна з оброблюваним матеріалом до моменту його випадіння зі зв'язки круга визначиться:

$$\tau_{\text{зв}} = \frac{H}{V_{\text{зв}}}. \quad (8.6)$$

За цей час ріжуче зерно зноситься на величину x , тобто час зношування зерна дорівнює:

$$\tau_{\text{зер}} = \frac{x}{V_{\text{зер}}}, \quad (8.7)$$

де $V_{\text{зер}}$ – середня швидкість зношування зерна круга, м/с.

З умови $\tau_{\text{зв}} = \tau_{\text{зер}}$ отримано: $V_{\text{зв}} = V_{\text{зер}} \cdot \frac{H}{x} = \frac{V_{\text{зер}}}{\eta}$ або

$$\frac{V_{\text{зер}}}{V_{\text{зв}}} = \eta. \quad (8.8)$$

Таким чином, отримана аналітична залежність, що пов'язує параметри $V_{\text{зв}}$ і $V_{\text{зер}}$.

У теорії шліфування прийнято вважати, що умовою стабілізації в часі процесу шліфування є рівність швидкостей зношування зерен і зв'язки круга $V_{\text{зв}} = V_{\text{зер}}$. У дійсності, як випливає із залежності (8.8), стабілізувати процес шліфування можна за умови $V_{\text{зв}} > V_{\text{зер}}$ ($0 < \eta < 1$). За умови $V_{\text{зв}} = V_{\text{зер}}$ ($\eta = 1$) процес різання при шліфуванні нездійснений. Винятком є лише процес шліфування синтетичних надтвердих матеріалів, коли практично відсутнє впровадження зерен алмазного круга в оброблюваний матеріал і $x \rightarrow H$, тобто $\eta \rightarrow 1$.

Необхідно відзначити, що швидкість зношування зерна $V_{\text{зер}}$ залежить від величини його лінійного зношування x . Експериментально встановлено, що зі збільшенням величини x швидкість зношування зер-

на $V_{з\text{ер}}$ зменшується. При цьому безрозмірний коефіцієнт $\eta = x/H$ збільшується (при виконанні умови $H = \text{const}$). По суті, швидкість зношування зерна $V_{з\text{ер}}$ визначається залежністю $V_{з\text{ер}} = f(1/\eta)$. Це веде до ще більш інтенсивного зменшення швидкості зношування зв'язки $V_{з\text{в}}$ зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η відповідно до залежності (8.8). Отже, величина x впливає на параметри $V_{з\text{ер}}$ й η . Це не порушує закономірності зміни швидкості зношування зв'язки круга $V_{з\text{в}}$ від безрозмірного коефіцієнта η , а лише підсилює інтенсивність зміни $V_{з\text{в}}$ від η . Цим показано, що швидкість зношування зв'язки круга $V_{з\text{в}}$ цілком однозначно визначається безрозмірним коефіцієнтом η і навпаки. Зменшити швидкість зношування зв'язки круга $V_{з\text{в}}$ можна збільшенням безрозмірного коефіцієнта η (рис. 8.4а).

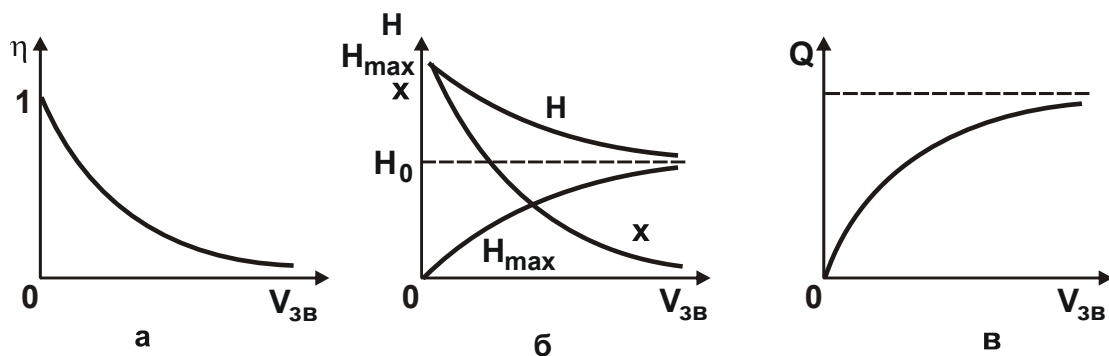


Рис. 8.4. Характер зміни безрозмірного коефіцієнта η й параметрів H , H_{max} , x , Q зі зміною швидкості зношування зв'язки круга $V_{з\text{в}}$

Слід провести аналіз характеру зміни параметрів H , H_{max} , $x = H - H_{\text{max}}$ і продуктивності обробки Q у зв'язку зі зміною параметрів $V_{з\text{в}}$ і η . Дані параметри описуються залежностями, наведеними вище:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad H_{\text{max}} = (1 - \eta) \cdot H;$$

$$Q = V'_{\text{дет}} \cdot F = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta) \cdot F}{9 \cdot b} \cdot \left(\frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}} \right)^{1,5},$$

де k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²; F – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м²; $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²; P_{y1} – радіальна складова сили різання, яка діє на зерно, Н.

Як впливає з рис. 8.4, зменшення безрозмірного коефіцієнта η внаслідок збільшення швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ веде до зменшення параметра H (до значення H_0), збільшення параметра H_{max} (від нуля до значення H_0), зменшення параметра $x \rightarrow 0$ й збільшення продуктивності обробки Q . Значення $H_0 = H$ при $\eta = 0$:

$$H_0 = 3 \sqrt{\frac{9 \cdot b \cdot V'_{дет}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \quad (8.9)$$

Таким чином показано, що збільшення швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ (за рахунок механічної, електроерозійної або електрохімічної дії на робочу поверхню алмазного круга) приводить до зменшення безрозмірного коефіцієнта η , а через нього – всіх основних параметрів шліфування (рис. 8.5).

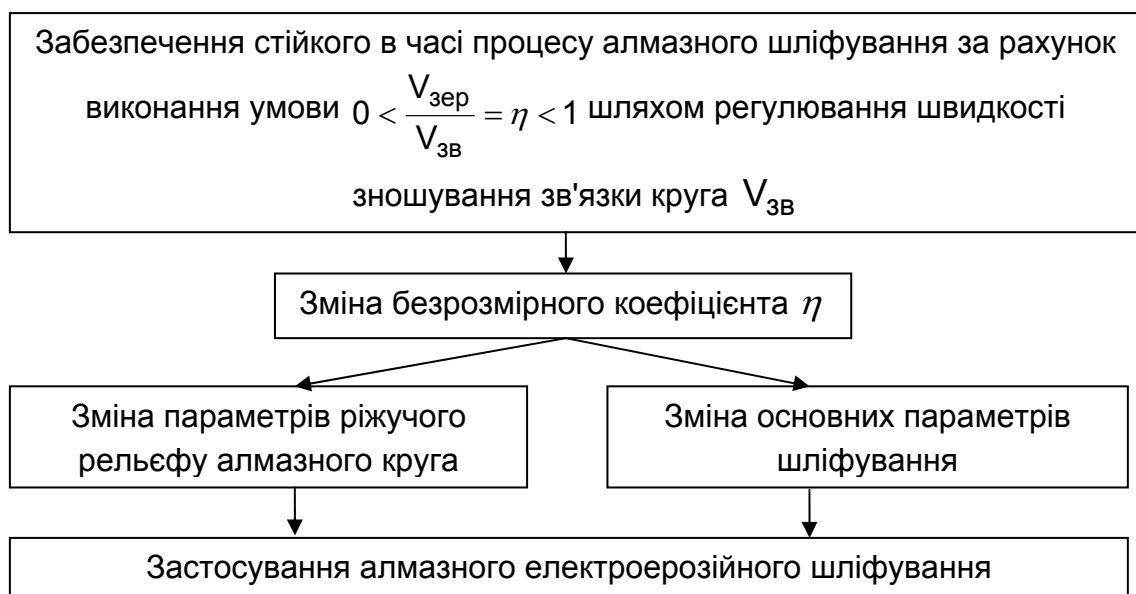


Рис. 8.5. Структурна схема, яка показує вплив швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ на основні параметри шліфування

При звичайному алмазному шліфуванні швидкість зношування зв'язки круга $V_{зв}$ обумовлена інтенсивністю її тертя з оброблюваним матеріалом, а при алмазному електроерозійному шліфуванні – інтенсивністю електроерозійного (ударно-термічного) руйнування металеві зв'язки круга внаслідок дії виникаючих електричних розрядів у зоні різання. Очевидно, зі збільшенням електроерозійної дії на металеву зв'язку круга буде збільшуватися швидкість її зношування й, відповідно, продуктивність обробки. Як буде показано нижче, саме цим фактором пояснюється основний ефект алмазного електроерозійного шліфування.

Слід провести теоретичний аналіз шляхів підвищення продуктивності алмазного шліфування з урахуванням поділу максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки b на три складові, рівні відповідно величині лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна x , максимальній товщині зрізу H_{max} й товщині шару Δ , заповнюваного стружками та іншими продуктами обробки (див. рис. 8.3):

$$b = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot (1 - \eta^2)}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} + \frac{Q}{V_{кр} \cdot B} \cdot \xi, \quad (8.10)$$

де $\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$;

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – відповідно радіуси круга й деталі, м;

ξ – коефіцієнт, який враховує ступінь заповнення стружкою міжзернового простору круга ($\xi > 1$).

Перший доданок у правій частині рівняння (8.10) визначає глибину впровадження оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга H , а другий – висоту міжзернового простору круга, заповнюваного стружкою Δ . У міру затуплення зерен (збільшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$) за умови $b = \text{const}$ перший доданок збільшується, а другий – зменшується. Безрозмірний коефіцієнт ξ залежить від оброблюваного матеріалу. При обробці твердих сплавів та інших крихких матеріалів безрозмірний коефіцієнт $\xi \approx 1$, а при обробці пластичних матеріалів $\xi > 1$. Очевидно, за певних умов безрозмірний коефіцієнт ξ може приймати відносно великі значення, тоді другий доданок рівняння (8.10) прийме значення, близьке до величини b . У цьому випадку процес шліфування практи-

чно нездійснений. Цим, власне, і пояснюється низька ефективність алмазного шліфування високоміцних сталей, наплавлень та інших пластичних матеріалів, коли утворюються довгі стружки, які повністю заповнюють міжзерновий простір алмазного круга й практично виключають участь зерен у різанні. Для ефективного ведення процесу шліфування необхідно зменшити безрозмірний коефіцієнт ξ , наприклад, за рахунок застосування алмазного електроерозійного шліфування, що забезпечує часткове згоряння стружок. Найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт η , тому що за умови $\eta \rightarrow 1$ перший доданок рівняння (8.10) нескінченно підвищується. Із цього випливає, що основною умовою істотного збільшення продуктивності обробки необхідно розглядати забезпечення високої гостроти ріжучих зерен. При цьому необхідно домагатися збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки (збільшення величини b) і зменшення коефіцієнта ξ . Ефективним технічним рішенням даного завдання є застосування методу алмазного електроерозійного шліфування. За рахунок появи в зоні різання електричних розрядів відбувається термічне руйнування поверхневих шарів металевої зв'язки алмазного круга й часткове згоряння стружок, оброблюваного металу або сплаву. У результаті здійснюється цілеспрямоване примусове видалення зерен, що затупилися, та забезпечуються основні умови підвищення продуктивності Q обробки (рис. 8.6): зменшуються безрозмірні коефіцієнти η й ξ та збільшується параметр b .

Слід установити аналітичну залежність, яка пов'язує швидкість зношування зв'язки круга $V_{зв}$ з питомою витратою алмаза q . Можна припустити, що за певний час шліфування τ відбулося повне зношування алмазоносного шару круга товщиною S_0 . Маса алмазного порошку, який перебуває в цьому алмазоносному шарі круга, дорівнює $m_a = \rho_a \cdot V_a$. Тоді об'єм алмазоносного шару круга, який займає алмазний порошок, виразиться:

$$V_a = \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot S_0 \cdot \alpha, \quad (8.11)$$

де ρ_a – щільність алмаза, кг/м³;

$D_{кр}$, B – відповідно діаметр і ширина алмазного круга, м;

α – коефіцієнт, який враховує щільність зв'язки залежно від концентрації алмазних зерен у крузі [36].

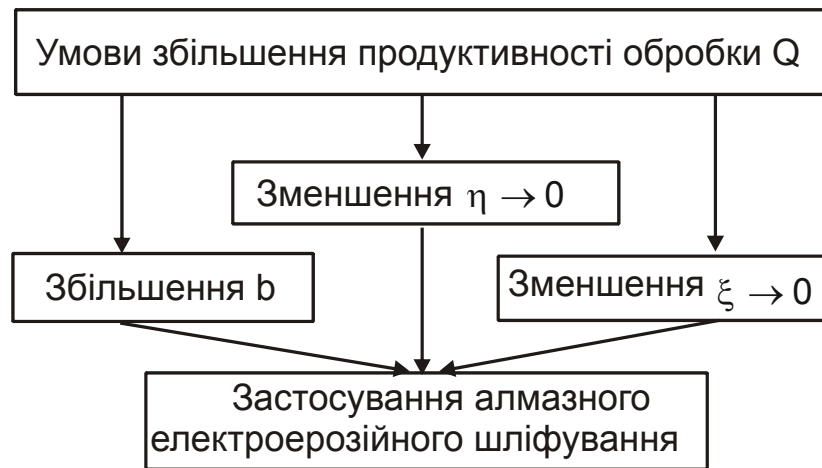


Рис. 8.6. Структурна схема умов збільшення продуктивності обробки Q

За час τ із оброблюваної деталі буде знятий матеріал масою $m_M = \rho_M \cdot V_M$, де ρ_M – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м^3 ; V_M – об'єм знятого матеріалу:

$$V_M = Q \cdot \tau. \quad (8.12)$$

Питома витрата алмаза q з урахуванням (8.11) і (8.12) виразиться:

$$q = \frac{m_a}{m_M} = \frac{\rho_a}{\rho_M} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot V_{\text{зв}}. \quad (8.13)$$

У даній залежності прийнято, що відношення S_0 / τ дорівнює швидкості зношування зв'язки круга $V_{\text{зв}}$, яка визначається залежністю (8.8). Тоді, підставляючи залежність (8.8) у залежність (8.13), отримано:

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_M} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot \frac{V_{\text{зер}}}{\eta}. \quad (8.14)$$

Слід провести аналіз питомої витрати алмаза q з урахуванням зміни безрозмірного коефіцієнта η , який визначається з рівняння (8.10). Для цього необхідно розв'язати рівняння (8.10) відносно η , приймаючи для спрощення розрахунків наближену залежність: $(1 - \eta^2) \approx (1 - \eta)$. Тоді

$$\eta = 1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right)^3}. \quad (8.15)$$

Як випливає з залежності (8.15), зі збільшенням продуктивності обробки Q безрозмірний коефіцієнт η зменшується.

Слід провести аналіз залежності (8.13) для визначення питомої витрати алмаза q з урахуванням залежності (8.15). Для цього необхідно підставити залежність (8.15) в (8.13):

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{\pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot \frac{V_{зер}}{\left[1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right)^3}\right]}. \quad (8.16)$$

Зі збільшенням продуктивності обробки Q питома витрата алмаза q спочатку зменшується, потім збільшується, проходячи точку мінімуму (рис. 8.7). Слід провести дослідження питомої витрати алмаза q на наявність екстремуму. Для цього необхідно спростити залежність (8.15), приймаючи в першому наближенні $\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right) \approx b$. Тоді залежність (8.15), виражена відносно продуктивності обробки Q , прийме вигляд:

$$Q = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot b^3 \cdot (1 - \eta)}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}}. \quad (8.17)$$

Слід визначити питому витрату алмаза q , для чого необхідно підставити залежність (8.17) в (8.13):

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{630 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot D_{кр} \cdot \alpha \cdot V_{зер}}{m \cdot V_{кр} \cdot b^3} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\eta \cdot (1 - \eta)}. \quad (8.18)$$

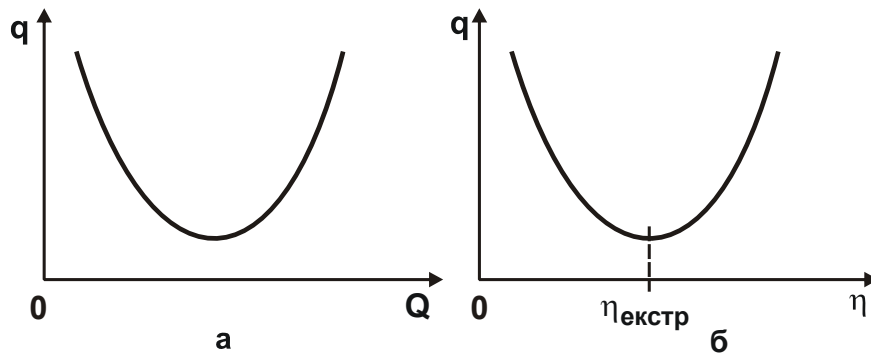


Рис. 8.7. Залежності питомої витрати алмаза q від продуктивності обробки Q (а) і безрозмірного коефіцієнта η (б)

Як випливає з залежності (8.18), зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η питома витрата алмаза q проходить точку екстремуму. Для визначення екстремального значення $\eta_{\text{екстр}}$ необхідно продиференціювати функцію q по безрозмірному коефіцієнту η й отримане вираження прирівняти до нуля:

$$q'_{\eta} = \frac{-(1-2\eta)}{\eta^2 \cdot (1-\eta)^2} = 0, \quad (8.19)$$

звідки $\eta_{\text{екстр}} = 0,5$.

Таким чином встановлено, що в точці екстремуму функції q безрозмірний коефіцієнт η приймає значення 0,5. Підставляючи в залежність (8.17) це значення, можна визначити екстремальне значення продуктивності обробки Q .

Необхідно довести, що в точці екстремуму функція q приймає мінімальне (а не максимальне) значення. Для цього слід взяти другу похідну від функції q по безрозмірному коефіцієнту η :

$$q''_{\eta} = \frac{\eta \cdot (1-\eta) + (1-2\eta) \cdot (1-\eta) - (1-2\eta) \cdot \eta}{\eta^4 \cdot (1-\eta)^4}. \quad (8.20)$$

Підставляючи в залежність (8.20) екстремальне значення безрозмірного коефіцієнта $\eta_{\text{екстр}} = 0,5$, видно, що друга похідна q''_{η} приймає позитивне значення. Отже, у точці екстремуму питома витрата алмаза q приймає мінімальне значення, що й треба було довести.

