

Новіков Ф. В.
Рябенков І. О.

**ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ВИСОКОТОЧНИХ
ДЕТАЛЕЙ**

Монографія

Харків. Вид. ХНЕУ, 2013

УДК 621.9.01
ББК 30.61-04
Н73

Рецензенти: докт. техн. наук, професор, проректор з учбово-методичної роботи Харківського інституту бізнесу і менеджменту *Свідерський В. П.*; докт. техн. наук, професор кафедри технології машинобудування та металорізальних верстатів Національного технічного університету "ХПІ" *Сизий Ю. А.*

Рекомендовано до видання рішенням вченої ради Харківського національного економічного університету.

Протокол № 9 від 18.06.2012 г.

Авторський колектив: Новіков Ф. В., докт. техн. наук, професор – вступ, розділи 1, 2, 4 – 6; Рябенков І. О., канд. техн. наук – розділи 3, 7.

Новіков Ф. В.

Н73 Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с. (Укр. мов.)

Розглянуто сучасні технології виготовлення високоточних деталей. Обґрунтовано їх можливості та перспективи розвитку. Наведено математичну теорію процесів фінішної механічної обробки матеріалів. Розглянуто питання вибору оптимального варіанта механічної обробки конкретної деталі. Сформульовано практичні рекомендації щодо впровадження прогресивних технологій механічної обробки високоточних деталей у виробництво.

Рекомендовано для студентів економічних спеціальностей вищих навчальних закладів, а також для фахівців, які підвищують свою кваліфікацію.

ISBN 978-966-676-557-7

**УДК 621.9.01
ББК 30.61-04**

© Харківський національний
економічний університет, 2013
© Новіков Ф. В.,
Рябенков І. О.,
2013

Вступ

У машинобудуванні широко застосовуються вироби, виготовлені з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, обробка яких досить утруднена. До цих матеріалів варто віднести тверді сплави, різні високоміцні сталі й сплави, зносостійкі покриття й наплавлення, кераміки, синтетичні надтверді матеріали тощо. Основним методом обробки для більшості із зазначених матеріалів є шліфування, яке використовується як при чистовій, так і при чорновій обробці при зніманні значних припусків (1 мм і більше). Як відомо, шліфування є більш енергоємним процесом порівняно з різанням лезовими інструментами. Тому при шліфуванні виробів, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, виникають більші сили й температури різання, які приводять до утворення припикань і тріщин, глибоких структурних змін у поверхневих шарах оброблених деталей та інших температурних дефектів, усунути які на наступних довідних операціях у ряді випадків не представляється можливим. У зв'язку з цим, питання вдосконалення операцій шліфування деталей з важкооброблюваних матеріалів головним чином у плані підвищення якості й продуктивності обробки, є актуальними, які потребують пошуку нових технологічних рішень. Особливою мірою це стосується обробки високоточних деталей гідроапаратури авіаційної техніки, наприклад, сепаратора (виготовленого зі сталі 20Х3 МВФ-Ш твердістю $HV \geq 800$), плунжера діаметром 13 мм і довжиною 54,5 мм (виготовленого зі сталі Х12 МФ-У твердістю HRC 60 – 64) та інших деталей. Плунжер входить в отвір ротора, утворюючи пару тертя. Основним виробником деталей гідроапаратури авіаційного призначення в Україні є ДП Харківський машинобудівний завод "ФЕД".

До точності та якості виготовлення цих деталей пред'являються високі вимоги. Так, при обробці сепаратора необхідно забезпечити площинність обробки – до 0,005 мм, шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм. При обробці плунжера необхідно забезпечити конусність і овальність – не більше 0,003 мм, шорсткість поверхні – на рівні 11-го класу чистоти. Однак виконати ці вимоги на фінішних операціях досить складно. Так, згідно з існуючим технологічним процесом, фінішна обробка торцевої поверхні сепаратора виконується з використанням доведення абразивним порошком, однак при цьому не забезпечується необхідна площинність навколо

всіх 9-ти оброблюваних отворів і зовнішньої кромки деталі. При шліфуванні плунжера на оброблюваній поверхні утворюються припикання й окремі риси-подряпини. Для їхнього усунення технологічним процесом передбачене виконання достатньо трудомістких операцій доведення на плиті послідовно пастою й повстяним кругом.

У науково-технічній літературі наведені теоретичні рішення щодо зниження теплової й силової напруженості обробки відповідальних деталей гідроапаратури. Показано, що з погляду утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях найбільш слабкою ланкою в технологічних процесах є операції шліфування, які характеризуються високою енергоємністю обробки. Тому вивчення можливостей зниження теплової напруженості шліфування деталей гідроапаратури й підвищення якості й продуктивності обробки є важливим і актуальним завданням. Отримані таким чином рішення будуть мати велике значення для вдосконалювання операцій шліфування деталей з різних важкооброблюваних матеріалів, серед яких варто особливо виділити вироби із твердих сплавів (різальні інструменти, штампи, прес-форми та іншу технологічну оснастку). Їхня питома вага в ряді виробів з важкооброблюваних матеріалів досить велика і тому не випадково, що, наприклад, проблемі шліфування виробів із твердих сплавів приділяється велика увага. В цей час накопичений великий досвід з їхньої обробки, розроблені конкретні практичні рекомендації. Разом з тим, забезпечити стабільно високі показники якості обробки, як правило, не вдається. При обробці постійно мають місце значні втрати від браку.

Основною причиною низької якості обробки є те, що шліфування виконується звичайними абразивними кругами, які мають недостатньо високу ріжучу здатність. У результаті при шліфуванні виникають значні сили й температура різання, що, властиво, і приводить до зниження якості шліфованих поверхонь. Застосування алмазних кругів, які характеризуються більш високою ріжучою здатністю, є важливим чинником зниження силової й теплової напруженості процесу шліфування й відповідно підвищення якості обробки. Однак, як показує практика, алмазні круги ефективно застосовувати в основному на операціях остаточного шліфування при зніманні невеликих припусків. Їхнє застосування на операціях попереднього шліфування, тобто в умовах високопродуктивної обробки, веде до підвищеного зношування, внаслідок чого істотно збільшується

собівартість обробки, і використання алмазного шліфування стає економічно недоцільним порівняно зі звичайним абразивним шліфуванням.

Усе це вимагає пошуку нових ефективних рішень, що дозволить науково обґрунтовано підійти до визначення технологічних можливостей бездефектної обробки відповідальних деталей гідроапаратури, виробів із твердих сплавів і жароміцних сплавів, деталей, відновлених зносостійкими наплавленнями, і т. д. У ряді випадків це завдання вирішується за рахунок переходу від шліфування до лезової обробки, наприклад, точіння різцями із синтетичних надтвердих матеріалів. У результаті знижуються енергоємність обробки, температура різання й підвищуються якість і продуктивність обробки. Разом з тим, ефективний перехід від шліфування до лезової обробки не завжди можливий. Тому важливо знати технологічні можливості абразивної й лезової обробки й уміти проводити аналіз, порівняння й вибір оптимального варіанта обробки.