Слід визначити технологічну собівартість обробки C , для чого можна скористатися розрахунковою залежністю, наведеною в роботі [32]:

$$C = a_1 \cdot q + \frac{a_2}{Q \cdot \rho_M}, \quad (8.21)$$

де a_1 – вартість алмаза в крузі, грн/мг;

a_2 – заробітна плата робітника, грн/с;

q – питома витрата алмаза, мг/г;

Q – продуктивність обробки, м³/с;

ρ_M – щільність оброблюваного матеріалу, г/м³.

Залежність (8.21) містить два доданки. Зі збільшенням продуктивності обробки Q перший доданок (питома витрата алмаза q) змінюється за екстремальною залежністю (див. рис. 8.7), а другий доданок зменшується. Очевидно, технологічна собівартість обробки C також буде змінюватися за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Однак екстремальні значення продуктивності обробки Q для мінімумів питомої витрати алмаза q й технологічної собівартості обробки C будуть різні.

Для визначення екстремального значення Q , яке відповідає мінімуму технологічної собівартості обробки C , слід продиференціювати функцію технологічної собівартості обробки C по продуктивності обробки Q й отримане вираження прирівняти до нуля:

$$a_1 \cdot q'_Q - \frac{a_2}{\rho_M} \cdot \frac{1}{Q^2} = 0. \quad (8.22)$$

Перша похідна q'_Q в точці мінімуму питомої витрати алмаза q (див. рис. 8.7) дорівнює нулю. Виходячи з рівняння (8.22), виконується умова $q'_Q > 0$. Отже, точка мінімуму технологічної собівартості обробки C розташована на правій гілці екстремальної залежності $q - Q$, тобто зміщена в область більших значень продуктивності обробки Q (рис. 8.8). Показані на рисунку значення Q_1 і Q_2 визначають екстремальні значення продуктивності обробки в точках мінімуму питомої витрати алмаза q й технологічної собівартості обробки C .

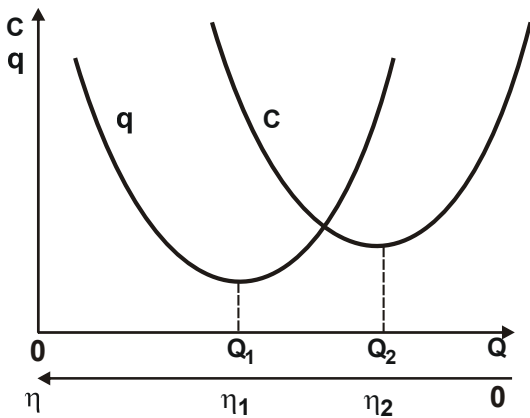


Рис. 8.8. Залежності q і C від Q і η

Продуктивність обробки Q є функцією від безрозмірного коефіцієнта η й визначається залежністю (8.15). Зі зменшенням безрозмірного коефіцієнта η продуктивність обробки Q збільшується. Отже, мінімум технологічної собівартості обробки C досягається при менших значеннях безрозмірного коефіцієнта η порівняно з мінімумом питомої витрати алмаза q (див. рис. 8.8). Показані на рисунку значення η_1 і η_2 визначають екстремальні значення безрозмірного коефіцієнта η в точках мінімуму питомої витрати алмаза q й технологічної собівартості обробки C .

У цьому випадку справедлива умова $\eta_1 > \eta_2$.

Проведені експериментальні дослідження алмазного електроерозійного шліфування кругами на металевих зв'язках наплавочного матеріалу 3X2Y8 підтвердили екстремальний характер зміни технологічної собівартості обробки C від напруги U (рис. 8.9 [22]). При зміні напруги U до певного значення спостерігається зменшення технологічної собівартості обробки C . При подальшому збільшенні напруги U відбувається зростання технологічної собівартості обробки C у зв'язку зі зменшенням безрозмірного коефіцієнта η й інтенсивним випадінням ріжучих зерен зі

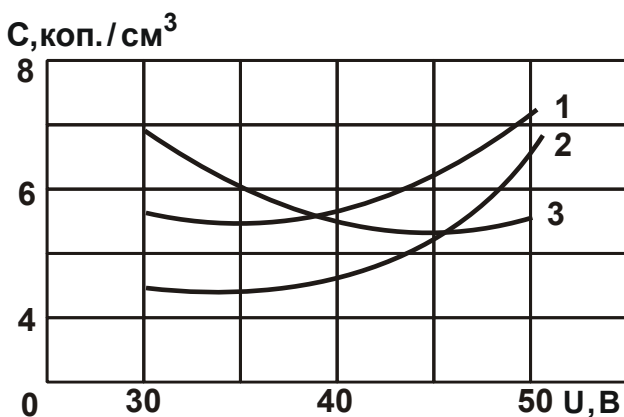


Рис. 8.9. Залежності C від U при шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках М2-09 (1), М1-10 (2) і М2-01 (3)

зв'язки алмазного круга. Чим більше міцність металевої зв'язки круга, тим більші значення напруги U , при яких спостерігається підвищення технологічної собівартості обробки. Найбільше екстремальне значення напруги U досягається для металевої зв'язки М2-01. При цьому експериментально встановлено, що продуктивність обробки Q зі збільшенням напруги U збільшується, а питома витрата алмаза q зміню-

ється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Екстремальні значення напруги U , що відповідають точкам мінімуму технологічної собівартості обробки C й питомої витрати алмаза q , не збігаються. Мінімум технологічної собівартості обробки C досягається при більшому значенні U . Це погодиться з наведеним вище теоретичним рішенням.

Таким чином, теоретично обґрунтовані й експериментально підтверджені закономірності зміни технологічної собівартості обробки, показаний зв'язок технологічної собівартості із продуктивністю обробки, питомою витратою алмаза й безрозмірним коефіцієнтом η . Установлено, що безрозмірний коефіцієнт η впливає на формування технологічної собівартості обробки.

Слід провести теоретичний аналіз безрозмірного коефіцієнта η з урахуванням відомого відношення a_z/R , яке визначає умови стружкоутворення при мікрорізанні окремим зерном. Для цього можна скористатися залежністю (4.24), розглядаючи $a_z = H_{\max}$.

Із залежності (4.24) випливає, що зі збільшенням відношення a_z/R безрозмірний коефіцієнт η зменшується. За даними професора Крагельського І. В. [43], для здійснення процесу мікрорізання необхідно виконати умову $a_z/R > 0,04$. Виходячи із залежності (4.24), це відповідає зміні безрозмірного коефіцієнта η в межах 0,13 ... 0,91 (табл. 8.1).

Таблиця 8.1

Розрахункові значення η

γ , град. \ a_z/R	0,04	0,01	0,2	0,3	0,5	1,0
45	0,91	0,805	0,67	0,58	0,45	0,29
60	0,78	0,6	0,43	0,33	0,23	0,13

Чим більше відношення a_z/R , тобто чим інтенсивніше процес стружкоутворення при шліфуванні, тим менше значення безрозмірного коефіцієнта η й більша продуктивність обробки Q , виходячи з рівняння (8.10). Найбільшому значенню $\eta = 0,91$ (при $\gamma = 45^\circ$) відповідає найменше значення $a_z/R = 0,04$. Таке ж значення η отримано експеримен-

тально при шліфуванні алмазними зернами зі штучно створеними на них площадками зносу. При цьому вдалося зменшити шорсткість обробки до значення $R_a = 0,1$ мкм. Початкове значення параметра R_a (при $\eta = 0$) становило 2,0 мкм, тобто шорсткість обробки зменшилася більш ніж у 10 разів. Установлений зв'язок безрозмірного коефіцієнта η й відношення a_z/R дозволяє оцінити можливості здійснення процесу мікрорізання при шліфуванні для конкретних значень η , отриманих, наприклад, виходячи з мінімуму технологічної собівартості обробки або з умови забезпечення заданої шорсткості й т. д. Іншими словами, установлені за яким-небудь критерієм оптимальні значення безрозмірного коефіцієнта η необхідно перевірити з погляду виконання умови $a_z/R > 0,04$. Оскільки при невиконанні даної умови процес мікрорізання нездійснений, необхідно коректувати встановлене значення η .

Для вирішення завдання вибору оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування важливо розглянути дві умови (необхідну й достатню) його здійснення. Необхідна умова полягає в забезпеченні рівномірного в часі зношування алмазного круга (стабілізації параметрів його ріжучого рельєфу) шляхом введення в зону різання додаткової енергії у формі електричних розрядів з метою досягнення високої ріжучої здатності круга (аж до його повного зношування).

Достатня умова полягає в оптимізації процесу шліфування, тобто у визначенні оптимальних параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга й умов шліфування на основі критеріїв найбільшої продуктивності або найменшої технологічної собівартості обробки з урахуванням вимог до якості оброблюваних поверхонь.

Вивченню зазначених умов у науково-технічній літературі приділено достатньо велика увага, отримані важливі рішення. Однак ці рішення отримані експериментальним шляхом для конкретних умов обробки, що не дозволяє повною мірою розкрити потенційні можливості операцій алмазного електроерозійного шліфування й вийти на більш високий рівень техніко-економічних показників обробки.

Тому слід поставити завдання з виявлення й обґрунтування нових технологічних можливостей операцій алмазного електроерозійного шліфування аналітичним шляхом. У результаті проведених теоретичних досліджень отримана важлива аналітична залежність (8.8), яка погоджує

швидкість зношування зв'язки $V_{зв}$ і зерен $V_{зер}$ круга за допомогою безрозмірного коефіцієнта η – узагальненого параметра процесу, який визначає ступінь затуплення зерен і змінюється в межах $0 \dots 1$ (для гострого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленого зерна $\eta \rightarrow 1$). Із залежності (8.8) випливає умова забезпечення стійкого в часі процесу шліфування: $V_{зв} > V_{зер}$.

При невиконанні даної умови (тобто при $V_{зв} < V_{зер}$) процес шліфування буде протікати нестабільно – алмазний круг буде працювати в режимі затуплення, що не дозволить реалізувати його потенційні можливості. Наприклад, продуктивність обробки Q за умови $V_{зв} < V_{зер}$ із часом шліфування τ буде безупинно зменшуватися, а за умови $V_{зв} > V_{зер}$ –

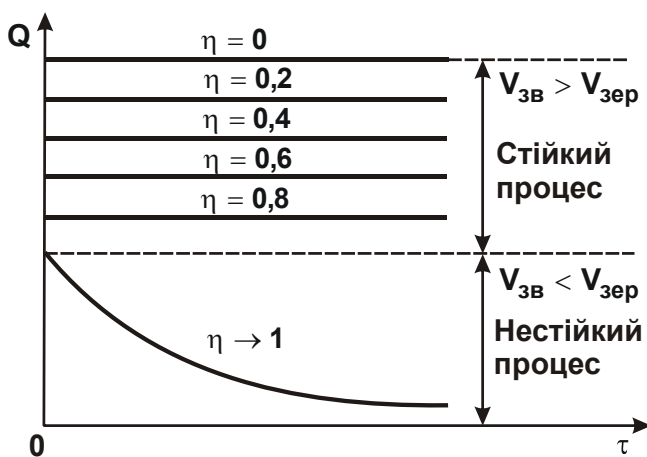


Рис. 8.10. Характер зміни продуктивності обробки Q із часом шліфування τ для різних значень безрозмірного коефіцієнта η

залишатися постійною (рис. 8.10). При цьому зі зменшенням безрозмірного коефіцієнта η в межах від 1 до 0 продуктивність обробки Q буде збільшуватися.

Із залежності (8.8) випливає, що між швидкістю зношування зв'язки й безрозмірним коефіцієнтом η існує обернено пропорційний зв'язок. Збільшення швидкості зношування зв'язки припускає зменшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$, тобто підвищення гостроти зерен і, відповідно, ріжучої здатності алмазного круга.

Із цього можна зазначити, що ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає, насамперед, у можливості збільшення швидкості зношування зв'язки $V_{зв}$ й, відповідно, зменшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$ за рахунок примусового видалення з робочої поверхні алмазного круга зерен, що затупилися, шляхом електроерозійного (ударно-термічного) руйнування металевої зв'язки. По суті, отримане теоретичне рішення є математичним вираженням необхідної умови здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування, яке полягає в стабілізації в часі безрозмірного коефіцієнта η . Знаючи безрозмірний коефі-

цієнт η (для заданої швидкості зношування металевої зв'язки, обумовленої електроерозійною дією на робочу поверхню круга), за аналітичними залежностями визначають параметри ріжучого рельєфу круга й основні технологічні показники шліфування: продуктивність, технологічну собівартість, шорсткість обробки та ін.

Отримані аналітичні залежності дозволяють обґрунтувати достатню умову здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування. Вона полягає у визначенні оптимальних значень безрозмірного коефіцієнта η за критеріями найбільшої продуктивності обробки, мінімумів питомої витрати алмаза й технологічної собівартості обробки, заданої шорсткості оброблюваної поверхні, сили й потужності різання при шліфуванні й т. д. В узагальненому вигляді структурна схема умов здійснення алмазного електроерозійного шліфування показана на рис. 8.11.

Слід розглянути послідовність вибору оптимальних механічних і електричних параметрів режиму алмазного електроерозійного шліфування на основі отриманих теоретичних рішень. Як цільову функцію можна прийняти технологічну собівартість обробки. Необхідно поставити завдання вибору умов шліфування, які забезпечують мінімум технологічної собівартості обробки $C \rightarrow \min$. Для цього можна скористатися аналітичною залежністю для визначення технологічної собівартості обробки (8.21). З урахуванням залежностей (8.17) і (8.18) отримано:

$$C = \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot A_1}{m \cdot V_{кр} \cdot b^3} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{(1-\eta)} \cdot \left(\frac{A_1}{\eta} + B_1 \right), \quad (8.23)$$

де $A_1 = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha \cdot V_{зер} \cdot a_1$;

$$B_1 = \frac{a_2}{\rho_m}.$$

Як впливає з залежності (8.23), безрозмірний коефіцієнт η неоднозначно впливає на технологічну собівартість обробки C , тобто залежність $C - \eta$ носить екстремальний характер. Для визначення екстремуму (мінімуму) функції C слід продиференціювати її по безрозмірному коефіцієнту η й отримане вираження прирівняємо до нуля. У результаті отримано квадратне рівняння відносно невідомої величини η :

$$\eta^2 + 2 \cdot z \cdot \eta - z = 0, \quad (8.24)$$

де $z = \frac{A_1}{B_1} = \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha \cdot V_{зер} \cdot \rho_a \cdot \frac{a_1}{a_2}$.

Його рішення:

$$\eta = -z \pm \sqrt{z^2 + z}. \quad (8.25)$$



Рис. 8.11. Структурна схема вибору оптимальних варіантів алмазного електроерозійного шліфування

У залежності (8.24) необхідно прийняти знак “+”, тому що безрозмірний коефіцієнт η – позитивна величина. Для спрощення залежності (8.25) слід помножити чисельник і знаменник на сполучену величину $z \pm \sqrt{z^2 + z}$. Тоді

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{1}{z}}\right)}. \quad (8.26)$$

Як випливає з залежності (8.26), безрозмірний коефіцієнт η приймає значення: $\eta < 0,5$. Із залежності (8.17) випливає, що екстремум (мінімум) питомої витрати алмаза q досягається при $\eta = 0,5$. Оптимізація параметрів шліфування за критерієм мінімуму технологічної собівартості обробки C дозволяє реалізувати менші значення безрозмірного коефіцієнта η . Відповідно до залежності (8.17), це веде до збільшення множника $(1 - \eta)$ і, відповідно, продуктивності обробки Q приблизно в 2 рази.

Таким чином показано, що оптимізація параметрів шліфування за критерієм мінімуму технологічної собівартості обробки C дозволяє більш повно використовувати потенційні можливості алмазних кругів порівняно з оптимізацією параметрів шліфування за критерієм мінімуму питомої витрати алмаза q .

Виходячи із залежності (8.26), зменшити безрозмірний коефіцієнт η можна за рахунок зменшення параметра z , тобто зменшення $D_{кр}$, B , α , $V_{зер}$, ρ_a , a_1 й збільшення a_2 .

Таким чином, установлене оптимальне значення безрозмірного коефіцієнта η . Однак, як відомо, для ефективного ведення процесу алмазного шліфування поряд із забезпеченням мінімуму технологічної собівартості обробки C (або мінімуму питомої витрати алмаза q) необхідно виконати вимоги з параметрів якості обробки. Тому слід визначити оптимальні умови шліфування з урахуванням обмеження по шорсткості оброблюваної поверхні деталі.

Для цього необхідно провести теоретичний аналіз перетвореної аналітичної залежності (4.32) для визначення параметра шорсткості обробки:

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{4 \cdot \pi^4 \cdot \bar{X}^6 \cdot R_{\text{дет}}^2 \cdot S_{\text{позд}}^2 \cdot \rho}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot B^2}}, \quad (8.28)$$

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

Залежність (8.27) містить безрозмірний коефіцієнт η , параметри режиму шліфування, характеристики круга й деталі. Приймаючи задане значення R_a й оптимальне значення безрозмірного коефіцієнта η , за залежністю (8.27) можна визначити швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ (при заданих значеннях зернистості \bar{X} й об'ємної концентрації зерен круга m , швидкості круга $V_{\text{кр}}$, радіусів круга $R_{\text{кр}}$ і деталі $R_{\text{дет}}$, ширини круга B). У залежність (8.27) глибина шліфування t явно не входить. Глибина шліфування t впливає на параметр шорсткості обробки R_a через зміну безрозмірного коефіцієнта η . Тому забезпечити задане значення параметра шорсткості обробки R_a можна за рахунок реалізації оптимального значення безрозмірного коефіцієнта η . Це виконується шляхом регулювання інтенсивності електроерозійної дії на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці в процесі алмазного електроерозійного шліфування або алмазного електрохімічного шліфування.

Необхідно відзначити, що аналітично встановити зв'язок між безрозмірним коефіцієнтом η й інтенсивністю електричної енергії, що підводиться в зону різання, достатньо складно. Даний зв'язок може бути встановлений лише експериментальним шляхом. Для цього (при заданих механічних параметрах режимів шліфування) визначається експериментальна залежність шорсткості обробки R_a від електричного параметра, наприклад, величини сили струму I . За встановленою залежністю, для заданого значення R_a , визначається оптимальне значення сили струму I . Отримане таким чином значення I реалізує оптимальне значення коефіцієнта η , тобто мінімум технологічної собівартості обробки C .