У зв'язку з цим, у роботі розглянуті питання підвищення точності, якості й продуктивності обробки деталей машин на основі застосування більш ефективних інструментів і металорізального устаткування. Для цього проведений теоретичний аналіз параметрів теплової й силової напруженості процесу різання, отримані нові аналітичні рішення, які визначають основні напрями підвищення техніко-економічних показників обробки і які покладені в основу створення прогресивних технологічних процесів виготовлення високоточних деталей. Значна увага приділена математичному моделюванню температури й сил різання, параметрів точності та якості оброблюваних поверхонь, а також оптимізації умов обробки за критерієм найбільшої продуктивності. Так, розроблено математичну модель визначення температури при шліфуванні, яка заснована на урахуванні балансу тепла, що йде в стружки й оброблювану деталь. Це дозволило виявити, обґрунтувати й реалізувати нові технологічні можливості зменшення температури при шліфуванні та підвищення якості обробки. Одержано принципово нове теоретичне рішення про характер зміни температури при шліфуванні. Воно полягає в тому, що зі збільшенням часу контакту круга з фіксованим перерізом оброблюваної деталі температура збільшується за експонентним законом, асимптотично наближаючись до значення, рівного відношенню умовної напруги різання до питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу. Це значення визначає сталий тепловий процес при шліфуванні.

В роботі обґрунтовано технологічні закономірності формування параметрів якості й точності при абразивній і лезовій обробках з урахуванням температурного й силового факторів, що дозволило зробити вибір раціональної структури й параметрів операцій фінішної обробки. На основі аналітичного визначення миттєвої й середньої температури й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні обґрунтовані умови підвищення якості й продуктивності обробки, які полягають в істотному зниженні інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і збільшенні швидкості круга. Теоретично узагальнені результати досліджень температури при шліфуванні й показана визначальна роль у формуванні параметрів якості обробки середньої температури при шліфуванні, обумовленої тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Теоретично й експериментально доведена можливість істотного підвищення якості, точності й продуктивності обробки отворів за рахунок застосування технології високошвидкісного фрезерування кінцевими фрезами, що є перспективним напрямком у механічній обробці. Аналітично обґрунтовані принципові відмінності у формуванні величини пружного переміщення в технологічній системі при внутрішньому поздовжньому і врізному шліфуванні. Це дозволило виявити нові умови зменшення похибок обробки отворів, які складаються у встановленні безперервної в часі радіальної подачі й максимально досяжної на верстаті (на переході виходжування) швидкості деталі.

Наведено приклади практичного застосування отриманих рішень для вдосконалювання технологій обробки високоточних деталей гідрота паливорегулюючої апаратури авіаційного призначення й інших відповідальних деталей, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями. Результати досліджень упроваджені на ряді машинобудівних підприємств України й можуть бути використані при створенні об'єктів нової техніки, а також у навчальному процесі при вивченні дисциплін "Основи технологічних систем", "Системи технологій у промисловості" і підготовці менеджерів. Розуміння фізичних закономірностей процесів різання й уміння вибрати оптимальний варіант обробки деталі дозволить їм правильно орієнтуватися в питаннях організації й економіки виробництва, раціонального використання прогресивних технологій, устаткування й інструментів.

Розділ 1

Загальний теоретичний підхід до розрахунку параметрів теплового процесу при шліфуванні

1.1. Існуючі підходи до розрахунку температури при шліфуванні

З огляду на виняткову важливість управління тепловою напруженістю процесу шліфування з метою забезпечення бездефектної високоякісної обробки, у науково-технічній літературі опублікована надзвичайно велика кількість робіт, присвячених експериментальному та теоретичному дослідженню температури при різанні й шліфуванні. Однак до цього часу відсутні прості інженерні (отримані аналітичним шляхом) формули для розрахунку температури різання. Існуючі рішення, як правило, зводяться до розрахунку складних температурних полів на основі диференціального рівняння Лапласа, що не дозволяє просто й зрозуміло простежити хід формування температури різання й оцінити вплив на неї різних технологічних факторів: режимів різання, характеристик інструмента тощо. Цим можна пояснити різний, установлений експериментально, характер зміни температури різання залежно від умов обробки. В одних випадках температура різання безупинно збільшується зі зміною параметрів режиму різання (це стосується головним чином процесів шліфування [77]), а в інших випадках – температура різання спочатку збільшується, потім, майже стабілізується (це стосується головним чином процесів обробки лезовими інструментами [72]), тобто такий характер зміни температури різання спостерігається як при абразивній, так і при лезовій обробці. При цьому відсутній єдиний підхід до розрахунку й аналізу зміни температури різання для різних видів механічної обробки, який, очевидно, повинен базуватися на єдиному уявленні механізму формування температури різання незалежно від виду обробки й різальних інструментів. Таке рішення важливі для оцінки технологічних можливостей (по зниженню температури різання) різних процесів обробки, особливо для визначення умов підвищення якості обробки.

Серед великої кількості фундаментальних робіт з теплофізики механічної обробки слід виділити роботи проф. Якимова О. В. [170; 172], які в основному присвячені теплофізиці процесу шліфування, але в яких та-

кож сформульовані загальні підходи до розрахунку температури поверхневого шару оброблюваної деталі при механічній обробці. У своїх роботах при дослідженні теплової напруженості процесу шліфування проф. Якимов О. В. вдало поєднує теоретичні рішення, отримані на основі

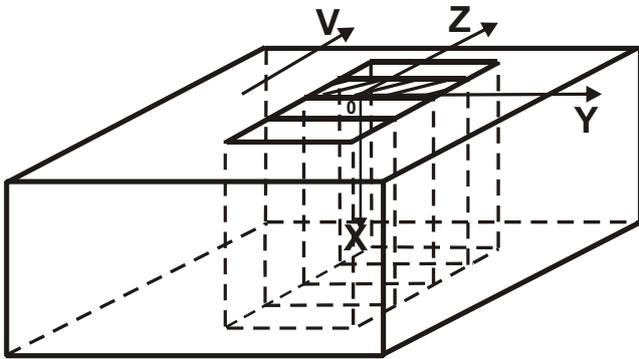


Рис. 1.1. Розрахункова схема

розрахунку складних температурних полів методами математичної фізики, і рішення, отримані на основі спрощених розрахункових схем, наприклад, розглядаючи оброблюваний матеріал у вигляді безлічі адіабатичних прямолінійних стержнів, на вільних торцях яких діє теплове джерело, що рухається, моделюючи таким чином

умови механічної взаємодії різального інструменту з оброблюваним матеріалом (рис. 1.1).

Для визначення температури нагрівання $\theta(x, \tau)$ елементарного нескінченно тонкого прямолінійного адіабатичного стержня використане диференціальне рівняння теплопровідності [172]:

$$\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2} \quad (1.1)$$

і початкові й крайові умови:

$$\theta(x, \tau)|_{\tau=0} = \theta_0; \quad \theta(x, \tau)|_{x=0} = \theta_u; \quad \left. \frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad (1.2)$$

де θ_0 – початкова температура деталі, рівна температурі середовища;

θ_u – температура зони контакту;

τ – час дії теплового джерела, с.

Вирішуючи диференціальне рівняння (1.1) методом поділу змінних величин, отримане рішення, що містить шукану функцію температури $\theta(x, \tau)$:

$$\frac{\theta(x, \tau) - \theta_u}{\theta_0 - \theta_u} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}} e^{-u^2} \cdot du = \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right). \quad (1.3)$$

Тут $\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-u} \cdot du$ – інтеграл імовірності Гауса.