Глибину шліфування t при цьому необхідно встановлювати максимально можливою, що дозволить забезпечити найбільшу продуктивність обробки Q . Отже, методика вибору оптимальних умов алмазного електроерозійного шліфування є по своїй суті розрахунково-експериментальною (рис. 8.12).



Рис. 8.12. Структурна схема методики вибору оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування

Таким чином, у роботі запропонована нова методика вибору оптимальних умов алмазного електроерозійного шліфування, яка дозволяє в максимальному ступені використовувати високі потенційні можливості цього прогресивного методу обробки.

8.3. Технологічні можливості й технічне забезпечення високопродуктивного алмазного електроерозійного шліфування великогабаритними кругами

8.3.1. Підхід до розрахунку й аналізу оптимального електричного режиму процесу алмазного електроерозійного шліфування

Як відомо, ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає в ударно-термічному руйнуванні утворюючих стружок і виключенні засалювання ними робочої поверхні алмазного круга на металевій зв'язці, а також в ударно-термічному руйнуванні зв'язки й підтримці на

крузі гострого ріжучого рельєфу, який забезпечує високу ріжучу здатність круга протягом усього періоду обробки. Разом із тим відсутність методик розрахунку оптимальних електричних параметрів не дозволяє реалізувати повною мірою можливості цього прогресивного методу шліфування. Відомі на практиці рекомендації, отримані для конкретних умов обробки експериментальним шляхом, в основному малопродуктивного шліфування, не дають уявлення про можливості процесу й умови його ефективного використання в напрямку збільшення продуктивності обробки й інших показників. Тому в роботі запропонований новий підхід до розрахунку оптимального електричного режиму.

При підведенні напруги до двох поверхонь: деталі й кругу, електричний струм буде протікати переважно по стружках, що утворюються, викликаючи їхнє нагрівання й термічне руйнування, а також термічне руйнування металевої зв'язки в момент виникнення розряду в місці її контакту зі стружкою. Згідно з законом Джоуля – Ленца, кількість виділеної при цьому теплоти дорівнює:

$$Q_T = k \cdot I \cdot U \cdot \tau, \quad (8.28)$$

де k – тепловий еквівалент;

I – сила струму, А;

U – напруга, В;

τ – час, с.

Дана теплота йде на нагрівання маси m стружок від температури θ_1 до θ_2 (у першому наближенні можна прийняти $\theta_1 = 0$):

$$Q_T = m \cdot c \cdot \theta_2, \quad (8.29).$$

де c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/кг·град.

Масу m можна виразити $m = \rho_M \cdot \mathcal{V}$, де ρ_M – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³; \mathcal{V} – об'єм стружок (м³), що зрізуються за час τ . Порівнюючи залежності (8.28) і (8.29) з урахуванням продуктивності обробки $Q = \mathcal{V} / \tau$, отримана залежність для визначення температури шліфування:

$$\theta_2 = \frac{k \cdot I \cdot U}{\rho_M \cdot c \cdot Q} = \frac{k \cdot N}{\rho_M \cdot c \cdot Q}, \quad (8.30)$$

де N – потужність електричного струму, Вт.

Виходячи із залежності (8.30), температура θ_2 тим більше, чим більше потужність N і менше продуктивність обробки Q . Отже, процес термічного руйнування стружок і металевої зв'язки круга (забезпечення певної температури θ_2) при шліфуванні з заданою продуктивністю Q цілком однозначно визначається потужністю електричного струму N . Чим більше N , тим вище продуктивність Q , яка може бути реалізована при електроерозійному шліфуванні.

Слід розглянути закономірності формування потужності $N = I \cdot U$. Згідно з законом Ома, сила струму I дорівнює:

$$I = \frac{U}{R_{OM}}, \quad (8.31)$$

де R_{OM} – загальний опір міжелектродного зазору, визначений опором контактуючих зі зв'язкою окремих стружок, Ом.

З огляду на паралельне з'єднання окремих опорів (стружок), як показано на рис. 8.13, загальний опір R_{OM} визначається із залежності:

$$\frac{1}{R_{OM}} = \frac{1}{R_{OM1}} + \frac{1}{R_{OM2}} + \dots + \frac{1}{R_{OMn}}, \quad (8.32)$$

де R_{OM1}, \dots, R_{OMn} – опір контактуючих зі зв'язкою стружок, Ом.

Опір стружки R_{OMn} дорівнює:

$$R_{OMn} = \frac{\rho_{OM} \cdot l_n}{S_n}, \quad (8.33)$$

де ρ_{OM} – питомий опір, Ом·мм²/м;

l_n – товщина міжелектродного зазору в місці контакту окремої стружки зі зв'язкою круга, м;

S_n – площа поперечного перерізу стружки, м².

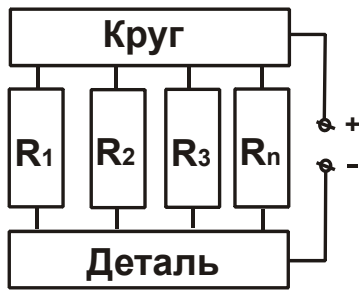


Рис. 8.13. Розрахункова схема для визначення опору міжелектродного зазору

У першому наближенні можна прийняти, що $R_{ом1} = R_{ом2} = \dots = R_{омn}$ й, відповідно, $S_1 = S_2 = \dots = S_n$ і $l_1 = l_2 = \dots = l_n$. Тоді $\frac{1}{R_{ом}} = \frac{n}{R_{омn}}$, де n – кількість одночасно контактуючих зі зв'язкою стружок. З урахуванням зроблених допущень, після підстановки залежностей (8.33) і (8.32) в (8.31), отримана залежність:

$$I = \frac{U \cdot S_{сум}}{\rho_{ом} \cdot l_n}, \quad (8.34)$$

де $S_{сум} = n \cdot S_n$ – сумарна площа поперечного перерізу контактуючих зі зв'язкою стружок, m^2 .

З урахуванням відомої залежності $S_{сум} = Q / V_{кр}$ залежність (8.34) прийме вигляд:

$$I = \frac{U \cdot Q}{\rho_{ом} \cdot l_n \cdot V_{кр}}. \quad (8.35)$$

Відповідно, температура стружок θ_2 виразиться:

$$\theta_2 = \frac{k \cdot U^2}{\rho_m \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l_n \cdot V_{кр}}. \quad (8.36)$$

Температура θ_2 тим більше, чим більше напруга U , менше товщина зазору l_n і швидкість круга $V_{кр}$. При заданих значеннях U і $V_{кр}$ залежно від товщини зазору l_n можливі три випадки:

1) $l_n > l_{гр}$ (де $l_{гр}$ – граничне значення зазору).

У цьому випадку $\theta_2 < \theta_{2гр}$ (де $\theta_{2гр}$ – граничне значення температури, при якій відбувається термічне руйнування стружок і зв'язки) і процес

електроерозії відсутній. Тому необхідно збільшити напругу U або зменшити швидкість круга $V_{кр}$ (переважніше збільшити U);

2) $I_n = I_{гр}$, тоді $\theta_2 = \theta_{2гр}$, що вказує на присутність стійкого процесу електроерозії, який забезпечує термічне руйнування стружок і зв'язки з інтенсивністю, достатньою для підтримки високої ріжучої здатності круга й стабільного протікання процесу знімання матеріалу;

3) $I_n < I_{гр}$ і $\theta_2 > \theta_{2гр}$, що вказує на перевищення граничної температури $\theta_{2гр}$. У цьому випадку буде мати місце інтенсивне термічне руйнування стружок і зв'язки, що приведе із часом до збільшення товщини зазору I_n і, впливаючи з залежності (8.36) – зменшення температури θ_2 до граничного значення, а надалі, стабілізації процесу електроерозійного шліфування. Зростання I_n буде сприяти утворенню на крузі більш розвинутого рельєфу, який характеризується збільшеним об'ємом міжзернового простору, і, отже, збільшенню продуктивності обробки.

Потужність електричного струму N визначиться з урахуванням залежності (8.35):

$$N = \frac{U^2 \cdot Q}{\rho_{ом} \cdot I_n \cdot V_{кр}}. \quad (8.37)$$

При фіксованих значеннях U , Q і $V_{кр}$ потужність N залежить від товщини зазору I_n . Зі зменшенням I_n потужність N зростає за рахунок збільшення сили струму I . Тому для реалізації даного електричного режиму необхідно використовувати джерела технологічного струму підвищеної потужності.

У загальному вигляді вплив напруги U на продуктивність обробки полягає в наступному. Відповідно до залежності (8.36), для кожного значення U існує цілком конкретне значення I_n (при $\theta_2 = \theta_{2пред}$), що відповідає певній продуктивності обробки Q .

Отже, збільшуючи напругу U , можна збільшити I_n і відповідно Q . Обмеженням зростання Q , відповідно до залежності (8.37), є потужність джерела струму N . Дане обмеження впливає також із залежності (8.30).

Слід розглянути закономірності електроерозійного шліфування при $I = const$. Тоді залежність (8.30) з урахуванням (8.35) прийме вигляд:

$$\theta_2 = \frac{k \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot I^2 \cdot l_n \cdot V_{\text{кр}}}{\rho_{\text{м}} \cdot c \cdot Q^2}. \quad (8.38)$$

Необхідно ввести позначення:

$$i = \frac{I}{S_{\text{сум}}} = \frac{I}{Q} \cdot V_{\text{кр}}, \quad (8.39)$$

де i – щільність струму в поперечному перерізі стружок, А/м^2 .

Параметр i відрізняється від аналогічного відомого параметра, що визначається відношенням сили струму I до загальної площі контакту круга з деталлю. З урахуванням (8.39) залежність (8.38) перетвориться:

$$\theta_2 = \frac{k \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot i^2 \cdot l_n}{\rho_{\text{м}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}. \quad (8.40)$$

Домогтися необхідної температури θ_2 можна різними сполученнями параметрів i та l_n . Зі збільшенням i параметр l_n можна зменшити й навпаки. Очевидно, для оптимального значення l_n існує оптимальне значення i , установити яке можна розрахунково-експериментальним шляхом.

Слід визначити умови здійснення процесу електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці при відсутності утворення стружок, тобто коли має місце контакт між вершинами мікронерівностей поверхонь круга й правлячого електрода. У цьому випадку температура нагрівання контактуючих мікронерівностей θ_2 з урахуванням $V = S \cdot l_n$ (де V – об'єм матеріалу зв'язки круга, що піддається нагріванню, м^3 ; S – сумарна площа контакту мікронерівностей круга й електрода, м^2 ; l_n – товщина зазору між кругом й електродом, м) і залежностей (8.28) і (8.29) прийме вигляд:

$$\theta_2 = \frac{K \cdot I \cdot U \cdot \tau}{\rho_{\text{м}} \cdot c \cdot S \cdot l_n}. \quad (8.41)$$

Можна виразити силу струму I залежністю (8.34). Тоді

$$\theta_2 = \frac{K \cdot U^2 \cdot \tau}{\rho_V \cdot c \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot I_n^2}. \quad (8.42)$$

У даній залежності час τ необхідно розглядати як час контакту фіксованої точки круга з електродом (при використанні джерела постійного струму) або як час одиничного електричного імпульсу (при використанні джерела імпульсного струму).

При встановленні невеликого зазору I_n (що має місце при виправленні дрібнозернистого круга або в початковий момент виправлення, коли виступання зерен над рівнем металеві зв'язки круга практично відсутні) температура θ_2 приймає відносно великі значення, які перевищують $\theta_{2\text{гр}}$. У цьому випадку буде мати місце інтенсивне термічне руйнування зв'язки й відновлення ріжучих властивостей круга. При відносно великому зазорі I_n (наприклад, при виправленні кругів із великою зернистістю) температура θ_2 буде нижче, що може виключити протікання процесу електроерозії. У цьому випадку необхідно збільшити напругу U . При виправленні кругів на високоміцних металевих зв'язках, що вимагає збільшення $\theta_{2\text{гр}}$, необхідно підвищити напругу U і зменшити зазор I_n . Зі зменшенням часу τ також необхідно підвищити U і зменшити I_n для досягнення необхідної температури θ_2 . Очевидно, при чорновому високопродуктивному виправленні круга час τ необхідно збільшувати. Сила струму I , відповідно до залежності (8.34), залежить від напруги U і відношення S/I_n . Зі збільшенням U і S/I_n сила струму зростає. Тому для заданої потужності джерела N відповідно до залежності

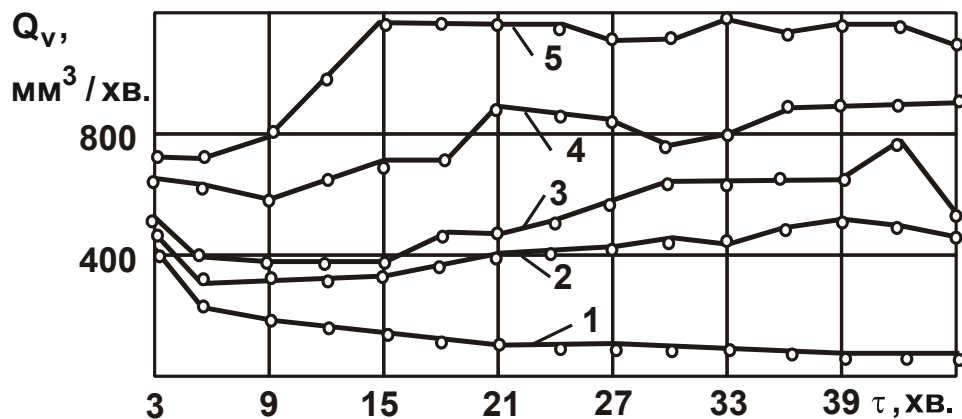
$$N = \frac{U^2 \cdot S}{\rho_{\text{ом}} \cdot I_n} \quad (8.43)$$

необхідно варіювати параметрами U і S/I_n . Очевидно, для заданого значення U існує граничне значення S/I_n , обумовлене потужністю джерела струму, яке доцільно реалізувати в процесі виправлення.

8.3.2. Експериментальна оцінка розрахункових залежностей

Слід провести аналіз розрахункових залежностей на основі відомих експериментальних даних, отриманих при дослідженні процесів алмазного шліфування з підведенням у зону різання електричного струму.

У роботі [4] встановлено, що при звичайному ($U = 0$) шліфуванні торцем круга з характеристиками АС4 100/80 МО13Е 100 твердого сплаву ВК6 спільно зі сталлю 45 продуктивність із часом обробки безупинно зменшується у зв'язку з затупленням круга (рис. 8.14).



Умовні позначення: 1 – $U = 0$; 2 – $U = 4$ В; 3 – $U = 6$ В; 4 – $U = 8$ В; 5 – $U = 12$ В.

Умови обробки: площа обробки $F = 2,1$ см²; $P_H = 50$ Н/см²; $V_{кр} = 25$ м/с; $S_{осц} = 70$ подв. хід/хв.

Рис. 8.14. Залежність продуктивності обробки твердого сплаву спільно зі сталлю від часу шліфування для різних напруг U

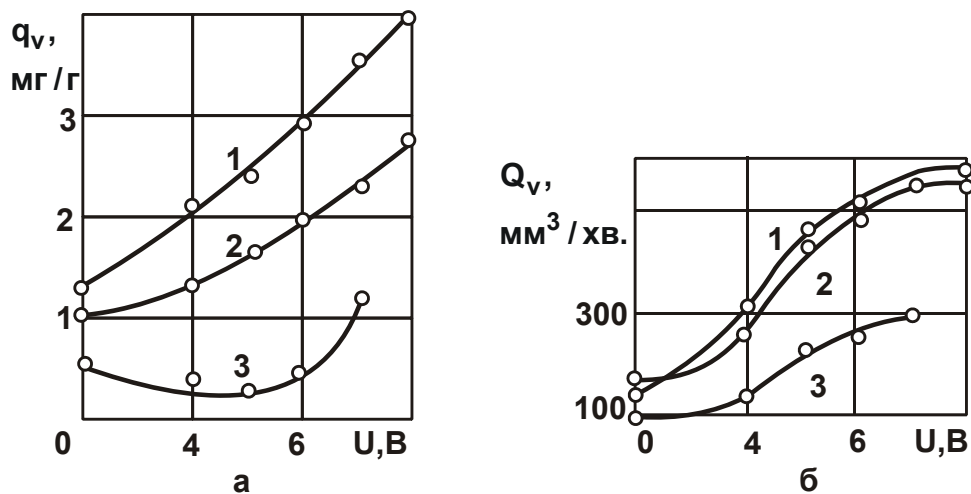
При подачі на електроди напруги U продуктивність обробки протягом деякого часу зменшується, потім зростає до значення, що перевищує початкову продуктивність. При цьому більшому значенню напруги U відповідає більша продуктивність обробки. Автори роботи [4] пояснюють дану закономірність присутністю процесу електрохімічного розчинення оброблюваного матеріалу. У дійсності ефект шліфування може бути пов'язаний із переважним впливом процесу електроерозійного руйнування металевої зв'язки й підвищенням ріжучої здатності круга. Це впливає з розрахункової залежності (8.36).

Зі збільшенням напруги U за умови $\theta_2 = \theta_{2гр} = \text{const}$ міжелектродний зазор l_n збільшується й приводить до зростання об'єму міжзернового простору круга й продуктивності обробки. Деяке зменшення продуктив-

ності в початковий момент пов'язане з більш інтенсивним затупленням круга порівняно з інтенсивністю електроерозійного руйнування зв'язки при невеликих напругах 4 ... 8 В. При напрузі $U = 12$ В відсутнє падіння продуктивності обробки, що пов'язане з істотним підвищенням інтенсивності електроерозійного процесу й руйнування зв'язки круга.

На рис. 8.15 показано, що зі збільшенням напруги U зростання продуктивності обробки супроводжується зростанням питомої витрати алмаза. Це вказує на збільшення інтенсивності руйнування зв'язки в результаті переважного впливу процесу електроерозії. Відповідно до залежності (8.37), при $U = \text{const}$ і $\theta_2 = \theta_{2\text{гр}} = \text{const}$ зі збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$ товщина зазору l_n повинна зменшитися. Виходячи із залежності $S = Q/V_{\text{кр}}$, повинна також зменшитися сумарна площа зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга.

Отже, продуктивність обробки Q при цьому буде залежати від співвідношення параметрів l_n і S і, очевидно, несуттєво змінюватися.