З урахуванням кількості теплоти, що перейшла в стержень за час $d\tau$ через одиницю площі, $dQ = \lambda \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial x}\right) \Big|_{x=0}$ або

$$dQ = \lambda \cdot (\theta_u - \theta_0) \cdot \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial x} \cdot \left[\operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right) \right] \right\} \Big|_{x=0}, \quad (1.4)$$

установлено

$$dQ = \sqrt{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot (\theta_u - \theta_0) \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi \tau}} \cdot d\tau, \quad (1.5)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу оброблюваної деталі, Вт/(м · К);

$a = \lambda / c \cdot \rho$ – коефіцієнт температуропровідності, м²/с;

c – питома теплоємність, Дж/(кг · К);

ρ – щільність матеріалу оброблюваної деталі, кг/м³.

Кількість теплоти, яка отримана деталлю за кінцевий проміжок часу, визначається при інтегруванні виразу (1.5) від 0 до τ :

$$Q = \int_0^{\tau} \sqrt{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot (\theta_u - \theta_0) \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi \tau}} \cdot d\tau = \frac{2\sqrt{\lambda \cdot c \cdot \rho}}{\sqrt{\pi}} \cdot (\theta_u - \theta_0) \cdot \sqrt{\pi}. \quad (1.6)$$

З урахуванням часу дії джерела теплоти на торець виділеного елементарного стержня $\tau = 2h/V$ (де $2h$ й V – відповідно ширина й швидкість джерела) і щільності теплового потоку q , рівної кількості теплоти, отриманої деталлю через одиницю площі в одиницю часу, встановлена залежність для визначення температури в зоні шліфування:

$$\theta_u - \theta_0 = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V}} = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho}} \quad (1.7)$$

Зменшити температуру в зоні шліфування можна за рахунок зменшення щільності теплового потоку q й часу дії теплового джерела τ .

1.2. Визначення температури при шліфуванні з урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі

Використовуючи відомі підходи до розрахунку температури при шліфуванні, запропоновані проф. Якимовим О. В. у роботах [146; 148], визначимо температуру при шліфуванні з урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі. Іншими словами, одержимо вирішення з урахуванням перерізання адіабатичних стержнів, якими умовно представлений оброблюваний матеріал (рис. 1.2а). Будемо вважати, що в процесі шліфування частина стержня, рівна величині припуску, що знімається, (або в першому наближенні – рівна глибині шліфування t) перерізується шліфувальним кругом (рис. 1.2б).

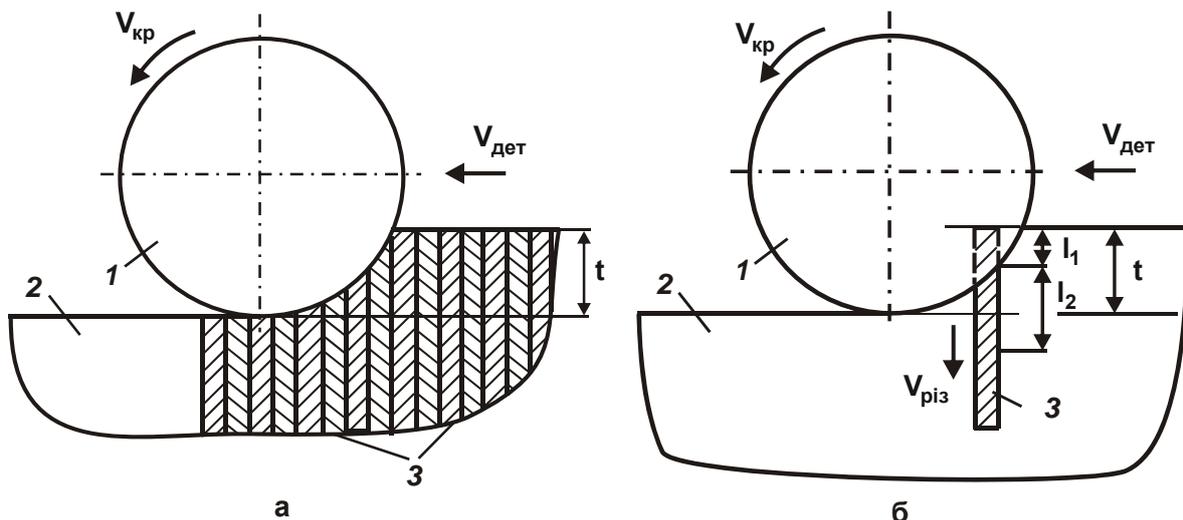


Рис. 1.2. Розрахункова схема параметрів процесу шліфування
Умовні позначення: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичні стержні.

Припустимо, що за час дії теплового джерела τ відбулося перерізання стержня довжиною l_1 , тобто теплове джерело перемістилося

вздовж стержня на величину $l_1 = V_{\text{різ}} \cdot \tau$, і за цей час у результаті різання виділена кількість тепла Q (де $V_{\text{різ}}$ – швидкість перерізання стержня, м/с). Це тепло, по-перше, пішло на нагрівання стержня довжиною l_1 (витрачена кількість тепла Q_1), по-друге, на нагрівання стержня довжиною l_2 за рахунок теплопровідності оброблюваного матеріалу (витрачена кількість тепла Q_2), рис. 1.2б:

$$Q = Q_1 + Q_2. \quad (1.8)$$

Визначимо кількість тепла Q_1 , для цього розіб'ємо стержень довжиною l_1 на безліч елементарних частин довжиною Δl (рис. 1.3а). Припустимо, що кожна з них нагрілася до різної температури: перша – до температури θ_1 , друга – до температури θ_2 й т. д. Тоді кількість тепла, витрачена на нагрівання першої частини стержня довжиною l_1 , дорівнює

$$Q_{11} = c \cdot m_1 \cdot \theta_1, \quad (1.9)$$

де $m_1 = \rho \cdot V_1 = \rho \cdot S \cdot \Delta l$ – маса першої частини стержня довжиною Δl , кг;
 V_1 – об'єм першої частини стержня довжиною Δl , м³;
 S – площа поперечного перерізу стержня, м².

Після перетворення залежність (1.9) прийме вигляд:

$$Q_{11} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_1. \quad (1.10)$$

Аналогічним образом визначаються значення кількості тепла Q_{12} й Q_{1n} , затрачувані на нагрівання другої й n -ої частин стержня:

$$Q_{12} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_2; \quad (1.11)$$

$$Q_{1n} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_n. \quad (1.12)$$

Сумарна кількість тепла, затрачуваного на нагрівання всього стержня довжиною l_1 , визначиться

$$Q_1 = Q_{11} + Q_{12} + \dots + Q_{1n} = \sum_i^n Q_{1i}. \quad (1.13)$$

Із урахуванням (1.10), (1.11) і (1.12), залежність (1.13) виразиться

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \sum_i^n \theta_i \cdot \Delta l, \quad (1.14)$$

де θ_i – температура нагрівання i -ої частини стержня довжиною l_1 .

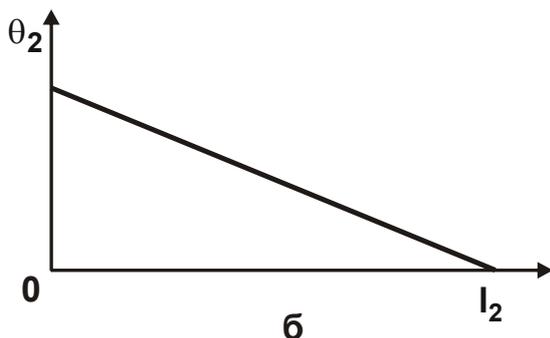
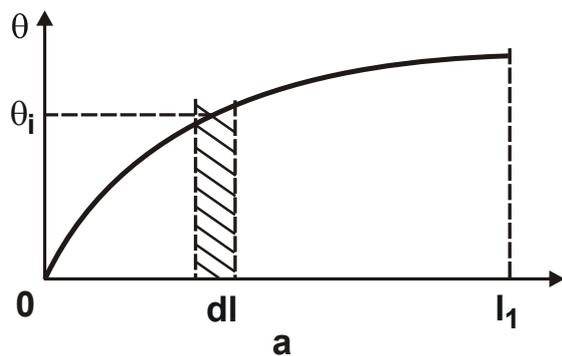


Рис. 1.3. Характер зміни температури по довжині першої l_1 (а) і другої l_2 (б) частин стержня

У залежності (1.14) суму доданків представимо інтегралом

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{l_1} \theta \cdot dl, \quad (1.15)$$

де θ – температура нагрівання стержня довжиною l_1 ;

$d\tau$ – час перерізання стержня довжиною $dl = \Delta l = V_{\text{рез}} \cdot d\tau$.

Тоді залежність (1.15) прийме вигляд

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau. \quad (1.16)$$

Визначимо кількість тепла Q_2 , що витрачається на нагрівання стержня довжиною l_2 (рис. 1.3б). Для цього скористаємося відомою з курсу фізики залежністю для визначення кількості тепла, що пройшло через стержень довжиною l_2 в результаті його теплопровідності:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_{2\text{поч}} - \theta_{2\text{кін}}}{l_2} \cdot \tau_2, \quad (1.17)$$

де $\theta_{2\text{поч}}$ – температура на торці частини стержня довжиною l_2 , яка залишилася після перерізаня;

$\theta_{2\text{кін}} = 0$ – температура на кінці стержня довжиною l_2 (умовно дорівнює нулю);

τ_2 – час нагрівання стержня довжиною l_2 .

Характер зміни температури по довжині стержня l_2 в результаті його теплопровідності зображений на рис. 1.3б. При цьому кількість тепла

$$Q_2 = c \cdot m \cdot \theta_2 \cdot 0,5, \quad (1.18)$$

затрачуваного на нагрівання стержня довжиною l_2 , дорівнює кількості тепла, яке протекло через стержень довжиною l_2 в результаті його теплопровідності і визначається залежністю (1.17).

У залежності (1.18) прийняті позначення: m – маса стержня довжиною l_2 , кг; V_2 – об'єм стержня довжиною l_2 , м^3 ; S – площа поперечного перерізу стержня, м^2 ; $\theta_2 = \theta_{2\text{поч}}$ – температура на торці частини стержня довжиною l_2 , яка залишилася після його перерізаня. Уведений у залежність (1.18) коефіцієнт 0,5 визначає середню температуру нагрівання стержня довжиною l_2 . Після перетворень залежність (1.18) прийме вид:

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta_2. \quad (1.19)$$

Виразимо довжину стержня l_2 з урахуванням залежності (1.17) та $Q_2 = N \cdot \tau_2$; $\theta_{2\text{поч}} - \theta_{2\text{кін}} = \theta_2$, де N – потужність теплового джерела, Вт.

Із залежності (1.17) маємо

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot S \cdot \theta_2}{N}. \quad (1.20)$$

Підставимо залежність (1.20) у залежність (1.19):

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (1.21)$$

Підставляючи отримані залежності (1.16) і (1.21) у залежність (1.8), визначимо загальну кількість тепла, що йде на нагрівання двох частин стержня довжиною $(l_1 + l_2)$:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{різ}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (1.22)$$

Загальну кількість тепла Q представимо

$$Q = N \cdot \tau, \quad (1.23)$$

де τ – час перерізання стержня довжиною l_1 , с.

Підставляючи (1.23) у залежність (1.22), маємо:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{різ}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (1.24)$$

Для спрощення вирішення рівняння (1.24) продиференціюємо його праву й ліву частини за часом τ :

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{різ}} \cdot \theta(\tau) + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N, \quad (1.25)$$

де θ_2' – перша похідна функції θ_2 за часом τ ;

$\theta(\tau)$ – температура на останній елементарній частині стержня довжиною l_1 , тобто на довжині стержня l_1 .

З урахуванням $\theta(\tau) = \theta_2$ рівняння (1.25) прийме вигляд

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{різ}} \cdot \theta_2 + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N \quad (1.26)$$

або

$$\theta_2' \cdot \theta_2 + A \cdot \theta_2 = B, \quad (1.27)$$

де $A = \frac{V_{\text{різ}} \cdot N}{\lambda \cdot S}$;
 $B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}$.

Розглядаючи $\theta_2 = \theta$, диференціальне рівняння (1.27) запишеться $\theta' \cdot \theta + A \cdot \theta = B$ або

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B. \quad (1.28)$$

Методика рішення диференціального рівняння (1.28) наведена в роботі [10]. Розділимо всі доданки на величину θ , тоді

$$\frac{\theta \cdot d\theta}{(B - A \cdot \theta)} = d\tau. \quad (1.29)$$

Інтегруючи обидві частини рівняння, маємо

$$-\frac{1}{A} \left[\theta + \frac{B}{A} \cdot \ln(B - A \cdot \theta) \right] = \tau + C, \quad (1.30)$$

де C – постійна інтегрування, визначається з початкової умови $\theta(\tau = 0) = 0$.

Підпорядковуючи рівняння (1.30) початковій умові, маємо

$$C = -\frac{B}{A^2} \cdot \ln B. \quad (1.31)$$

Тоді

$$\theta = \frac{B}{A} \cdot \left[1 - e^{-\frac{A^2}{B} \left(\tau + \frac{\theta}{A} \right)} \right]. \quad (1.32)$$

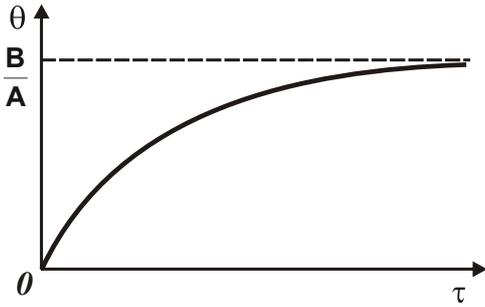


Рис. 1.4. Залежність температури θ від часу τ

Характер зміни температури θ від часу τ підкоряється складній закономірності, тому що температура θ входить у ліву й праву частини залежності (1.38). Разом з тим, як показали розрахунки, має місце цілком однозначний характер зміни температури θ від часу τ (рис. 1.4). У цьому випадку температура θ є обмеженою величиною, тоді як у відомому рішенні, що не враховує перерізання стержнів, якими умовно поданий оброблюваний матеріал, температура θ необмежено зростає зі збільшенням τ відповідно до залежності (1.7).

З урахуванням щільності теплового потоку $q = N/S = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ [146] залежність (1.32) прийме вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}} \right], \quad (1.33)$$

де σ – умовна напруга різання, Н/м².