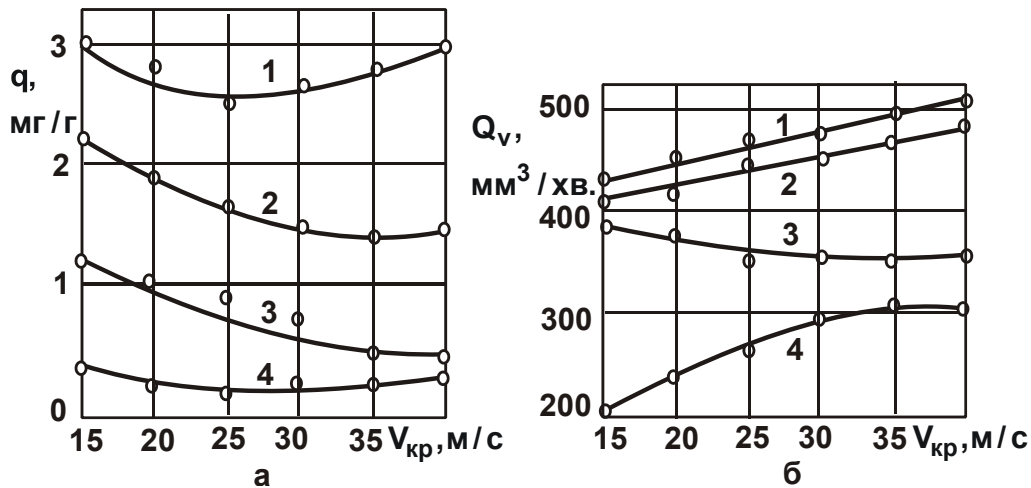
Умови обробки: оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8+сталь 45; $F = 2,1 \text{ см}^2$; $V_{\text{кр}} = 25 \text{ м/с}$; $S_{\text{осц}} = 70 \text{ подв. хід/хв}$.

Умовні позначення: 1 – АС4 100/80 М013Е, $P_n = 75 \text{ Н/см}^2$; 2 – АС4 160/125 М013Е, $P_n = 75 \text{ Н/см}^2$; 3 – АС4 100/80 МС2, $P_n = 120 \text{ Н/см}^2$.

Рис. 8.15. Залежність питомої витрати алмазів (а) і продуктивності обробки (б) від напруги U

Наведені на рис. 8.16 [4] експериментальні дані підтверджують теоретичний висновок. Зі збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$ продуктивність незначно зростає, а в окремому випадку, незначно зменшується (прак-

тично залишається постійною). Незначна зміна Q мало впливає на зміну інтенсивності зношування круга у зв'язку з електроерозійною дією на зв'язку, про що свідчить незначна зміна питомої витрати алмаза зі збільшенням швидкості круга (рис. 8.16). Розрахунки показали, що щільність струму $i = I_n / S$ при цьому змінюється в межах $i = 10^5 \dots 10^6 \text{ A/mm}^2$.



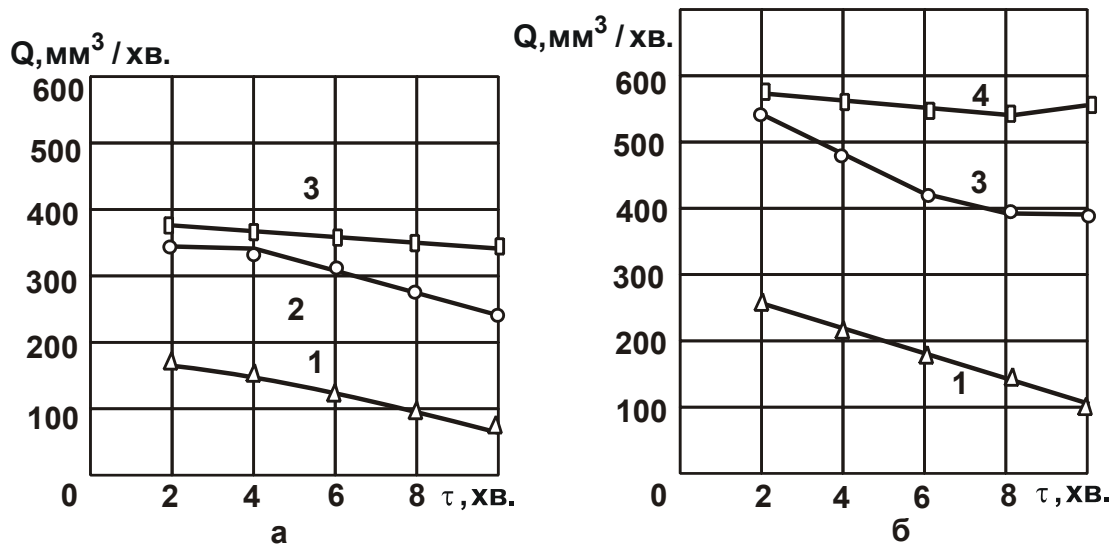
Умови обробки: оброблюваний матеріал – твердий сплав BK8 + сталь 45; $F = 2,1 \text{ cm}^2$; $U = 6 \text{ В}$; $S_{\text{осц}} = 70 \text{ подв. хід/хв.}$

Умовні позначення: 1 – AC 100/80 M013E, $P_n = 75 \text{ Н/см}^2$; 2 – AC4 160/125 M013E, $P_n = 75 \text{ Н/см}^2$; 3 – AC4 250/200 M013E, $P_n = 75 \text{ Н/см}^2$; 4 – AC4 100/80 MC2, $P_n = 120 \text{ Н/см}^2$.

Рис. 8.16. Залежність питомої витрати алмазів (а) і продуктивності обробки (б) від швидкості круга $V_{\text{кр}}$

Згідно з експериментальними даними (рис. 8.17 [103]), щільність струму i для стабілізованого процесу внутрішнього алмазного електроерозійного шліфування твердосплавних деталей змінюється несуттєво й становить: для $S_{\text{поп}} = 0,1 \text{ мм/хв.}$ ($I = 15 \text{ А}$) – $i = 1,1 \cdot 10^5 \text{ А/мм}^2$; для $S_{\text{поп}} = 0,2 \text{ мм/хв.}$ ($I = 20 \text{ А}$) – $i = 10^5 \text{ А/мм}^2$; для $S_{\text{поп}} = 0,3 \text{ мм/хв.}$ ($I = 30 \text{ А}$) – $i = 0,75 \cdot 10^5 \text{ А/мм}^2$.

Як бачимо, зі збільшенням поперечної подачі (продуктивності обробки) щільність струму i несуттєво зменшується. Виходячи із залежності (8.40), з урахуванням $\theta_2 = \theta_{2\text{гр}} = \text{const}$, це веде до відчутного зростання товщини зазору I_n (оскільки параметр i входить у залежність у другому ступені), що визначає збільшення об'єму міжзернового простору круга й продуктивності обробки.



Умовні позначення: 1 – $I = 0$; 2 – $I = 15 \text{ А}$; 3 – $I = 20 \text{ А}$; 4 – $I = 30 \text{ А}$.

Умови обробки: оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК15; алмазний круг АС6 160/125 М2-01 4; $V_{\text{кр}} = 23 \text{ м/с}$; $V_{\text{дет}} = 60 \text{ м/хв.}$; $S_{\text{позд}} = 3 \text{ м/хв.}$

Рис. 8.17. Залежність продуктивності обробки Q від тривалості шліфування τ : а – $S_{\text{поп}} = 0,2 \text{ мм/хв.}$, б – $S_{\text{поп}} = 0,3 \text{ мм/хв.}$

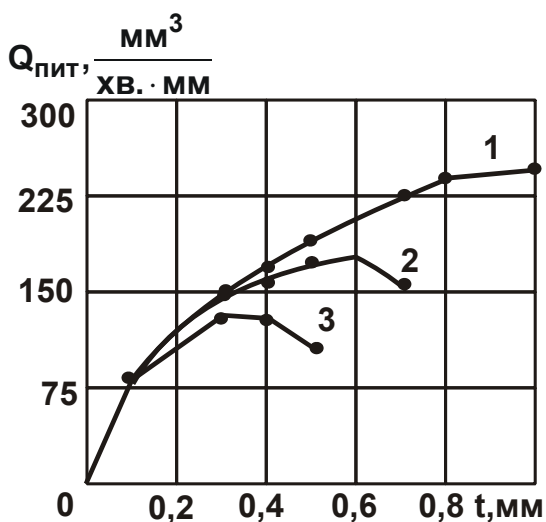
Таким чином, розрахунково-експериментальним шляхом встановлено, що в стабілізованому процесі електроерозійного алмазного шліфування щільність струму i у першому наближенні може бути прийнята постійною, рівною, наприклад, $i = 10^5 \text{ А/мм}^2$. Це дозволить для заданих значень продуктивності обробки Q і швидкості круга $V_{\text{кр}}$ за залежністю $i = I \cdot V_{\text{кр}} / Q$ визначити силу струму I , а за залежністю (8.36) – для заданого значення напруги U – товщину зазору l_n або для заданого значення l_n – напругу U .

Знаючи параметри I і U , можна визначити потужність сили струму N , вибрати джерело струму й т. д.

Більш точно встановити електричні параметри процесу можна розрахунково-експериментальним шляхом із використанням перетвореної залежності (4.96). Для цього необхідно на основі експериментальних даних визначити значення параметрів $K_{\text{ш}}$ і σ для різних значень електричних параметрів i , змінюючи їх, домогтися виконання відношення (4.96). Реалізуючи цю умову, можна визначити оптимальні значення I , U , які забезпечують практично виключення контакту оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга (за рахунок термічного руйнування стружок зв'язки) протягом усього періоду шліфування.

8.3.3. Експериментальні дослідження процесів алмазного електроерозійного багатопрохідного й глибинного шліфування деталей із високоміцними покриттями

Процес алмазного електроерозійного шліфування на практиці реалізується в умовах малопродуктивного багатопрохідного шліфування. Тим часом усе зростаючі вимоги до якості й продуктивності обробки, а також необхідність концентрації операцій алмазного шліфування при зніманні значних припусків (до 2 мм і вище) вимагають застосування більш ефективних процесів, до яких, у першу чергу, відноситься глибинне шліфування. Однак інтенсивне засалювання алмазного круга в умовах глибинного шліфування важкооброблюваних матеріалів не дозволяє його ефективно використовувати на практиці. Тому важливо оцінити технологічні можливості глибинного алмазного шліфування з додатковою електроерозійною дією на круг на прикладі обробки деталей із високоміцними покриттями, коли має місце надзвичайно інтенсивне засалювання круга. В якості досліджуваних зразків використовувалися кільця з покриттям із високоміцного порошкового матеріалу ПГ-10Н-01 твердістю HRC 60 – 62. Зразки мали розміри: $D_{дет} = 55$ мм; $I_{дет} = 8$ мм. При шліфуванні використовувалися алмазні круги з АС6 125/100 ... 250/200, концентрацією 100 і 150 % на металевій зв'язці М2-01.



Умовні позначення: 1 – $I_{сп} = 75$ А;
2 – $I_{сп} = 48$ А; 3 – $I_{сп} = 34$ А.

Рис. 8.18. Залежність $Q_{пит}$ від глибини шліфування t

потім – після досягнення певної глибини шліфування – починає знижува-

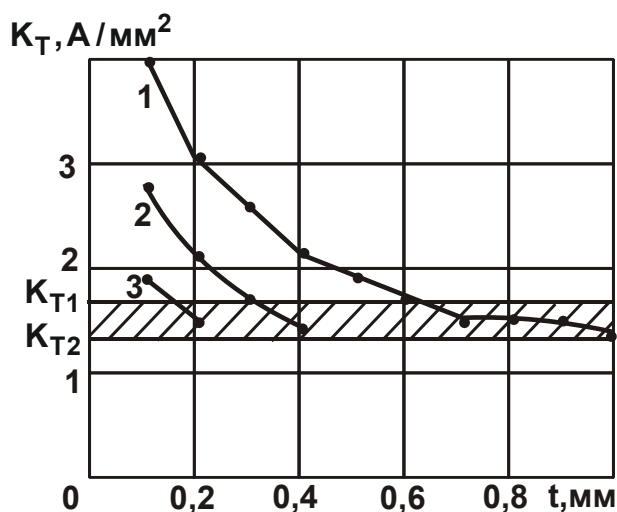
Ефективність процесу шліфування матеріалу оцінювалася продуктивністю обробки, для чого встановлювалася залежність продуктивності обробки Q від глибини шліфування t для різних значень імпульсного струму $I_{сп}$ при шліфуванні високоміцного покриття ПГ-10Н-01 алмазним кругом на металевій зв'язці АС6 250/200 М2-01 4 ($a_z = 15$ мкм; $V_{кр} = 28$ м/с). У результаті проведених експериментальних досліджень, наведених на рис. 8.18, установлено, що продуктивність обробки зі збільшенням t спочатку зростає,

тися, що практично приводить до припинення процесу шліфування. Така закономірність обумовлена тим, що при даному значенні імпульсного струму I_{cp} при збільшенні t до цілком конкретного значення енергії електроерозійної дії на алмазний круг цілком достатньо для його своєчасного очищення й підтримки високої ріжучої здатності. Після перевищення глибиною шліфування граничного значення, у результаті істотного збільшення продуктивності обробки, енергії електроерозійної дії на круг виявляється недостатньо для його своєчасного очищення й оголення ріжучих алмазних зерен зі зв'язки. Ріжуча здатність круга в цих умовах не встигає відновлюватися, наслідком чого є збільшення сили різання, підвищення деформації елементів технологічної системи й зниження інтенсивності знімання припуску. Таким чином, для даної величини імпульсного струму I_{cp} існує цілком однозначна глибина шліфування, при якій продуктивність обробки приймає максимальне значення й ведення процесу шліфування найбільш ефективно. Як видно з наведених експериментальних графіків, така закономірність зміни Q від t спостерігається для всіх значень імпульсного струму I_{cp} (у даному випадку приводяться питомі значення продуктивності шліфування). Причому зі збільшенням I_{cp} максимум продуктивності обробки зміщується в область більших значень глибини шліфування, а, відповідно, значення Q у точках максимумів зростають. Таким чином показано, що для реалізації умов високопродуктивного алмазного шліфування імпульсний струм I_{cp} необхідно збільшувати.

Проведені експерименти з визначення продуктивності шліфування при різних значеннях імпульсного струму показали на необхідність установлення зв'язку між глибиною шліфування t , площею контакту шліфувального круга з оброблюваною поверхнею S_k й величиною імпульсного струму I_{cp} , який підводиться в зону обробки. Параметром, що характеризує такий зв'язок, може бути концентрація (щільність) імпульсного струму на площі контакту круга з оброблюваною поверхнею. Стосовно глибиного круглого зовнішнього алмазного шліфування, слід позначити цей параметр через K_T (A/mm^2):

$$K_T = \frac{I_{cp}}{S_k}. \quad (8.44)$$

Тоді параметр K_T визначиться залежністю:



Умовні позначення: 1 – $I_{cp} = 75$ А;

2 – $I_{cp} = 48$ А; 3 – $I_{cp} = 34$ А.

Рис. 8.19. Залежність K_T від t

$$K_T = \frac{I_{cp}}{B \cdot \sqrt{\frac{t \cdot D_{кр} \cdot D_{дет}}{D_{кр} + D_{дет}}}} \quad (8.45)$$

Наведені на рис. 8.19 графіки зміни параметра K_T від глибини шліфування t при різних значеннях I_{cp} (у даному випадку $I_{cp} = 75$ А; 48 А; 34 А), показують на падаючий характер залежності K_T від t . При цьому, чим більше значення I_{cp} , тим вище

значення параметра K_T . Для оцінки значень параметра K_T у точках максимуму продуктивності обробки Q слід скористатися експериментальними даними, наведеними на рис. 8.18. Для цього на графіках необхідно установити значення глибини шліфування, які відповідають точкам максимуму продуктивності обробки для різних I_{cp} , і, використовуючи ці дані на графіках K_T від t (див. рис. 8.19), слід визначити значення K_T . Як випливає з рисунка, установлені значення K_T , що відповідають точкам максимуму продуктивності обробки, змінюються в межах 1,3 ... 1,5 А/мм². Отже, значення K_T для різних I_{cp} відрізняються незначно, область зміни оптимальних значень K_T на рис. 8.19 заштрихована. Таким чином показано, що максимум продуктивності обробки відповідає приблизно одному значенню щільності імпульсного струму. Тому цей параметр слід розглядати основним узагальненим параметром, який характеризує процес електроерозійного виправлення алмазного круга. Підтримка постійним цього параметра в процесі шліфування дозволить здійснювати своєчасне очищення круга від продуктів обробки й постійно підтримувати на ньому розвинений ріжучий рельєф.

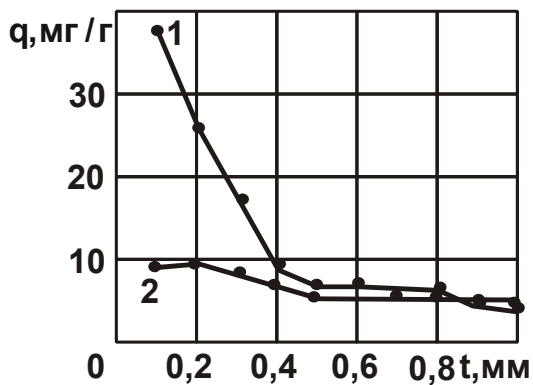
Для визначення оптимальної величини імпульсного струму (для даних значень K_T і глибини шліфування t , яку рекомендується приймати

в умовах глибинного шліфування рівній величині припуску), необхідно скористатися залежністю (8.45), виражаючи її відносно сили струму:

$$I_{\text{ср}} = K_T \cdot I_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot D_{\text{кр}} \cdot D_{\text{дет}}}{(D_{\text{кр}} + D_{\text{дет}})}} \quad (8.46)$$

Підставляючи в цю залежність відомі значення параметрів K_T , t , а також B , $D_{\text{дет}}$, $D_{\text{кр}}$, визначається оптимальне значення $I_{\text{ср}}$, підтримка якого в процесі шліфування дозволить, по-перше, забезпечити високу ріжучу здатність алмазного круга, по-друге, реалізувати максимум продуктивності обробки Q для даної глибини шліфування t .

Слід показати вплив параметра K_T на технологічні параметри шліфування на прикладі зміни питомої витрати алмаза q . Для цього необ-



Умовні позначення: 1 – $I_{\text{ср}} = 68 \text{ А}$;
2 – $K_T = 1,4 \text{ А/мм}$.