З урахуванням відношення $l_1 = V_{\text{різ}} \cdot \tau$, залежність (1.33) прийме вид

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}} \cdot l_1}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}} \right]. \quad (1.34)$$

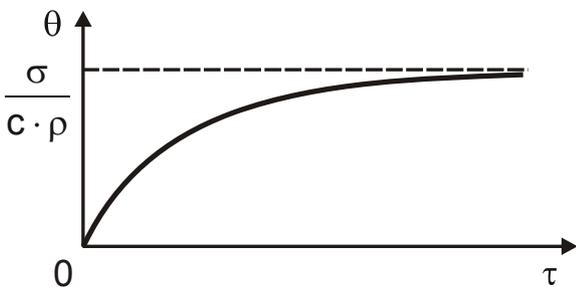


Рис. 1.5. Залежність температури θ від часу τ

Наявність у залежностях (1.33) і (1.34) множника $e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}}$ підсилює інтенсивність зростання температури θ зі збільшенням часу τ (відповідно довжини перерізаної частини стержня l_1) (рис. 1.5). Температура θ зі збільшенням часу τ збільшується,

асимптотично наближаючись до значення $\sigma/c \cdot \rho$. Враховуючи складний взаємозв'язок температури θ із часом τ , розглянемо новий параметр – відносну величину температури $z = \theta / \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$.

Виразимо в залежності (1.34) температуру θ через z :

$$l_1 = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \bar{l}_1, \quad (1.35)$$

де $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$.

У табл. 1.1 і на рис. 1.6 наведені розраховані по залежності (1.35) значення \bar{l}_1 .

Таблиця 1.1

Розрахункові значення \bar{l}_1

z	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_1	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0

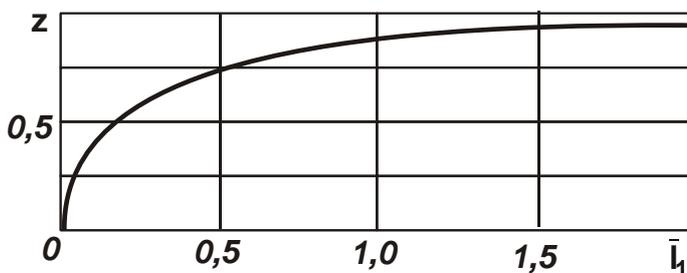


Рис. 1.6. Залежність z від \bar{l}_1

Як видно, чим більше безрозмірна величина \bar{l}_1 , тим більше відносна величина температури z , що асимптотично наближається до одиниці. По такому ж закону буде змінюватися z від часу τ :

$$\tau = \frac{l_1}{V_{\text{різ}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \bar{l}_1. \quad (1.36)$$

Таким чином, запропонована методика розрахунку температури при шліфуванні θ по відомій величині z .

1.3. Визначення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі

Глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі дорівнює довжині стержня l_2 й визначається залежністю (1.20). Із

урахуванням $\theta_2 = \theta$, $z = \theta / \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$ та залежності $N = \sigma \cdot S \cdot V_{\text{різ}}$ маємо

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \bar{l}_2, \quad (1.37)$$

де $\bar{l}_2 = z$.

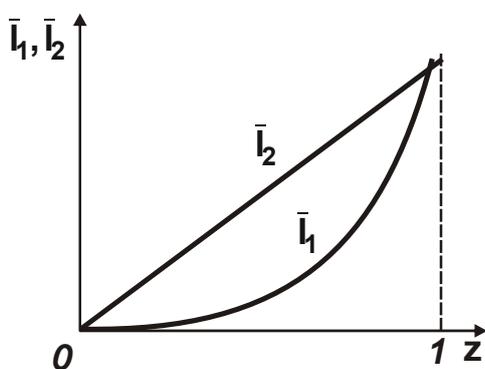


Рис. 1.7 Залежність \bar{l}_1 (1) і \bar{l}_2 (2) від z

На рис. 1.7 зображений характер зміни безрозмірних величин \bar{l}_1 і \bar{l}_2 залежно від відносної величини температури z , що змінюється в межах 0 – 1.

На рис. 1.8а представлений перетворений графік (див. рис. 1.7) величини z від безрозмірної величини \bar{l}_1 . Зі збільшенням \bar{l}_1 величина z збільшується, наближаючись до одиниці. На цьому ж рисунку показаний характер зміни величини z на двох

частинах адіабатичного стержня з довжинами l_1 й l_2 . На частині стержня довжиною l_1 величина z змінюється нелінійно (за експонентним законом), а на частині стержня довжиною l_2 – лінійно. Безрозмірна величина \bar{l}_2 дорівнює ординаті графіка z , тобто показаний на рис. 1.8а кут α дорівнює 45° . Характер зміни величини z на двох частинах адіабатичного стержня для різних значень \bar{l}_1 , тобто різних значень τ , показаний на рис. 1.8б. Зі збільшенням \bar{l}_1 збільшується безрозмірна величина \bar{l}_2 й величина z , а кут α залишається постійним (рівним 45°). При $z \rightarrow 1$ безрозмірна величина \bar{l}_2 фактично стабілізується й не залежить від \bar{l}_1 (часу τ). В табл. 1.2 наведені розрахункові значення \bar{l}_1 , \bar{l}_2 і \bar{l}_2 / \bar{l}_1 залежно від z .

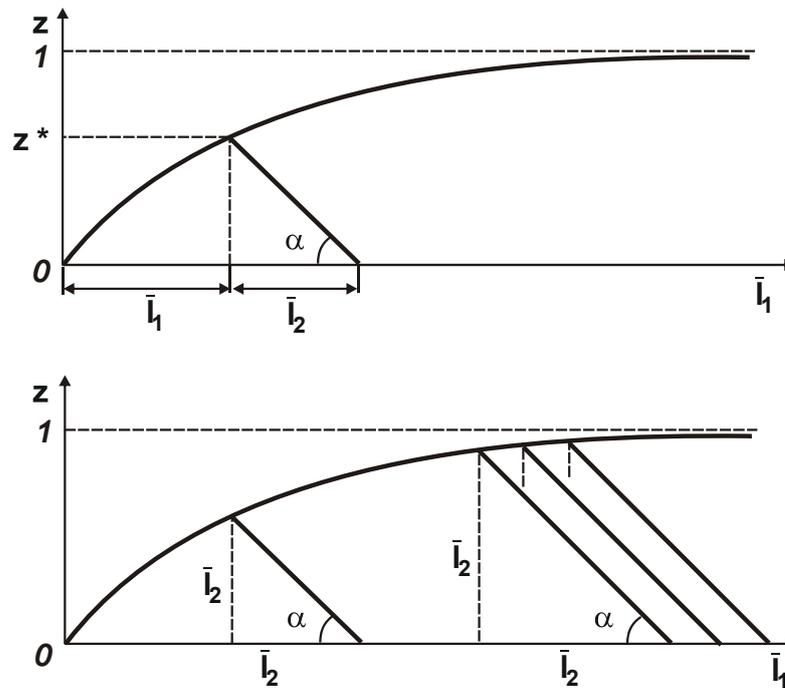


Рис. 1.8. Залежність відносної величини температури z від \bar{l}_1

Таблиця 1.2

Розрахункові значення безрозмірних величин \bar{l}_1 , \bar{l}_2 і \bar{l}_2 / \bar{l}_1

z	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_1	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0
\bar{l}_2	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_2 / \bar{l}_1	22,75	11,13	4,625	2,59	1,717	0,818	0,643	0,495	0,278	0,167

Як видно, при $z < 0,8$ справедлива нерівність $\bar{l}_2 > \bar{l}_1$, а при $z > 0,8$ – нерівність $\bar{l}_2 < \bar{l}_1$. При $z \rightarrow 1$ фактично відбувається стабілізація в часі величини \bar{l}_2 й температури θ .

Для сталого теплового процесу маємо

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \quad (1.38)$$

Тоді час τ , виходячи із залежності (1.36), виразиться

$$\tau = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2}. \quad (1.39)$$

Для несталого теплового процесу температура шліфування θ визначається по залежності

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z. \quad (1.40)$$

Для сталого теплового процесу в залежності (1.40) значення z варто прийняти рівним одиниці.

Маючи у своєму розпорядженні аналітичні залежності (1.35), (1.37) і (1.40) для встановлення параметрів l_1 , l_2 і θ , виконаємо перетворення залежності (1.34). Спочатку перетворимо вхідний у залежність множник $e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}}$. Із залежності (1.40) випливає $-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta = z$. Як показано вище, відносна величина температури z дорівнює безрозмірному параметру \bar{l}_2 , тобто $\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta = \bar{l}_2$. Тоді залежність (1.34) з урахуванням (1.35) прийме вигляд

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)} \right] \quad \text{або} \quad \theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}}{\lambda} \cdot (l_1 + l_2)} \right].$$

У цьому випадку другий множник, що входить у квадратні дужки, визначає відносну величину температури z :

$$z = 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}}{\lambda} \cdot (l_1 + l_2)} = 1 - e^{-(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)}.$$

Таким чином, отримані аналітичні залежності, які дозволяють цілком однозначно в явному вигляді виразити температуру при шліфуванні θ й відповідно відносну величину температури z через параметри теплового процесу, у цьому випадку, через сумарну довжину частини стержня ($l_1 + l_2$), який піддається тепловому впливу.

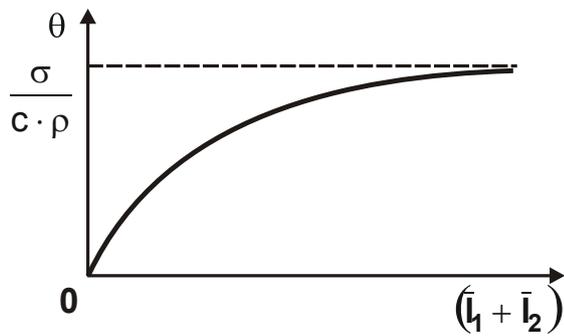


Рис. 1.9. Залежність температури при шліфуванні θ від суми безрозмірних параметрів $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$

Як видно, характер зміни температури при шліфуванні θ залежить від суми $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$. Зі збільшенням даної суми температура θ збільшується за експонентним законом (рис. 1.9). З фізичної точки зору температура при шліфуванні θ визначається довжиною нагрітої частини адіабатичного стержня $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$. Чим більше

ця довжина, тим більше температура θ . Тому для зменшення θ необхідно прагнути до зменшення суми $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$. У свою чергу, зменшити суму $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$, тобто глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, можна за рахунок зменшення температури θ (рис. 1.10).

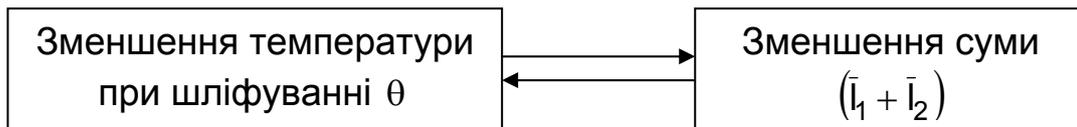


Рис. 1.10. Структурна схема, що ілюструє умови зменшення параметрів θ і $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$

Отримана залежність дозволяє досить просто по одному заданому параметру визначити другий невідомий параметр. Для цього по залежності (1.35) для заданих значень l_1 , λ , c , ρ , $V_{\text{різ}}$ визначається значення \bar{l}_1 , потім по залежності $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ визначається значення z . Як показано вище, $z = \bar{l}_2$, тому не складно визначити суму $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$. Знаючи суму $(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)$, по наведених залежностях визначається температура при шліфуванні θ . Температуру при шліфуванні θ також можна визначити по залежності (1.40) з урахуванням відомого значення z . Тоді довжина частини адіабатичного стержня, що піддається тепловому впливу, визначиться

$$(\bar{l}_1 + \bar{l}_2) = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot [\ln(1-z) + z] + \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot z = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \ln(1-z). \quad (1.41)$$

Підводячи підсумки, слід зазначити, що в цій роботі запропонована нова методика розрахунку температури шліфування θ й глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі з урахуванням перерізання адіабатичних стержнів, якими умовно представлений оброблюваний матеріал, тобто з урахуванням переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі.

1.4. Оцінка балансу тепла, що утворюється при обробці

Визначимо частку тепла Q_1/Q , затрачуваного на нагрівання частини адіабатичного стержня довжиною l_1 , і частку тепла Q_2/Q , затрачуваного на нагрівання частини розглянутого адіабатичного стержня довжиною l_2 , виходячи з перетвореного рівняння балансу тепла (1.8):

$$\frac{Q_1}{Q} + \frac{Q_2}{Q} = 1. \quad (1.42)$$

Параметри Q_1 , Q_2 та $Q = N \cdot \tau$ після перетворень визначаються:

$$Q_1 = -\frac{\lambda \cdot \sigma \cdot S}{(c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}})} \cdot [z + \ln(1-z) + 0,5z^2]; \quad (1.43)$$

$$Q_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma \cdot S}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot z^2; \quad (1.44)$$

$$Q = \frac{\lambda \cdot \sigma \cdot S}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot [\ln(1-z) + z]. \quad (1.45)$$

Підставимо отримані залежності в (1.42):

$$\left(1 - \frac{z^2}{2 \cdot l_1}\right) + \frac{z^2}{2 \cdot l_1} = 1. \quad (1.46)$$

Порівнюючи рівняння (1.42) і (1.46), маємо

$$\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1} ; \quad (1.47)$$

$$\frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1} . \quad (1.48)$$

Відносні величини Q_1/Q і Q_2/Q є протилежними й визначаються величиною z (табл. 1.3). Зі збільшенням z частка тепла Q_1/Q , що йде в стружку, збільшується, а частка тепла Q_2/Q , що йде в оброблювану деталь, навпаки, зменшується.

Таблиця 1.3

Розрахункові значення Q_1/Q , Q_2/Q і Q_1/Q_2

z	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,6	0,7	0,9	0,99
Q_1/Q	0	0,07	0,14	0,21	0,38	0,44	0,53	0,72	0,79
Q_2/Q	1	0,93	0,86	0,79	0,62	0,56	0,47	0,28	0,21
Q_1/Q_2	0	0,075	0,163	0,266	0,613	0,786	1,128	2,571	3,762

Отримані теоретичні рішення узгоджуються з відомими експериментальними даними. В роботі [8] показано, що найбільша кількість тепла переходить у стружку (при різанні сталі 60 – 80 % від загальної кількості тепла).