Рис. 8.20. Залежність q від t

хідно встановити експериментальну залежність q від глибини шліфування t за умови $I_{\text{ср}} = \text{const}$ і встановити таку ж залежність за умови $K_T = \text{const}$, тобто в цьому випадку одночасно зі зміною глибини шліфування за залежністю (8.46) змінювалася величина імпульсного струму $I_{\text{ср}}$. Результати досліджень наведені на рис. 8.20, з якого випливає, що зі збільшенням глибини шліфування t за умови $I_{\text{ср}} = \text{const}$ (при шліфуванні

високоміцного покриття ПГ-10Н-01 алмазним кругом на металевій зв'язці АС6 250/200 М2-01 4, $V_{\text{кр}} = 28 \text{ м/с}$) питома витрата алмаза q знижується. Установлено, що при глибинах шліфування $t = 0,1 \dots 0,4 \text{ мм}$ має місце достатньо висока витрата алмаза, що, у першу чергу, обумовлено інтенсивною електроерозійною дією на робочу поверхню алмазного круга. Концентрація імпульсного струму в цьому випадку перевищує оптимальне значення, яке змінюється в межах K_{T1} і K_{T2} (див. рис. 8.19).

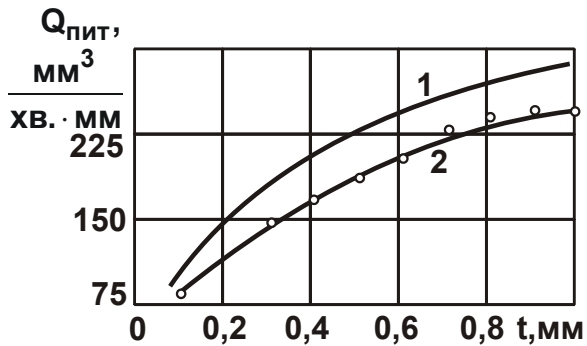
Підтримка в процесі шліфування постійним значення параметра K_T істотно змінює характер залежності q від t : вона приймає вигляд прак-

тично прямої лінії, тобто питома витрата алмаза зі збільшенням глибини шліфування t залишається незмінною. Крім того, значення q у другому випадку менше, ніж у першому. Установлений характер залежності обумовлений тим, що для кожного значення t установлюється цілком конкретне значення величини імпульсного струму, що забезпечує однакову інтенсивність електроерозійної дії на робочу поверхню круга в широкому діапазоні зміни глибини шліфування. Таким чином, експериментально показані принципові відмінності існуючого підходу до керування процесом електроерозійного виправлення алмазного круга, який полягає в підтримці при шліфуванні оптимального значення I_{cp} , від пропонованого підходу, що передбачає підтримку при шліфуванні постійної величини K_T .

Підводячи підсумки проведеного аналізу, можна зробити наступні висновки. Недотримання умови $K_T = const$, як показують експериментальні дослідження, приводить до збільшення в 2 – 5 разів відносної витрати алмаза (у випадку перевищення імпульсним струмом оптимального значення) або до значного зниження продуктивності обробки й наступного припинення процесу шліфування через інтенсивне засалювання робочої поверхні алмазного круга (у випадку, коли величина імпульсного струму менше оптимального значення). Так, установлено, що величина сили струму $I_{cp} = 48$ А забезпечує повне усунення засалювання круга й дотримання рівності швидкостей ерозійного руйнування металеві зв'язки та лінійного зношування зерен при шліфуванні із продуктивністю $Q = 1\,400$ мм³/хв. ($V_{дет} = 0,4$ м/хв., $t = 0,5$ мм). Зі збільшенням глибини шліфування спостерігається інтенсивне засалювання круга й ведення процесу в таких умовах стає недоцільним. У випадку зменшення глибини шліфування, починаючи зі значення $t = 0,35$ мм, навпаки, забезпечується повне усунення засалювання круга, однак має місце надзвичайно високе зношування круга, що з подальшим зменшенням глибини шліфування різко зростає.

Виконуючи умову $K_T = const$, експериментально встановлені залежності продуктивності Q і потужності N обробки від глибини шліфування t при фіксованому значенні максимальної товщини зрізу $a_z = 15$ мкм та $V_{кр} = 28$ м/с (рис. 8.21, 8.22). Як видно, завдяки підтримці високої ріжучої здатності круга продуктивність обробки приблизно дорівнює розрахунковим значенням, а потужність шліфування змінюється приблизно за

законом продуктивності обробки, що забезпечує сталість умовної напруги різання (енергоємності шліфування) $\sigma = N/Q$ (рис. 8.22).



Умовні позначення: розрахункова (1) та експериментальна (2) залежності.

Рис. 8.21. Залежність $Q_{\text{пит}}$ від t

Цим показано, що в широких межах зміни глибини шліфування t параметр σ залишається майже постійним. Отже, і температура шліфування також повинна бути постійною в області глибинного й багатопрохідного шліфування, що відкриває широкі перспективи застосування високопродуктивного глибинного алмазного електроерозійного шліфування деталей із високоміцними покриттями. Оптимальні характеристики імпульсного струму повинні мати значення: частота проходження імпульсів $f = 1 - 3$ кГц, скважність імпульсів $q_u = 1,9 - 2,5$. У якості високочастотного імпульсного генератора рекомендується використовувати ШГІ-80х2-88М з $I_{\text{НОМ}} = 80$ А; $f = 1 - 88$ кГц; $V_c = 5$; $q_u = 1,1 - 8,1$.

У роботі проводилася оцінка параметра i , який визначається залежністю (8.39), для точок максимуму продуктивності обробки (див. рис. 8.18). Установлено, що для сили струму $I_{\text{ср}} = 34$ А – $i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм²; для $I_{\text{ср}} = 48$ А – $i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм²; для $I_{\text{ср}} = 75$ А – $i = 0,7 \cdot 10^5$ А/мм². Цим показано, що існує граничне значення i , при досягненні якого незалежно

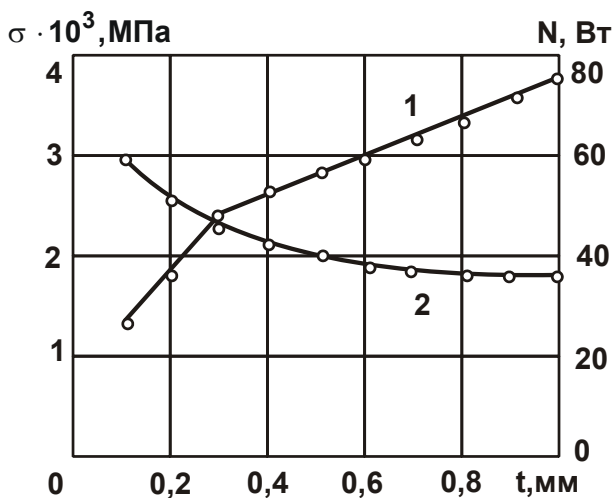


Рис. 8.22. Залежності N (1) і σ (2) від t

від механічних параметрів шліфування реалізується максимум продуктивності обробки, обумовленої виключенням засалювання алмазного круга й підтримкою його високої ріжучої здатності. Виходячи із цього, розрахунок оптимальних електричних параметрів електроерозійного глибинного шліфування можна виконати на основі встановленого значення $i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм² за запропонованою вище методикою.

8.3.4. Технічне забезпечення алмазного електроерозійного глибокого шліфування

Аналіз використуваних джерел технологічного струму. На даний час розроблено безліч електричних схем високочастотних генераторів імпульсного струму для різних видів електроерозійної дії. Промисловістю серійно випускаються генератори типу ШГІ, ГКІ, ІТТ. Найбільш універсальними джерелами імпульсного високочастотного струму для процесів круглого зовнішнього (внутрішнього) і плоского електроерозійного шліфування алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках є ШГІ.

У табл. 8.2 наведені характеристики параметрів різних генераторів.

Важливим регульованим параметром процесу електроерозійної дії на ріжучу поверхню алмазного круга є енергія одиничних імпульсних розрядів, яка визначається залежністю:

$$\mathcal{E} = I_{\text{ср}} \cdot U_{\text{ср}} \cdot \tau_u, \quad (8.47)$$

де $I_{\text{ср}}$, $U_{\text{ср}}$ – середні значення сили струму й напруги в міжелектродному проміжку, А, В;

τ_u – час дії одиничного імпульсу, с.

Таблиця 8.2

Джерела технологічного струму

Позначення джерела	Струм $I_{\text{ср}}$, А	Частота f , кГц	Скважність q_u	Силові блоки, B_c
ШГІ- 40-440М	40	1 – 440	1,1 – 8,1	3
ШГІ-80·2-88М	80	1 – 88	1,1 – 8,1	6
ІТТ-35	35	$50 \cdot 10^{-3}$	4 – 20	1

Величина τ_u визначається залежністю:

$$\tau_u = \frac{1}{f \cdot q_u}, \quad (8.48)$$

де f – частота проходження імпульсів, Гц.

Слід виразити енергію розрядів через параметри f і q_u :

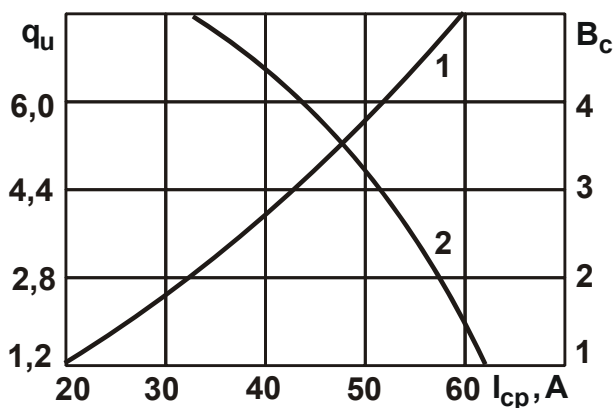
$$\Theta = \frac{I_{cp} \cdot U_{cp}}{f \cdot q_u}. \quad (8.49)$$

Залежність (8.49) встановлює прямий зв'язок енергії імпульсного розряду з характеристиками розрядного струму. Збільшення f і q_u знижує енергоємність імпульсу, однак, ці параметри мають певні оптимальні області значень, використання яких дозволяє оптимізувати процес алмазного електроерозійного шліфування.

Вертаючись до табл. 8.2, можна побачити розкид значень f і q_u для різних джерел струму. Частота проходження імпульсів ІТТ-35 має постійне й найменше значення, рівне 50 Гц, порівняно з іншими генераторами, у яких $f > 1\ 000$ Гц. На противагу частоті, скважність імпульсів ІТТ-35 більше, інакше кажучи, концентрація енергії в часі для цього джерела в кілька разів вище, ніж у ШГІ. Однак, розглядаючи процес алмазного електроерозійного шліфування, слід зазначити, що частота обертання шліфувального круга коливається в межах 40 – 50 Гц. Тому при підключенні ІТТ-35 має місце збіг частот проходження імпульсів і обертання круга, у результаті чого лише невелика площа ріжучої поверхні піддається ерозійній дії струму. Сполучення змінної концентрації енергії в часі з малою частотою проходження імпульсів викликає посилену ерозійну дію лише у декількох частинах ріжучої частини круга, що порушує стабільність процесу шліфування матеріалу. Тому більш доцільно використовувати ІТТ-35 у випадку виведення радіального биття круга з невеликою швидкістю обертання, що значно відрізняється від частоти обертання 50 Гц.

Широкодіапазонні генератори імпульсів мають більший набір значень частоти та скважності й тому можуть бути набагато ефективніше використані при алмазному електроерозійному шліфуванні. Важливим вихідним параметром джерела імпульсних розрядів є середнє значення вироблюваного струму I_{cp} . У генератора ШГІ-80x2-88М воно у два рази вище, ніж у генератора ШГІ 40-440. Крім того, важливою особливістю, що вигідно відрізняє ШГІ 80x2-88М від інших генераторів, є наявність у нього п'яти силових блоків у кожному із двох контурів. Збільшуючи число включених блоків, з'являється можливість збільшення сили струму розрядних

імпульсів до $I_{cp} = 80$ А. У зв'язку із цим надзвичайно важливо мати такий характер залежності при глибокому алмазному шліфуванні. Схема глибокого алмазного шліфування характеризується великою площею контакту круга з оброблюваною поверхнею й для нормального ведення процесу шліфування необхідно створити необхідну концентрацію струму на ріжучій поверхні. Це дозволить вчасно очистити поверхню алмазного круга від засалювання й обмежити надмірну витрату алмазів від інтенсивної ерозійної дії розрядного струму. Так, на рис. 8.23 наведені криві залежностей параметрів імпульсного струму q_u і V_c від величини струму, згідно з якими зі збільшенням числа включених силових



Умовні позначення: 1 – V_c : $f = 8$ кГц,
 $q_u = 1,6$; 2 – q_u : $f = 8$ кГц, $V_c = 4$.

Рис. 8.23. Залежність q_u і V_c від I_{cp}

блоків V_c збільшується сила струму, а зростання параметра q_u , навпаки, її зменшує. Частота проходження імпульсів при цьому не впливає на вихідні значення імпульсного струму. Таким чином, маючи у своєму розпорядженні сучасні потужні джерела струму, важливо знати функціональні зв'язки між електричними параметрами й вихідними (технологічними) параметрами обробки.

Розробка спеціального генератора імпульсного струму. У результаті виконання експериментальних досліджень і широкого впровадження технологій електроерозійного алмазного (у тому числі глибокого) шліфування важкооброблюваних матеріалів у виробництво встановлена необхідність створення спеціального генератора імпульсного струму із цілком конкретними діапазонами зміни електричних параметрів. При цьому важливо значно знизити вагу й зменшити габарити генератора порівняно з аналогами, забезпечити його роботу в режимі короткого замикання, тому що процес шліфування (особливо глибокий) характеризується великою площею контакту круга з деталлю.

У відомих схемах електроерозійного алмазного шліфування важкооброблюваних матеріалів в основному використовувалися спеціальні джерела технологічного струму типу ІТТ-35 і ІТТ-40. Істотним недоліком

таких джерел є невідповідність значень частоти й скважності вироблюваного імпульсного струму необхідним значенням. Частота проходження імпульсів в ІТТ-35 рівняється 25 Гц. Якщо порівнювати її із частотою обертання алмазного круга, рівною 40 – 50 Гц, то виявляється, що відсутня ерозійна дія по всій ріжучій поверхні круга. Це приводить до засалювання круга, втраті його ріжучих властивостей. Скважність імпульсного струму в ІТТ значно більша (9 – 20), ніж у спеціально розробленого джерела (1 – 4), тобто значно вища концентрація імпульсу в часі, що веде до інтенсивного ерозійного руйнування ріжучої поверхні алмазного круга на металевій зв'язці тільки в окремих місцях і порушує стабільність процесу шліфування.

Перераховані й цілий ряд інших недоліків усунуті в спеціально розробленому генераторі. Нова електрична схема дозволила виробляти високочастотний розрядний імпульсний струм з характеристиками, установленними за розрахунковими залежностями, наведеними вище. Частота проходження імпульсів перебуває в діапазоні (8 – 44 кГц) і змінюється дискретно по трьох значеннях: 8 кГц, 22 кГц, 44 кГц. Реалізація на практиці цих частот дозволяє забезпечити якісну ерозійну дію розрядного струму по всій ріжучій поверхні, а також забезпечити чорнове й чистове виправлення круга. Чорнове виправлення круга необхідно в умовах виведення значного радіального биття, що особливо важливо при використанні великогабаритних кругів. Чистове виправлення круга, більш м'який режим роботи генератора необхідні при остаточній підготовці алмазного круга до роботи. Реалізовані значення скважності струму дозволяють знизити витрату алмазного шару круга в процесі виправлення, іншими словами, усувають інтенсивне "випалювання" зв'язки й алмазів, що спостерігається при використанні джерел ІТТ.

У новому генераторі застосовуються сучасні радіо- та електронні деталі з високою надійністю роботи, що дозволяє гарантувати тривалу експлуатацію без ремонту. Значне зниження габаритів дозволило більш раціонально організувати робоче місце шліфувальника й, тим самим, поліпшити умови праці. Зниження споживаної потужності дає ефект економії електроенергії. Основні технічні характеристики й дані генератора імпульсів наведені в табл. 8.3. Генератор формує прямокутні силові імпульси таким шляхом: напруга живильної мережі (220 В, 50 Гц) знижується силовим трансформатором до величини 50 В і випрямлюється з

наступним згладжуванням. Випрямлена напруга подається на силові блоки, де відбувається запирання імпульсів й переривання струму, що протікає через них, у результаті чого досягається формування імпульсної напруги заданої частоти на електроерозійні навантаження (тобто між кругом й деталлю). З метою регулювання струму навантаження передбачене включення різної кількості силових блоків (від 1 до 4). Захист силових блоків здійснюється плавкими запобіжниками.

Таблиця 8.3

Технічні характеристики генератора

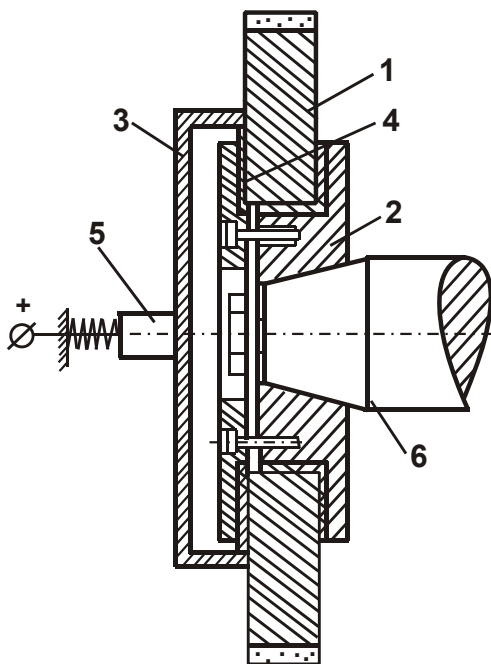
Найменування показників	Значення показників
1. Напруга живильної мережі, В	$220 \pm 10\%$
2. Частота живильної мережі, Гц	$50 \pm 10\%$
3. Номінальний середній струм, А	25 ± 3
4. Фіксовані частоти, кГц	22; 44; $66 \pm 10\%$
5. Припустимі відхилення частот, %	1,2; 2
6. Режим роботи	тривалий
7. Охолодження	повітряне примусове
8. Споживана потужність, кВт	$1,1 \pm 10\%$
9. Маса, кг, не більше	30

Важливою перевагою нового імпульсного генератора є захищеність всіх елементів електронної схеми від впливу вологи, оскільки процес шліфування матеріалів пов'язаний з утворенням туману з охолоджувальної рідини, а він, у свою чергу, у примусовому порядку разом із повітрям для охолодження попадає усередину корпусу генератора імпульсів. Спроби розмістити генератор на великій відстані від шліфувального верстата показали на значні втрати розрядного струму в струмопровідних проводах, що неефективно.