Розподіл тепла між стружкою, деталлю й інструментом залежить від швидкості різання (умови обробки: $t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об., рис. 1.11 [8]). Кількість тепла, що йде в стружку, зростає, а в деталь та інструмент – зменшується. Це обумовлено збільшенням температури різання зі збільшенням швидкості різання (рис. 1.12 [8]) (умови обробки ті ж, що і на рис. 1.11). Такий же результат отриманий теоретично (табл. 1.3). Тому для даних умов обробки величина z наближається до граничного значення $z \rightarrow 1$, при якому тепловий процес при різанні стабілізується (див. рис. 1.6). Цим доведена можливість реалізації на практиці значень z , близьких до граничного: $z \approx 1$.

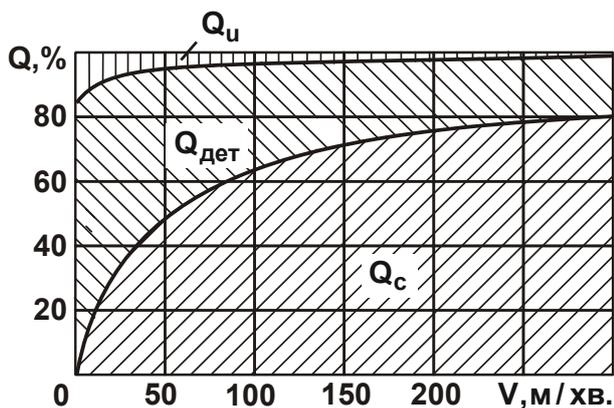


Рис. 1.11. Розподіл тепла Q між стружкою, інструментом і деталлю при точінні сталі 40X різцем із твердого сплаву Т30К6

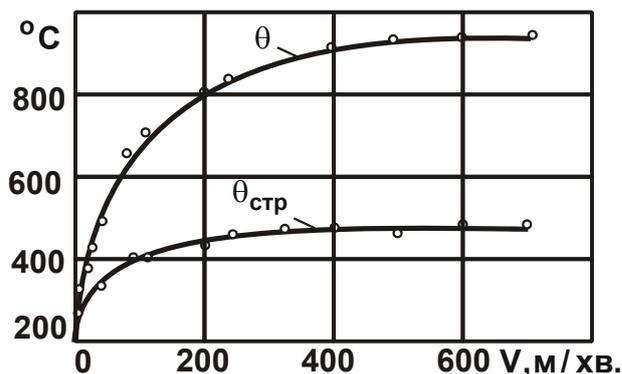


Рис. 1.12. Вплив швидкості різання V на температуру різання θ і температуру стружки $\theta_{\text{стр}}$

Таблиця 1.4

Загальна кількість виділюваного тепла, температура стружки й розподіл тепла між стружкою, деталлю та інструментом при точінні

Матеріал оброблюваної деталі	Загальна кількість тепла у ккал/хв.	Середня температура стружки в °C	Кількість тепла у %		
			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

Додатковим підтвердженням вірогідності отриманого теоретичного рішення є також наведені в табл. 1.4 [8] експериментальні дані середньої температури стружки й розподілу тепла між стружкою, деталлю й інструментом при точінні для $t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об.; $V = 100$ м/хв. Як видно, зі збільшенням середньої температури стружки (для різних оброблюваних матеріалів) змінюється кількість тепла (у %), що йде в стружку, у деталь і в різець. Чим більше середня температура стружки, тим більше кількість тепла йде в стружку й менше в деталь. У різець іде досить незначна частина тепла (кілька відсотків) і вона практично не впливає на розподіл тепла між стружкою й деталлю.

1.5. Зв'язок кількості тепла, що йде в стружки та оброблювану деталь, з температурою шліфування

Із рівняння (1.42) з урахуванням (1.48) випливає, що зменшення першого доданку й збільшення другого доданку веде до зменшення величини z .

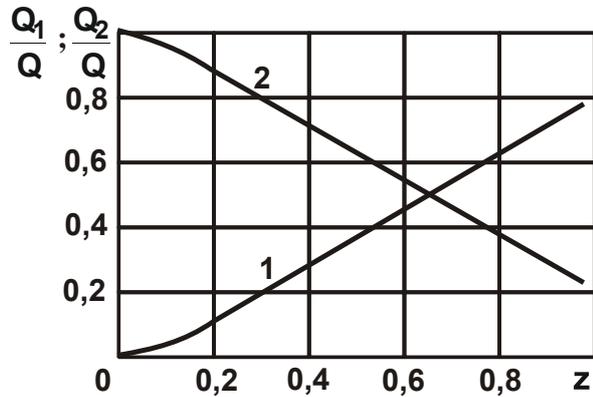


Рис. 1.13. Залежності параметрів Q_1/Q (1) і Q_2/Q (2) від z

рахунок зменшення товщини шару l_1 і швидкості перерізання адіабатичного стержня $V_{\text{різ}}$. Оскільки при плоскому шліфуванні величина l_1 дорівнює глибині шліфування t , то зменшення l_1 припускає зменшення t . Параметр $V_{\text{різ}}$ визначає продуктивність обробки. Чим менше $V_{\text{різ}}$, тим менша продуктивність обробки. Тому домогтися зменшення першого доданка рівняння (1.42) можна шляхом зменшення продуктивності обробки, а це веде до зменшення величини z й до збільшення частки тепла Q_2/Q , що йде в оброблювану деталь, за рахунок її теплопровідності.

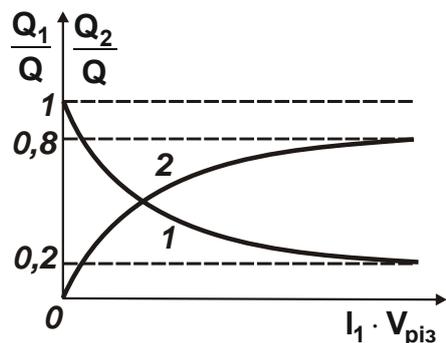


Рис. 1.14. Можливі залежності параметрів Q_1/Q (1) і Q_2/Q (2) від добутку $l_1 \cdot V_{\text{різ}}$

Таким чином, щоб зменшити величину z , необхідно зменшити частку тепла Q_1/Q , що йде в стружки, і збільшити частку тепла Q_2/Q , що йде в оброблювану деталь (рис. 1.13). Із залежності (1.35), представлені у вигляді $[\ln(1-z) + z] = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{\text{різ}}$, випливає, що домогтися зменшення величини z й відповідно першого доданку рівняння (1.42) можна за рахунок зменшення товщини шару l_1 і швидкості перерізання адіабатичного стержня $V_{\text{різ}}$.

Оскільки при плоскому шліфуванні величина l_1 дорівнює глибині шліфування t , то зменшення l_1 припускає зменшення t . Параметр $V_{\text{різ}}$ визначає продуктивність обробки. Чим менше $V_{\text{різ}}$, тим менша продуктивність обробки. Тому домогтися зменшення першого доданка рівняння (1.42) можна шляхом зменшення продуктивності обробки, а це веде до зменшення величини z й до збільшення частки тепла Q_2/Q , що йде в оброблювану деталь, за рахунок її теплопровідності.

Як видно з рис. 1.14, чим більше добуток $l_1 \cdot V_{\text{різ}}$ (тобто чим більша продуктивність обробки), тим більше Q_1/Q й менше Q_2/Q . Тому при високопродуктивному глибинному шліфуванні фактично все тепло йде в стружки, а величина z й відповідно температура θ приймають найбільші значення.