8.3.5. Модернізація верстата для алмазного електроерозійного глибокого шліфування

Реалізація процесу алмазного шліфування деталей із важкооброблюваних матеріалів з додатковою електроерозійною дією на металеву зв'язку алмазного круга нерозривно пов'язана з рядом робіт з модерні-

зації шліфувального верстата. Модернізацію можна проводити на всіх верстатах, які випускаються серійно. Найбільш відповідальним і складним вузлом, з позицій конструкторського забезпечення, є підвід технологічного струму до алмазного круга й електроізоляція шпиндельного вузла від круга. Зараз розроблено безліч варіантів конструкцій, однак, як правило, всі вони призначені для використання алмазних кругів малих діаметрів, що не завжди прийнятно при використанні кругів діаметром 300 ... 500 мм і вище. Найбільш надійною й багаторазово перевіреною конструкцією є електроізоляція посадкового місця планшайби алмазного



Умовні позначення: 1 – алмазний круг;
2 – планшайба; 3 – токопідвідний фланець; 4 – ізолятор; 5 – графітна щітка; 6 – шпиндель верстата.

Рис. 8.24. Схема електроізоляції шпиндельного вузла й підведення технологічного струму до круга

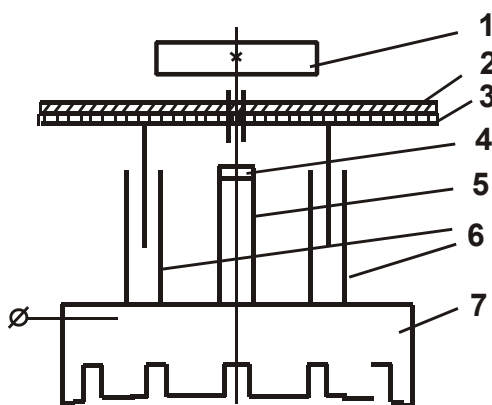
круга й не приведе до додаткового балансування шліфувального вузла. Забезпечити підведення технологічного струму від генератора імпульсів до круга необхідно згідно з схемою, наведеною на рис. 8.24.

Численні дослідження показали на необхідність якісного очищення всіх поверхонь, що сполучаються у ланцюзі технологічного струму, від абразивного пилу й бруду, оскільки поява додаткового опору значно

круга від шпиндельного вала. Схема конструкції модернізованого вузла подана на рис. 8.24. Для установки ізоляційного матеріалу на конусній поверхні планшайби необхідно її розточити на глибину 4 ... 5 мм при строгому дотриманні базування від посадкових місць алмазного круга, у противному випадку буде спостерігатися дисбаланс при обертанні вузла в зборі. Остаточне розточення посадкового місця планшайби по ізоляційному матеріалу, знову ж, необхідно виконати при строгому базуванні від посадкового місця круга й довести шляхом вимірів безпосередньо по шпиндельному валу. Строге виконання зазначених рекомендацій дозволить уникнути додаткового радіального биття

впливає на величину розрядного струму в ланцюзі й, тим самим, різко знижується ефективність електроерозійної дії на робочу поверхню алмазного круга. Ефективним захистом місця контакту графітної щітки й обертового фланця токопідвода на планшайбі від охолоджувальної рідини, яка розприскується, є захисні щитки. Їх конструктивне виконання може бути різним, виходячи з конструкції вузла токопідводу.

Слід звернути увагу на якісне виготовлення деталей, які забезпечують контакт між графітною щіткою й обертовим фланцем. Наявність биття на зазначеному фланці при обертанні з великою швидкістю, рівною швидкості обертання круга, створює розрив у ланцюзі технологічного струму, оскільки існує певна інерційність у русі (піджимі) щітки, а це, у свою чергу, приводить до ерозійних процесів на фланці й, отже, до слабкого проходження розрядного струму в ланцюзі.



Умовні позначення: 1 – ізоляційна ручка; 2 – текстолітова пластина; 3 – гумова прокладка; 4 – гайка; 5 – ходовий гвинт; 6 – напрямні; 7 – катод.

Рис. 8.25. Схема правлячого пристрою алмазного круга

Другим елементом ланцюга технологічного розрядного струму служить катодний пристрій, який забезпечує надійне та якісне очищення ріжучої поверхні алмазного круга на металевій зв'язці від продуктів обробки, а також оголення нових шарів ріжучих зерен. Схема конструкції катодного пристрою наведена на рис. 8.25. Як показує практика впровадження алмазного шліфування з додатковою електроерозійною дією на круг, у процесі обробки використовувати більш складні конструкції правлячих електродів у виробничих умовах не вигідно, оскільки потребує вищої кваліфікації робітника. Із цієї причини були розроблені спеціальні конструкції пристроїв з ухилом забезпечення високої надійності й довговічності, а також простоти конструкції.

Тіло катода виконане з міді. Необхідною умовою забезпечення більш сильної ерозійної дії на круг зі сторони катода є наявність пазів на робочій поверхні. Вони виконуються уздовж утворюючої ріжучої частини круга й забезпечують високу концентрацію розрядного струму на кромках паза, а це забезпечує роботу, в ерозійному відношенні, всієї поверхні ка-

тода. Слід встановлювати величину площі робочої поверхні катодного пристрою виходячи з потужності використовуваного генератора імпульсів. У міру стирання катода зазор із робочою поверхнею алмазного круга регулюється за допомогою спеціального ходового гвинта, регулювання виконується в процесі обробки. Тіло катода повинне бути ізольоване від корпусу верстата, у цьому випадку використовуються текстолітові ізолятори. Слід звернути увагу на щільне прилягання ізоляційних пластин до кожуха шліфувального круга на верстаті, що запобігає розприскуванню охолоджувальної рідини й не створює перешкод робітникамі.

8.4. Ефективні технології електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках

Як показано вище, для ефективного застосування алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках потрібна їхня якісна підготовка до роботи, що включає усунення биття, розкриття алмазоносного шару, підтримку високої ріжучої здатності круга в процесі шліфування й т. д. Однак вирішити на практиці такі питання досить складно. В особливій мірі це відноситься до операцій огранювання природних алмазів у діаманти, шліфування твердосплавних блок-матриць для синтезу алмазного порошку й т. д. Тому слід розглянути можливості підвищення ефективності даних операцій обробки.

При створенні алмазно-абразивного інструмента необхідно забезпечити втримання алмазного зерна у зв'язці з силою, рівною міцності його на роздавлювання. Сумарна сила різання, що діє на окреме зерно інструмента $P_1 = \sqrt{P_{z1}^2 + P_{y1}^2} = P_{y1} \cdot \sqrt{K_{ш}^2 + 1}$, при $K_{ш} = P_{z1} / P_{y1} < 0,5$ мало відрізняється від нормальної P_{y1} складової сили різання (де P_{z1} – тангенціальна складова сили різання, Н). Отже, зерно у зв'язці повинно втримуватися таким чином, щоб виключити його утопання під дією сили P_{y1} . Для цього твердість зв'язки $HV_{зв}$, наприклад, за Віккерсом, повинна задовольняти умові $HV_{зв} = P_{y1} / \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot h^2$, де h – глибина занурення зерна у зв'язку, м; γ – половина кута при вершині конусоподібного зерна. Очевидно, чим більше $HV_{зв}$, тим менше h й більше виступання зерна над рівнем зв'язки, що підвищує ріжучу здатність алмазного інструмента.

Необхідно розглянути випадок практичної реалізації даної умови стосовно обробки природних алмазів у діаманти. Тривалий час процес огранювання алмазів здійснювався з використанням граночного чавунного диска, шаржованого мікропорошком із синтетичних алмазів АСН або АСМ зернистістю 7 ... 20 мкм і поверхневою концентрацією алмазних зерен – 0,0032 карат/см² [25]. Граночний диск має зону шліфування й полірування. Процеси шліфування і полірування виконуються відповідно з питомим тиском $P_{\text{пит}} = 2,5 \dots 6,5 \text{ Н/мм}^2$ і $P_{\text{пит}} = 1,0 \dots 2,5 \text{ Н/мм}^2$. Недоліком такого інструмента є мала кількість зерен, які беруть участь у різанні, – лише 15 ... 20 %. Інші 80 ... 85 % зерен у силу слабого втримання їх робочою поверхнею передчасно випадають. Це знижує стійкість інструмента. Для підвищення міцності втримання зерен, тобто збільшення глибини занурення зерна у зв'язці h , застосовують різні способи "занурення" зерен, однак вирішити проблему підвищення стійкості алмазного інструмента не вдається.

Граночний диск із гальванічним закріпленням дрібнодисперсних алмазних порошків має більш високу міцність утримання зерен. Концентрація алмазного порошку досягає 75 % від робочої площі диска. Порівняно із чавунними дисками, граночний диск із гальванічним покриттям нікель-залізо забезпечує підвищення стійкості в 4,5 раза й продуктивності обробки в 1,7 раза. У зв'язку із цим, граночні диски, у яких алмазоносний шар виготовляється методом гальванічного осадження алмазного порошку на чавунний диск, набули широкого застосування на підприємствах. Товщина алмазоносного шару диска невелика (становить кілька шарів алмазних зерен зернистістю 5 ... 10 мкм). Тому даний граночний диск призначений для разового використання. Після зношування алмазоносного шару в процесі огранювання алмазів, диск віддають на переробку, де замість старого шару гальванічним методом закріплюється новий шар. І так повторюється багаторазово. Виготовлені даним методом граночні диски мають високу ріжучу здатність і успішно використовуються у виробництві.

Завдяки гальванічному методу, вдається одержати алмазоносний шар із високою концентрацією алмазного порошку (200 % і більше), що важливо при обробці природних алмазів. Основними недоліками даного граночного диска є висока трудомісткість його виготовлення й нетривалий час експлуатації.

Подальшим етапом удосконалювання алмазно-абразивних інструментів для огранювання природних алмазів у діаманти стало створення спеціальних алмазних кругів на металевих зв'язках (МН1, МО22 та ін.) методом порошкової металургії, детонаційного й плазмового напилювання. На Полтавському заводі штучних алмазів і алмазних інструментів за даною технологією виготовлені алмазні круги на металевій зв'язці МЗ-04 з характеристиками 6А2 300х60х5х50 АС6 10/7 4. Для підвищення ефективності обробки до складу мастильно-охолодної рідини вводять алмазний порошок тієї ж зернистості з концентрацією до 35 %. Для оцінки ефективності технології шліфування алмазів слід розглянути наведену вище залежність. Силу P_{y1} , рівну міцності зерна на роздавлювання, необхідно представити у вигляді: $P_{y1} = \alpha \cdot \bar{X}$, де α – розмірний коефіцієнт, який характеризує марку алмаза (його міцність); \bar{X} – зернистість круга, м. Тоді безрозмірний коефіцієнт $\varepsilon = h / \bar{X}$, що визначає ступінь занурення зерна у зв'язці, виразиться $\varepsilon = \sqrt{\frac{\alpha}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{HV}_{\text{CB}} \cdot \bar{X}}}$. Як видно, зі

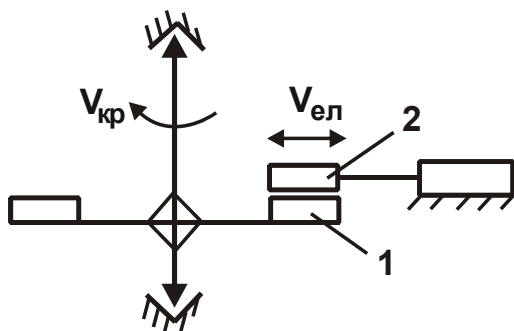
зменшенням \bar{X} коефіцієнт ε зростає, тобто частка виступаючої над рівнем зв'язки частини зерна зменшується. Цим пояснюється низька працездатність дрібнозернистих алмазних кругів. Збільшення твердості зв'язки $\operatorname{HV}_{\text{ЗВ}}$ зменшує коефіцієнт ε . Однак із застосуванням високоміцних металевих зв'язок порушується режим самозагострювання круга. Отже, перспективним способом обробки природних алмазів у діаманти слід розглядати застосування дрібнозернистих кругів на металевих зв'язках і ефективних методів їх виправлення (електроерозійного виправлення).

Необхідно відзначити, що метод порошкової металургії дозволяє отримати алмазозносний шар граночного круга значно більшої товщини – 3 ... 5 мм, що істотно збільшує строк його роботи. Недоліком цього методу є більш низька концентрація алмазного порошку в алмазозносному шарі порівняно з гальванічним методом виготовлення граночного круга. Використання вакуумної камери при спіканні круга дозволяє отримати 150-відсоткову концентрацію алмазного порошку, що є гарним результатом. Більш висока насиченість ріжучого шару алмазними зернами створює його високу твердість, що обмежує глибоке впровадження оброблюваного кристала в ріжучу поверхню (оскільки природні алмази мають надзвичайно високу твердість), а це забезпечує одержання більш якісних

граней на кристалі й виключає утворення відколів. Крім того, підвищена концентрація зерен збільшує ріжучі властивості круга.

Огранювання здійснюється в 2 операції. При чорновій обробці (шліфуванні) використовуються круги зернистістю 10/9 мкм, а при чисто-вій обробці – круги зернистістю 5/4 мкм.

При обробці граночний круг базується на оправці-осі й закріплюється механічним способом. Для нормального протікання процесу обробки биття ріжучої поверхні граночного круга не повинно перевищувати 0,01 мм. Тому граночний круг обов'язково проходить динамічне балансування, тому що вібрації істотно впливають на величину биття ріжучої поверхні (діаметр круга – 300 мм, а частота його обертання перевищує 3 000 об./хв.). Спроби механічним способом усунути збільшене биття не приводять до позитивних результатів. Незважаючи на те, що відбувається знімання алмазоносного шару, профіль ріжучої поверхні фактично не змінюється (залишається вихідним) і биття не усувається. Очевидно, виконувати огранювання таким кругом не вважається можливим. У зв'язку із цим була запропонована ідея усунення биття ріжучої поверхні круга з використанням методу електроерозійного виправлення. Для цього було виготовлено спеціальне устаткування. Щоб виключити ряд погрішностей при виправленні круга, його обробку виконували на граночному верстаті, де розміщали всі необхідні елементи виправлення. Важливим моментом даного рішення стало те, що граночний круг правився в зібраному вигляді (на оправці-осі). Правлячий електрод був виготовлений із графітового матеріалу й мав пази для влучення охолоджувальної рідини в зону виправлення.



Умовні позначення: 1 – алмазоносний шар круга; 2 – електрод.

Рис. 8.26. Схема електроерозійного виправлення граночного круга

Електроду повідомляли зворотно-поступальні рухи на всю ширину алмазоносного шару круга (рис. 8.26). Напрявні електрода виготовлялися із загартованої сталі й з'єднувалися між собою за допомогою кульок. Така конструкція виключала вібрації електрода й зменшувала погрішності при вирівнюванні ріжучої поверхні. Зворотно-поступальні рухи електрода здійснювалися від електродвигуна з редуктором

за допомогою кривошипно-шатунного механізму. Величину руху електрода регулювали збільшенням або зменшенням штанги шатуна. Електродвигун із редуктором мав невеликі габарити й легко встановлювався на пристосуванні. Весь пристрій кріпився на столі верстата.

Урізна подача графітового електрода на алмазозносний шар круга здійснювалася за допомогою пари “гвинт-гайка” по штифтових напрямних. Довжина цього переміщення становила 1 ... 4 мм. За допомогою гвинта можна вводити графітовий електрод у контакт із ріжучою поверхнею граночного круга. Процес електроерозійного виправлення відбувається при рясному охолодженні зони виправлення з використанням технічної води. Примусова подача рідини здійснюється від насосної станції (з використанням водяної помпи від заточувального верстата моделі ЗД642Е). Для збору відпрацьованої рідини під ограночним кругом, який обертається, встановлений спеціальний піддон, звідки вода надходить назад у бачок насосної станції. Для виключення розбризкування рідини при обертанні круга використовується захисний кожух. В якості джерела технологічного струму електроерозійного виправлення застосовувався спеціальний імпульсний генератор.

Електроерозійне виправлення алмазних граночних кругів із зернистістю 5 ... 10 мкм мають свої особливості, пов'язані, насамперед, з підтримкою необхідного зазору між електродом і правлячою поверхнею круга. Вирішити це завдання вдалося шляхом використання електрода із графіту й рясної подачі охолоджувальної рідини безпосередньо в зону виправлення.

Електроерозійне виправлення характеризується переносом знятого матеріалу зв'язки алмазного круга на правлячий електрод (на круг подається позитивний заряд, а на електрод – негативний), який у застиглому вигляді накопичується в пазах електрода. Наступає такий момент, коли в окремих місцях він перемикає зазор між електродом і зв'язкою круга. У результаті різко збільшується сила струму виправлення й на поверхні круга утворюються борозни (за рахунок більш інтенсивного зняття матеріалу). При подальшому виправленні на ріжучій поверхні утворюються значні нерівності. Описаний вище випадок відноситься до виправлення електродом, виготовленим з металу. Усунути застиглий на електроді матеріал зв'язки складно через невелику величину виступання зерен. Дане завдання успішно вирішується при використанні електрода із графіту.

Перенесений на електрод матеріал зв'язки легко відривається від графітового електрода, тому що температури плавлення графіту й матеріалу зв'язки різні й тому між ними не відбувається міцного зчеплення.

Практика показує, що при обробці природних алмазів все-таки краще застосовувати граночні круги, виготовлені гальванічним методом. Це обумовлено меншими витратами дорогого алмазного порошку. Разом із тим виготовлення граночних кругів гальванічним методом, як відомо, є екологічно шкідливим виробництвом, що обмежує його застосування.

Установлено, що експлуатація граночних кругів, виготовлених методами порошкової металургії, вимагає більш високої кваліфікації робітника-гранщика. Це пов'язано, насамперед, з високою вартістю даних кругів і необхідністю їхньої ефективної експлуатації. Використання електроерозійного виправлення зібраного граночного круга безпосередньо на робочому місці (на граночном верстаті) дозволяє забезпечити необхідне биття ріжучої поверхні круга – у межах 0,01 мм.

Процес огранювання природних алмазів у діаманти характеризується появою на ріжучій поверхні круга задирок і глибоких подряпин. Для їхнього усунення круг необхідно періодично правити. Цьому сприяє збільшена товщина алмазоносного шару круга, яка складає 5 мм. Крім того, як відзначалося вище, граночний круг необхідно піддавати динамічному балансуванню для виключення вібрацій і появи додаткових переміщень ріжучої поверхні в напрямку оброблюваного кристала.

Установлено, що технологія спікання алмазного круга без застосування вакуумної камери забезпечує 100-відсоткову концентрацію алмазних зерен. При використанні вакуумної камери досягається 150-відсоткова концентрація при одночасному забезпеченні вимог по твердості спеченого алмазоносного шару круга. У протилежному випадку присутність кисню при спіканні приводить до окислювання матеріалу, і він становиться пухким.

Зараз для обробки природних алмазів у діаманти широко використовуються алмазні круги на металевій зв'язці форми 1A1 150x5x32x5 AC6 80/63 ... 63/50 M2-01. Після спікання даного круга необхідно придати йому товарний вигляд, усунути радіальне биття (0,1 ... 0,5 мм) і забезпечити правильну геометричну форму робочої поверхні. Для цього традиційно використовується абразивне виправлення абразивним кругом, що може бути здійснено, наприклад, на заточувальному верстаті ЗД642Е.

В якості правлячого інструмента можна використовувати будь-які абразивні круги, геометричні параметри яких дозволяють установити їх на шпиндельному вузлі верстата з повідомленням обертового руху зі швидкістю 20 – 25 м/с. Алмазний круг при цьому встановлюється на спеціальне пристосування "фортуну" і йому повідомляється обертовий рух зі значно меншою швидкістю 2 – 5 м/хв. Обертові рухи абразивного й алмазного кругів повинні бути зустрічними. У процесі виправлення відбувається знімання алмазозносного шару круга, усунення радіального биття й формування необхідної геометрії профілю круга. Основними недоліками даного методу виправлення є великі витрати дорогих абразивних кругів і значна запиленість робочого місця, що вимагає роботи в респіраторі.

Підвищити ефективність підготовки алмазного круга до роботи можна застосуванням методу електроерозійного виправлення [9; 55], який може бути здійснений на тому же заточувальному верстаті. Для цього алмазний круг встановлюється на шпиндельному вузлі верстата і йому повідомляється обертовий рух зі швидкістю 25 – 30 м/с. Правлячий електрод становить набір сталевих пластин (товщиною 1,5 – 2 мм), скріплених болтом і прикріплених до сталевій державки. Ширина робочої частини електрода становить 40 – 50 мм. Ізольований електрод кріпиться в лещатах, установлених на столі верстата. Він є негативним полюсом і до нього підводять електричний струм від спеціального джерела технологічного струму. Позитивним полюсом є алмазний круг. Для підведення до нього електричного струму клему з'єднують із торцем шпинделя заточувального верстата через графітову щітку з метою захисту підшипників кочення шпинделя від розрядного струму. Процес електроерозійного виправлення алмазного круга здійснюється шляхом повідомлення правлячому електроду радіального й зворотно-поступального поздовжнього (на всю ширину електрода) переміщень (подач) в автоматичному режимі.

У міру усунення радіального биття й збільшення часу контакту правлячого електрода з оброблюваною поверхнею алмазного круга, технологічний струм у ланцюзі виправлення збільшується. Установлено, що для ефективного ведення процесу електроерозійного виправлення зазначених вище алмазних кругів технологічний струм повинен становити 30 – 35 А. Для забезпечення таких значень технологічного струму в процесі виправлення необхідно періодично коректувати величину зазору між алмазним кругом і правлячим електродом (у зв'язку з його зношуванням)

шляхом здійснення радіальної подачі електрода. Необхідною умовою нормального протікання процесу електроерозійного виправлення є наявність охолоджувальної рідини в зоні обробки. Для цього алмазний круг повинен бути закритий захисним кожухом, що виключає розбризкування охолоджувальної рідини. Установлено, що найбільший ефект обробки досягається при використанні чистої води, тому що мастильно-охолоджувальні рідини містять масла, які під дією розрядного струму викликають утворення на поверхні алмазного круга "чорного нагару", а наявність соди в охолоджувальній рідині (навіть невеликої концентрації) "офарблює" поверхню алмазного круга в зелений колір.

Практикою встановлено, що електроерозійне виправлення, так само як і механічне виправлення, забезпечує необхідні вимоги до точності обробки алмазного круга. Однак при цьому досягається більш якісне розкриття алмазоносного шару круга, виключається використання дорогих абразивних кругів, значно поліпшуються умови праці (хоча потрібно встановлювати на робочому місці витяжні пристрої). Разом із тим за тривалістю процес електроерозійного виправлення уступає механічному виправленню. Тому остаточний висновок про доцільність його використання слід приймати в кожному конкретному випадку з урахуванням зіставлення продуктивності виправлення й витрат, пов'язаних із придбанням абразивних кругів, які використовуються в процесі механічного виправлення.

Слід розглянути процес шліфування блок-матриць для синтезу алмазного порошку. Блок-матриця складається зі сталевий обойми із запресованою в неї твердосплавною камерою, у якій відбувається процес синтезу алмазного порошку. Для забезпечення площинності верхньої частини блок-матриці виконується її шліфування алмазним кругом на плоскошліфувальному верстаті моделі ЗГ71. Спільна обробка сталі й твердого сплаву алмазним кругом 1А1 250х20х5 на органічній зв'язці, як показує практика, приводить до його інтенсивного зношування й зниження продуктивності обробки. Застосування алмазного круга на керамічній зв'язці дозволяє деякою мірою підвищити продуктивність обробки й знизити зношування круга. Однак повністю вирішити проблему високопродуктивного шліфування не вдалося. Проблема була вирішена за рахунок застосування алмазного круга 1А1 300х20х5 на металевій зв'язці М1-01 і його електроерозійного виправлення. Для цього була виконана модерні-

зація плоскошліфувального верстата, яка включає електроізоляцію алмазного круга й здійснення токопідводу до нього через графітову щітку. В якості правлячого електрода спочатку використовувалася оброблювана деталь. В якості джерела технологічного струму застосовувався спеціально виготовлений генератор імпульсів.

Однак електроерозійне виправлення алмазного круга безпосередньо в процесі шліфування не дозволило домогтися очікуваних результатів. Щільний контакт круга з оброблюваною поверхнею, з однієї сторони, приводив до істотного збільшення розрядного струму, а з іншої – викликав інтенсивне засалювання круга. Круг фактично не піддавався виправленню, його робоча поверхня була повністю покрита світло-сірим шаром сталевих стружки. Тому від такої ідеї електроерозійного виправлення круга довелося відмовитися. Замість неї була запропонована ідея здійснення електроерозійного виправлення з використанням ручного ізольованого електрода. Перші дослідження з практичної реалізації даної ідеї показали позитивні результати. Наприклад, новий алмазний круг на металевій зв'язці М1-01, що установлений на верстат і мав значне биття робочої поверхні, за допомогою ручного електрода був підготовлений до роботи за невеликий проміжок часу.

Суть виправлення полягає в наступному. Ізольований Г-подібний електрод притискається до периферії круга в зоні інтенсивного попадання на нього охолоджувальної рідини (рис. 8.27). При цьому не спостерігалось його відкидання у зв'язку з відсутністю биття поверхні. Електроерозійним виправленням у цьому випадку швидко очищається поверхня круга від продуктів обробки (сталевих нальоту) і розкривається алмазний шар.

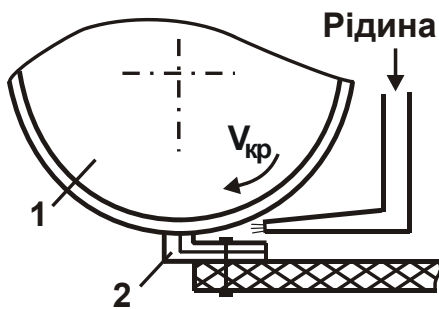


Рис. 8.27. Схема електроерозійного виправлення круга (1) з використанням електрода (2)

Час виправлення становить 15 – 25 с при силі струму 15 – 20 А. Для здійснення такого виправлення достатньо круг вивести із зони обробки й виключити поздовжню подачу, що зручно для робітника. Наступне виправлення круга необхідно здійснювати з появою шуму в зоні обробки,

що є першою ознакою засалювання круга. Установлено, що стійкість алмазного круга на металевій зв'язці М1-01 при виправленні з використан-

ням ручного ізольованого електрода багаторазово збільшується. Це дозволяє ефективно шліфувати твердосплавні блок-матриці при зніманні значних припусків. Кількість прошліфованих блок-матриць між заправленнями круга при цьому змінювалося, однак, в основному через різну величину припуску.

Таким чином, обґрунтовані можливості ефективного застосування електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках, які використовуються для обробки природних алмазів. Запропоновано нові конструктивні схеми здійснення електроерозійного виправлення, які дозволяють істотно підвищити його ефективність у виробничих умовах. Наведено конкретні приклади реалізації виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках в умовах обробки природних алмазів у діаманти і твердосплавного оснащення синтезу штучних алмазів.

Висновки до розділу 8

1. Теоретично обґрунтована ефективність застосування процесів комбінованого алмазного шліфування, які засновані на додатковій електроерозійній або електрохімічній дії на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці. Доведено, що ефект обробки досягається за рахунок підтримки на робочій поверхні круга розвиненого ріжучого рельєфу, який забезпечує значне виступання над рівнем зв'язки й вільне розміщення продуктів обробки в міжзерновому просторі круга.

2. Установлено, що зв'язок між вхідними й вихідними (технологічними) параметрами алмазного шліфування здійснюється за рахунок зміни величини лінійного зношування зерен. Отже, дану величину доцільно покласти в основу вибору оптимальних електричних параметрів комбінованого алмазного шліфування для забезпечення стійкого протікання в часі процесу. Показане також істотний вплив максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга й ступеня заповнення стружками міжзернового простору алмазного круга на продуктивність обробки при шліфуванні.

3. Аналітично визначений екстремальний характер зміни питомої витрати алмаза й технологічної собівартості обробки зі зміною продуктивності й величини лінійного зношування зерен. Установлено, що в точці мінімуму технологічної собівартості обробки екстремальне

значення продуктивності більше, а екстремальне значення величини лінійного зношування зерен менше, ніж у точці мінімуму питомої витрати алмаза. Отримані результати доцільно використовувати при виборі оптимальних механічних параметрів комбінованого алмазного шліфування.

4. Теоретично та експериментально обґрунтовані технологічні можливості й технічне забезпечення високопродуктивного алмазного електроерозійного шліфування великогабаритними кругами деталей із важкооброблюваних матеріалів (високоміцних наплавлень та твердих сплавів). Виконано розрахунок оптимальних електричних параметрів процесу, які забезпечують максимально можливу продуктивність обробки в умовах глибокого шліфування. Установлено, що чим більше сила імпульсного струму, тим більше глибина шліфування, при якій виключається засалювання алмазного круга й підтримується його висока ріжуча здатність.

5. Дано практичні рекомендації з ефективного застосування високопродуктивного глибокого алмазного електроерозійного шліфування. Наведено результати розробки й технічні характеристики спеціального генератора імпульсного струму для здійснення алмазного електроерозійного шліфування, а також рекомендації з модернізації шліфувальних верстатів.

6. Обґрунтовані можливості ефективного застосування електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках, які використовуються для обробки природних алмазів. Запропоновано нові конструктивні схеми здійснення електроерозійного виправлення, що дозволяють істотно підвищити його ефективність у виробничих умовах. Наведено конкретні приклади реалізації виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках в умовах обробки природних алмазів у діаманти і твердосплавного оснащення синтезу штучних алмазів.

ВИСНОВКИ

З організацією промислового виробництва синтетичних алмазів шліфування металевих і неметалевих важкооброблюваних матеріалів (твердих сплавів, природних алмазів, виробів зі скла й кристалю й т. д.) здійснюється фактично кругами із синтетичних алмазів, які в силу їхньої високої твердості й гостроти ріжучих кромek забезпечують обробку з низькою силовою та тепловою напруженістю процесу й високою якістю та точністю оброблюваних поверхонь. Разом із тим алмазні круги зараз ефективно застосовуються лише на операціях чистового шліфування й доведення. Застосування їх на операціях попереднього шліфування економічно недоцільно внаслідок відносно низької продуктивності й високого зношування круга. Тому вирішення проблеми обґрунтування шляхів підвищення продуктивності обробки при лімітуванні зношування алмазного круга та високій якості обробки має важливе й актуальне значення. У зв'язку із цим у роботі наведено теоретичні основи високопродуктивного алмазного шліфування деталей та інструментів, виготовлених із матеріалів підвищеної твердості. Обґрунтовані технологічні закономірності формування параметрів якості та точності оброблюваних поверхонь при шліфуванні. Аналітично з єдиних позицій описані основні фізичні та технологічні параметри обробки, включаючи максимальну (приведену ймовірнісну) товщину зрізу, сили та температури різання, умовну напругу різання, питоми зношування алмазного круга, параметри шорсткості обробки, величину пружного переміщення, яке виникає в технологічній системі й визначає параметри точності обробки. Виконано оцінку частки "чистого різання" і частки тертя алмазного круга з оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування. Установлено, що при використанні додаткової електричної енергії (у вигляді електроерозії або електрохімії) при шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках частка тертя в енергетичному балансі процесу істотно зменшується, що сприяє підвищенню ефективності обробки.

Проведено оптимізацію режимів шліфування за критерієм максимально можливої продуктивності обробки з урахуванням основних внутрішніх (фізичних) параметрів процесу – величини навантаження, що діє на окреме зерно круга, і величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадання зі зв'язки без руйнування.

Це дозволило визначити основні умови здійснення високопродуктивного алмазного шліфування, які полягають у реалізації глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі й багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі, а так само в підтримці в процесі шліфування оптимального значення величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадання зі зв'язки без руйнування. Теоретично й експериментально доведено, що для кожного режиму шліфування, кожної характеристики алмазного круга й оброблюваного матеріалу існує своя цілком конкретна величина лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадання зі зв'язки без руйнування, що забезпечує максимально можливу продуктивність обробки. На цій основі розроблена теорія комбінованого алмазного шліфування із введенням у зону обробки додаткової електричної енергії, що забезпечує підтримку високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці й реалізацію на практиці максимально можливої продуктивності обробки при одночасному забезпеченні високої якості оброблюваних поверхонь. Розроблено новий теоретичний підхід до визначення оптимальних електричних параметрів комбінованого алмазного шліфування, що дозволяє в максимальному ступені реалізувати високі потенційні можливості алмазного круга.

Розглянуто прогресивні технології комбінованого алмазного шліфування з введенням у зону обробки додаткової електричної енергії, зокрема, високопродуктивного алмазного електроерозійного шліфування великогабаритними кругами на високоміцних металевих зв'язках наплавлених матеріалів твердістю HRC 62 – 63. Показано, що за рахунок своєчасного видалення з робочої поверхні алмазного круга затуплених зерен і продуктів обробки забезпечується багаторазове збільшення продуктивності. Наведено приклади розробки й упровадження у виробництво ефективних технологічних процесів алмазного шліфування. Доведено перспективність огранювання природних алмазів у діаманти із застосуванням алмазних кругів на металевих зв'язках і їх періодичного електроерозійного виправлення. Для первісної підготовки цих кругів до роботи запропоновано використовувати нові способи електроерозійного виправлення й конструкції електродів, які не потребують виконання традиційної достатньо трудомісткої модернізації шліфувального верстата для здійснення електроерозійного виправлення.

Використана література

1. Аврутин Ю. Д. Формирование шероховатости поверхности деталей при шлифовании периферией круга / Ю. Д. Аврутин // Станки и инструмент. – М. : Машиностроение, 1979. – № 1. – С. 24 – 27.
2. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
3. Алмазная обработка : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К. : ІЗМН, 1996. – 168 с.
4. Анельчик В. Д. Повышение эффективности шлифования деталей с молибденовым покрытием : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. Д. Анельчик. – Одесса : ОПИ, 1985. – 19 с.
5. А. С. СССР № 764942 МКИ В 24 В 1/00. Способ абразивной обработки / Ю. М. Ермаков. – Оpubл. в Б.И. – 1980. – № 35.
6. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – К. : Наукова думка, 1978. – 207 с.
7. Байкалов А. К. Алмазный правящий инструмент на гальванической связке / А. К. Байкалов, И. Л. Суkenник. – К. : Наукова думка, 1976. – 203 с.
8. Беззубенко Н. К. К вопросу выбора режима работы режущих зерен при алмазно-искровом шлифовании / Н. К. Беззубенко // Резание и инструмент. – Х. : Вища школа, Изд. при Харьк. ун-те, 1979. – Вып. 22. – С. 3 – 6.
9. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дисс. на соискание учен. степени докт. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Н. К. Беззубенко. – Х. : ХГПУ, 1995. – 56 с.
10. Беляев М. М. Основы теплопередачі / М. М. Беляев. – К. : Вища школа, 1989. – 343 с.
11. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
12. Богомоллов Н. И. Износостойкость алмазных зерен при микро-резании титанового сплава ВТ8 / Н. И. Богомоллов // Сверхтвердые материалы. – К. : ИСМ АН Украины, 1980. – № 4. – С. 43 – 44.

13. Вентцель Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М. : Наука, 1969. – 576 с.
14. Високопродуктивне шліфування : навч. посібн. / О. В. Якімов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков та ін. – К. : ІСДО, 1995. – 180 с.
15. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М. Ф. Семко, Ю. П. Внуков, А. И. Грабченко и др. – К. : Вища школа, 1979. – 232 с.
16. Гальваническое покрытие никель-железо с мелкодисперсным алмазным порошком для огранки природных алмазов / Г. Н. Знаменский, И. А. Цисарь, Ц. М. Гавинский и др. // Алмазы и сверхтвердые материалы. – М. : ВНИИАлмаз, 1981. – Вып. 9. – С. 4 – 5.
17. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов и др. – М. : Машиностроение, 1984. – 62 с.
18. Голубев И. В. Круглое наружное шлифование со стабилизацией режущей способности токопроводящего инструмента электрическими разрядами : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / И. В. Голубев. – М. : ЭНИМС, 1985. – 16 с.
19. Гостев В. В. Алмазно-электрохимическое шлифование твердых сплавов. – К. : Вища школа, 1974. – 128 с.
20. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Х. : Вища школа, 1985. – 184 с.
21. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.
22. Гуцаленко О. Г. Алмазно-электроэрозионное шлифование деталей с теплостойкими наплавками : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / О. Г. Гуцаленко. – К. : КПИ, 1985. – 16 с.
23. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
24. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов : Изд. Сарат. ун-та, 1978. – 128 с.
25. Епифанов В. И. Технология обработки алмазов в бриллианты / В. И. Епифанов, А. Я. Песина, А. В. Зыков. – М. : Высшая школа, 1971. – 203 с.

26. Захаренко И. П. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой / И. П. Захаренко, А. А. Шепелев. – К. : Наукова думка, 1976. – 218 с.
27. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – К. : Техника, 1980. – 212 с.
28. Захаренко И. П. Внутреннее алмазное глубинное шлифование многолезвийных твердосплавных инструментов / И. П. Захаренко // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ АН Украины, 1973. – № 6. – С. 37 – 40.
29. Захаренко И. П. Сверхтвердые абразивные материалы в инструментальном производстве. – К. : Вища школа, 1985. – 211 с.
30. Захаренко И. П. Эффективность обработки инструмента сверхтвердыми материалами / И. П. Захаренко. – М. : Машиностроение, 1982. – 224 с.
31. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.
32. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М. : ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.
33. Каракулова М. Л. К вопросу о глубине внедрения абразивного зерна в металл при глубинном шлифовании / М. Л. Каракулова // Совершенствование процесса обработки материалов резанием. – Ижевск : ИПИ, 1976. – Вып. 1. – С. 43 – 46.
34. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
35. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. – К. : Наукова думка, 1979. – 244 с.
36. Кашук В. А. Справочник заточника / В. А. Кашук, Д. А. Мелехин. – М. : Машиностроение, 1982. – 228 с.
37. Кашук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кашук, А. Б. Верещагин. – М. : Машиностроение, 1988. – 480 с.
38. 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.

39. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов : Изд. Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.
40. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М. : Наука, Гл. ред. физ.-мат. лит., 1974. – 832 с.
41. Корчак С. Н. Прогрессивная технология и автоматизация круглого шлифования. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
42. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
43. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Камбалов. – М. : Машиностроение, 1977. – 525 с.
44. Линенко-Мельников Ю. П. Анализ схем заточки крестовых коронок / Ю. П. Линенко-Мельников // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ АН Украины, 1979. – Вып. 1. – С. 47 – 50.
45. Лоладзе Т. Н. Износ алмазов и алмазных кругов / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава. – М. : Машиностроение, 1967. – 110 с.
46. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
47. Лукин Л. Н. Элементы теории алмазно-абразивного инструмента и процесса резания-царапания металла моделью алмазного зерна : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Л. Н. Лукин. – Томск : ТПИ, 1968. – 19 с.
48. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л. : Машиностроение, 1984. – 103 с.
49. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М. : Машиностроение, 1969. – 197 с.
50. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамсодержащих и безвольфрамовых твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами на металлической связке : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / В. В. Малыхин. – Тула : ТПИ, 1985. – 19 с.

51. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 319 с.

52. Матюха П. Г. Теоретические и экспериментальные исследования кинематики процесса и рельефа круга при алмазно-искровом шлифовании : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / П. Г. Матюха. – М. : МВТУ им. Баумана, 1980. – 16 с.

53. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов / Л. Л. Мишнаевский. – К. : Наукова думка, 1982. – 192 с.

54. Мишнаевский Л. Л. Интенсификация шлифования труднообрабатываемых металлов алмазным шлифованием / Л. Л. Мишнаевский, А. Н. Панич // Совершенствование процессов абразивно-алмазной и упрочняющей технологии в машиностроении : межвуз. сб. научн. трудов. – Пермь : ППИ, 1983. – С. 127 – 131.

55. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Г. В. Новиков. – Одесса : ОПИ, 1990. – 19 с.

56. Новиков Ф. В. Механика круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и пути ее оптимального управления : автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф. В. Новиков. – К. : ИСМ АН Украины, 1984. – 21 с.

57. 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.

58. Новиков Ф. В. Пути повышения производительности шлифования износостойких наплавленных материалов высокой твердости / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов // Вісник НТУ “ХПІ” : збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2011. – № 40. – С. 98 – 105.

59. Новиков Ф. В. Режущий рельеф алмазного круга и его роль в формировании технологических показателей шлифования / Ф. В. Новиков // Резание и инструмент. – Х. : Вища школа, Изд. при Харьк. ун-те, 1984. – Вып. 32. – С. 64 – 70.

60. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин : монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с.

61. Новиков Ф. В. Теоретический анализ износа и стабилизации алмазного круга / Ф. В. Новиков // Резание и инструмент. – Х. : Вища школа. Изд. при Харьк. ун-те, 1986. – Вып. 36. – С. 19 – 24.

62. Новиков Ф. В. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 164 – 171.

63. Новиков Ф. В. Теоретический анализ энергоемкости обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Труды 17-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2011. – С. 14 – 18.

64. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дисс. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф. В. Новиков. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 36 с.

65. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд. Сарат. ун-та, 1979. – 232 с.

66. Оптимизация технологии глубинного шлифования / С. С. Силин, Б. Н. Леонов, В. А. Хрульков и др. ; редкол. : П. Н. Орлов (пред.). – М. : Машиностроение, 1989. – 120 с. (Новости технологии).

67. Ординарцев И. А. Автоматизация производства режущего инструмента / И. А. Ординарцев, Г. В. Филиппов. – Л. : Машиностроение, 1972. – 264 с.

68. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – К. : Техника, 1978. – 192 с.

69. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л. : Изд. Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.

70. Пановко Я. Г. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – Л. : Политехника, 1990. – 272 с.

71. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование / Ю. А. Пахалин. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 178 с.

72. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М. : Машиностроение, 1977. – 263 с.

73. Прогресивні технології механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков, А. Г. Крюк, В. Г. Шкурупій та ін. ; за заг. ред. докт. техн. наук, професора Новікова Ф. В. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2012. – 372 с.

74. Пузанов В. В. Геометрия абразивного зерна в круге и некоторые вопросы формообразования поверхности при глубинном шлифовании / В. В. Пузанов, М. Л. Каракулова // Совершенствование процесса обработки металлов резанием. – Ижевск : ИПИ, 1974. – Вып. 5. – С. 61–70.

75. Пузанов В. В. Некоторые особенности формообразования поверхности и силы резания при глубинном шлифовании / В. В. Пузанов, М. Л. Каракулова // Совершенствование процесса обработки металлов резанием. – Ижевск : ИПИ, 1974. – Вып. 5. – С. 12 – 19.

76. Пташников В. С. О приведенном кинематическом параметре шлифования / В. С. Пташников // Абразивы. – Л. : ВНИИАШ, 1980. – Вып. 5. – С. 4 – 6.

77. Работоспособность алмазных кругов / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый и др. – К. : Техника, 1983. – 95 с.

78. Разработка, исследование и внедрение инструмента, порошков и паст из синтетических алмазов и процессов алмазной обработки. Отчет по теме А-10. – К. : ИСМ АН УССР, 1972. – 26 с.

79. Редько С. Г. Количество абразивных зерен шлифовального круга, участвующих в резании / С. Г. Редько // Станки и инструмент. – М. : Машиностроение, 1960. – Вып. 12. – С. 10 – 12.

80. Резников А. Н. Выбор режимов шлифования синтетическими сверхтвердыми материалами при заданной шероховатости поверхности изделия / А. Н. Резников, О. Б. Федосеев // Вестник машиностроения. – М. : Машиностроение, 1976. – № 6. – С. 69 – 70.

81. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.

82. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты / П. Р. Родин. – К. : Вища школа, 1974. – 400 с.

83. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – К. : Наукова думка, 1980. – 224 с.

84. Рыжов Э. В. Контактная жесткость деталей машин / Э. В. Рыжов. – М. : Машиностроение, 1966. – 193 с.
85. Рыжов Э. В. Прогрессивные методы абразивной обработки твердосплавного бурового инструмента / Э. В. Рыжов, Ю. П. Линенко-Мельников, В. Г. Красник. – М. : Машиностроение, 1986. – 48 с.
86. Рыжов Э. В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э. В. Рыжов. – К. : Наукова думка, 1984. – 272 с.
87. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – К. : Техника, 1974. – 179 с.
88. 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 АН Украины, 1975. – Вып. 2. – С. 16 – 19.
89. Семко М. Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, М. П. Ходоревский. – Х. : Вища школа, Изд. при Харьк. ун-те, 1980. – 192 с.
90. Семко М. Ф. Экономическое обоснование выбора алмазного круга / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Э. П. Юфа. – Х. : “Прапор”, 1971. – 110 с.
91. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
92. Синтетические алмазы в машиностроении / под ред. В. Н. Бакуля. – К. : Наукова думка, 1976. – 351 с.
93. 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.
94. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 166 с.
95. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов : учебник / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович и др. ; под общ. ред. С. Н. Корчака. – М. : Машиностроение, 1988. – 352 с.
96. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента / В. Н. Бакуль, И. П. Захаренко, Я. А. Кункин и др. – К. : Техника, 1971. – 208 с.

97. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.

98. Тепловые и механические процессы при резании металлов : учебн. пособ. / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1997. – 179 с.

99. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.

100. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2003. – 359 с.

101. Федосеев О. Б. Физическая теория шлифования / О. Б. Федосеев // Физическая и химическая обработка материалов. – М. : Машиностроение, 1979. – № 1. – С. 110 – 116.

102. Федосеев О. Б. Шлифование синтетическими сверхтвердыми материалами / О. Б. Федосеев // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – М. : МВТУ им. Баумана, 1977. – № 5. – С. 104 – 106.

103. 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.

104. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 2 : Теплофизика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 625 с.

105. 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, 2003. – 546 с.

106. 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.

107. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 7 : Точность обработки деталей машин / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2004. – 546 с.

108. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 8 : Оптимизация технологических процессов в машиностроении / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2004. – 509 с.
109. 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.
110. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1979. – 245 с.
111. Филимонов Л. Н. Плоское шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 109 с.
112. Филимонов Л. Н. Стойкость шлифовальных кругов / Л. Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1973. – 134 с.
113. Химач О. В. О характере распределения срезов при шлифовании / О. В. Химач, В. Ф. Коробка, Л. С. Григорова // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ АН Украины, 1977. – № 6. – С. 60 – 63.
114. Чачин В. И. Профилирование алмазных шлифовальных кругов / В. И. Чачин, В. Д. Дорофеев. – Мн. : Наука и техника, 1974. – 160 с.
115. Эльбор в машиностроении / под ред. В. С. Лысанова. – Л. : Машиностроение, 1978. – 280 с.
116. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1984. – 212 с.
117. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – К. : Техника, 1993. – 152 с.
118. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.
119. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – К. : Вища школа, 1986. – 175 с.
120. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Мн. : Беларусь, 1970. – 464 с.

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Обґрунтування проблеми оптимізації режимів шліфування алмазними кругами	7
1.1. Практичне значення проблеми	7
1.2. Існуючі підходи до математичного моделювання процесу шліфування	21
1.3. Наукові передумови оптимізації режимів шліфування алмазними кругами	48
1.3.1. Наукові передумови рішення проблеми	48
1.3.2. Структура функціональних зв'язків основних параметрів високопродуктивного шліфування	56
1.3.3. Умови оптимізації режимів шліфування алмазними кругами	59
Висновки до розділу 1	64
Розділ 2. Розробка математичної моделі кінематики процесу шліфування на рівні мікрорізів	65
2.1. Аналітичний опис параметрів наведеного ріжучого профілю круга	65
2.2. Загальні закономірності утворення ймовірнісної поверхні різання при шліфуванні	80
2.3. Утворення ймовірнісної поверхні різання в умовах радіальної багатопрохідності знімання припуску	86
2.4. Утворення ймовірнісної поверхні різання в умовах поздовжньої багатопрохідності знімання припуску	99
2.5. Оцінка вірогідності результатів розрахунків	107
Висновки до розділу 2	110
Розділ 3. Теоретичне обґрунтування шляхів підвищення продуктивності алмазного шліфування	112
3.1. Розрахункові залежності для визначення параметрів режимів шліфування	112
3.2. Теоретичний аналіз максимально можливої продуктивності шліфування	119
3.3. Високопродуктивні процеси шліфування, що реалізують умову $t < H_{\max}$	123

3.3.1. Кругле зовнішнє урізне й поздовжнє багатопрохідне шліфування	123
3.3.2. Кругле зовнішнє поздовжнє глибинне шліфування	129
3.3.3. Кругле зовнішнє урізне й поздовжнє глибинне шліфування з накладенням високочастотних коливань круга	131
3.3.4. Кругле зовнішнє поздовжнє глибинне шліфування периферією торця круга	133
3.3.5. Плоске глибинне шліфування торцем круга	135
3.3.6. Високопродуктивний спосіб заточення інструмента	136
3.4. Високопродуктивні процеси шліфування, що реалізують умову $t > H_{\max}$	137
3.4.1. Кругле зовнішнє поздовжнє шліфування кругом із забірним конусом	137
3.4.2. Кругле урізне глибинне шліфування зі змінною швидкістю деталі	140
3.4.3. Умови високопродуктивного переривчастого шліфування	142
3.5. Області ефективного застосування отриманих теоретичних рішень	146
Висновки до розділу 3	148
Розділ 4. Установлення функціональних зв'язків основних фізичних параметрів шліфування	149
4.1. Наведений ріжучий профіль круга та його характеристики з урахуванням зношування зерен	149
4.2. Експериментальні дослідження параметрів стружок, що зрізуються	161
4.3. Аналітичне визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні при шліфуванні з урахуванням зношування зерен	165
4.4. Визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування	172
4.4.1. Загальний підхід до розрахунку параметрів силової напруженості процесу різання	172

4.4.2. Умови різання одиничним зерном	179
4.4.3. Енергетичний баланс процесу шліфування	185
4.4.4. Визначення сили різання при шліфуванні й обґрунтування умов її зменшення	189
4.5. Загальний підхід до аналітичного визначення й аналізу енергоємності обробки при шліфуванні	192
4.5.1. Аналітичний опис коефіцієнта шліфування з урахуванням енергій різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом	192
4.5.2. Аналітичний опис і загальний аналіз енергоємності обробки при шліфуванні	197
4.5.3. Аналітичний опис і загальний аналіз відношення $\sigma / K_{\text{ш}}$	200
4.5.4. Визначення сили різання при мікрорізанні одиничним зерном	201
Висновки до розділу 4	203
Розділ 5. Установлення функціональних зв'язків основних технологічних параметрів шліфування	205
5.1. Визначення максимально можливої продуктивності обробки з урахуванням міцності робочої поверхні круга	205
5.1.1. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном	205
5.1.2. Розрахунок коефіцієнта шліфування й умовної напруги різання	211
5.1.3. Розрахунок продуктивності обробки при шліфуванні	225
5.1.4. Теоретичний аналіз закономірностей зношування зерен круга	230
5.2. Теоретичний аналіз зношування алмазного круга	238
5.3. Аналітичний опис питомої витрати алмаза	243
5.4. Розрахунково-експериментальне визначення безрозмірного коефіцієнта η	249
Висновки до розділу 5	252
Розділ 6. Обґрунтування умов підвищення точності обробки при шліфуванні	254

6.1. Розробка математичної моделі визначення параметрів точності обробки при круглому урізному шліфуванні	254
6.1.1. Математична модель процесу шліфування з урахуванням пружних переміщень	254
6.1.2. Оптимізація параметрів циклів шліфування	262
6.2. Уточнений підхід до визначення параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень у технологічній системі	266
6.2.1. Аналітичний опис і теоретичний аналіз похибок розміру обробки при круглому урізному шліфуванні на основі балансу переміщень у технологічній системі..	266
6.2.2. Аналітичний опис і теоретичний аналіз похибки форми оброблюваної деталі на переході чорнового шліфування	276
6.2.3. Оцінка технологічних можливостей виправлення похибки форми оброблюваної деталі на переході виходжування	280
6.2.4. Оцінка технологічних можливостей виправлення похибки форми оброблюваної деталі при точінні	283
Висновки до розділу 6	286
Розділ 7. Теплові процеси при шліфуванні матеріалів	288
7.1. Спрощений підхід до розрахунку й аналізу температури при механічній обробці матеріалів	288
7.2. Розрахунок температури при механічній обробці з урахуванням теплопровідності матеріалу	294
7.3. Розрахунок теплового балансу при механічній обробці матеріалів	301
7.4. Наближений розрахунок температури при механічній обробці матеріалів	305
7.5. Умови зменшення температури різання при механічній обробці	309
7.6. Умови зменшення температури при глибинному шліфуванні	317
7.7. Визначення умов зменшення температури при глибинному шліфуванні	325
Висновки до розділу 7	337

Розділ 8. Комбіновані процеси алмазного шліфування	339
8.1. Ефективність застосування процесів комбінованого алмазного шліфування	339
8.2. Розрахунок параметрів енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування з урахуванням зношування зерен круга	342
8.3. Технологічні можливості й технічне забезпечення високопродуктивного алмазного електроерозійного шліфування великогабаритними кругами	360
8.3.1. Підхід до розрахунку й аналізу оптимального електричного режиму процесу алмазного електроерозійного шліфування	360
8.3.2. Експериментальна оцінка розрахункових залежностей	367
8.3.3. Експериментальні дослідження процесів алмазного електроерозійного багатопрохідного й глибинного шліфування деталей із високоміцними покриттями	371
8.3.4. Технічне забезпечення алмазного електроерозійного глибинного шліфування	377
8.3.5. Модернізація верстата для алмазного електроерозійного глибинного шліфування	381
8.4. Ефективні технології електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках	384
Висновки до розділу 8	393
Висновки	395
Використана література	397

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович

**ВИСОКОПРОДУКТИВНЕ АЛМАЗНЕ
ШЛІФУВАННЯ**

Монографія

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

Відповідальний редактор **Сєдова Л. М.**

Редактор **Семенова І. М.**

Коректор **Маркова Т. А.**

План 2014 р. Поз. № 10-Н

Підп. до друку 5.12.2013. Формат 60 x 90 1/16. Папір MultiCopy. Друк Riso.

Ум.-друк. арк. 25,75. Обл.-вид. арк.32,19. Тираж 500 прим. Зам. № 531.

Видавець і виготівник – видавництво ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 61166, м. Харків, пр. Леніна, 9а

Свідоцтво про внесення до Державного реєстру суб'єктів видавничої справи

Дк № 481 від 13.06.2001 р.