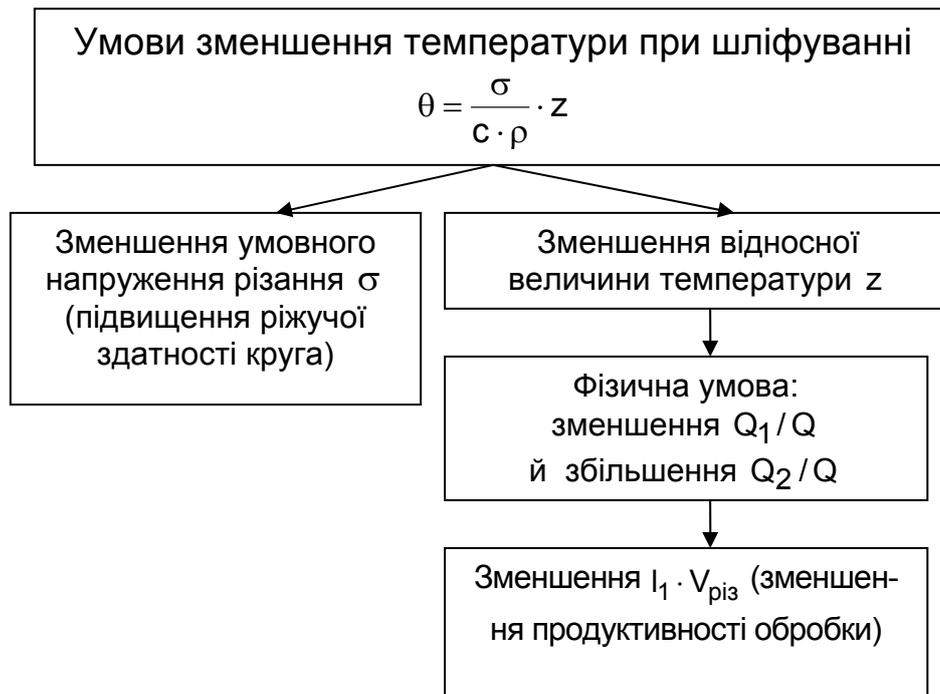


Рис. 1.15. Умови зменшення температури θ при шліфуванні

Виходячи із залежності (1.40), температура при шліфуванні θ визначається двома параметрами: σ і z . Тому зменшення θ припускає підвищення ріжучої здатності шліфувального круга й зменшення умовної напруги різання σ , а також зменшення величини z й частки тепла Q_1/Q , що йде в стружки. Це досягається зменшенням добутку $l_1 \cdot V_{\text{риз}}$ за рахунок зменшення головним чином продуктивності обробки (рис. 1.15).

Визначимо миттєву швидкість V_θ поширення тепла вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі як суму швидкості руху теплового джерела $V_{\text{риз}}$ й швидкості зміни в часі довжини стержня l_2 :

$$V_\theta = V_{\text{риз}} + \frac{dl_2}{d\tau}. \quad (1.49)$$

Продиференціюємо за часом довжину стержня l_2 , яка визначається залежністю (1.37):

$$\frac{dl_2}{d\tau} = \frac{\lambda \cdot z'}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{риз}}} = V_{\text{риз}} \cdot \left(\frac{1}{z} - 1 \right). \quad (1.50)$$

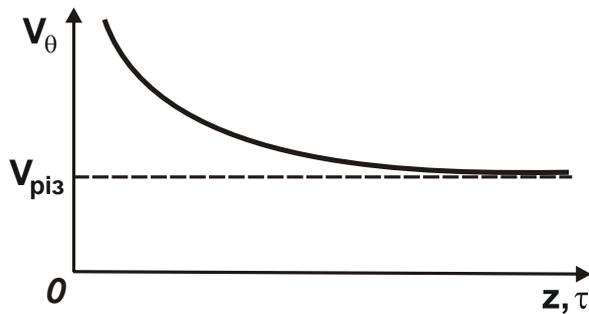


Рис. 1.16. Залежність V_θ від величин z і τ

Тоді

$$V_\theta = V_{\text{різ}} + \frac{dl_2}{d\tau} = \frac{V_{\text{різ}}}{z}. \quad (1.51)$$

Як видно, швидкість V_θ однозначно визначається величиною z , тобто в міру переміщення теплового джерела вглиб розглянутого адіабатичного стержня швидкість V_θ зменшується, асимптотично наближаючись до значення $V_{\text{різ}}$ (рис. 1.16).

абатичного стержня швидкість V_θ зменшується, асимптотично наближаючись до значення $V_{\text{різ}}$ (рис. 1.16).

1.6. Порівняння отриманих теоретичних рішень з відомими рішеннями

Традиційно температуру шліфування визначають без урахування тепла, що йде в стружки ($Q_1 = 0$), тобто без урахування перерізання адіабатичних стержнів (див. рис. 1.2). У цьому випадку, виходячи із рівняння (1.24) при умові $\theta = \theta_2$ та залежності (1.20), маємо

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2\tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho}}; \quad (1.52)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2\lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}; \quad (1.53)$$

$$V_\theta = \frac{dl_2}{d\tau} = \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \tau}}. \quad (1.54)$$

З урахуванням залежностей $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ і $z = \theta / \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$ залежність (1.52) зобразимо у вигляді:

$$\tau = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \frac{z^2}{2} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \bar{\tau}, \quad (1.55)$$

де $\bar{\tau} = z^2 / 2$ – відносна величина.

У результаті одержана залежність, аналогічна залежності (1.36), що враховує перерізання адіабатичного стержня. Відповідно до залежності

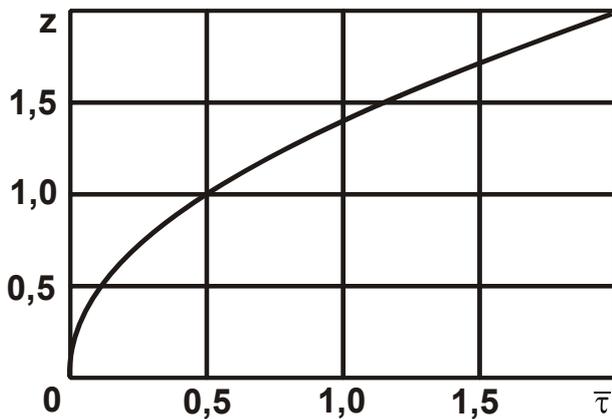


Рис. 1.17. Залежність z від $\bar{\tau}$

відмінність двох рішень. На рис. 1.18 координата $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ замінена координатою $\bar{\tau} = -\ln(1-z) - z$ відповідно до залежності (1.36).

Виходячи з рис. 1.18, значення z , розраховане по залежності

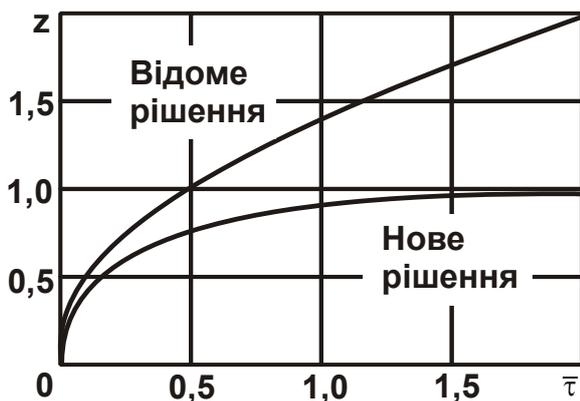


Рис. 1.18. Залежності z від $\bar{\tau}$, установлені на основі нового й відомого рішень

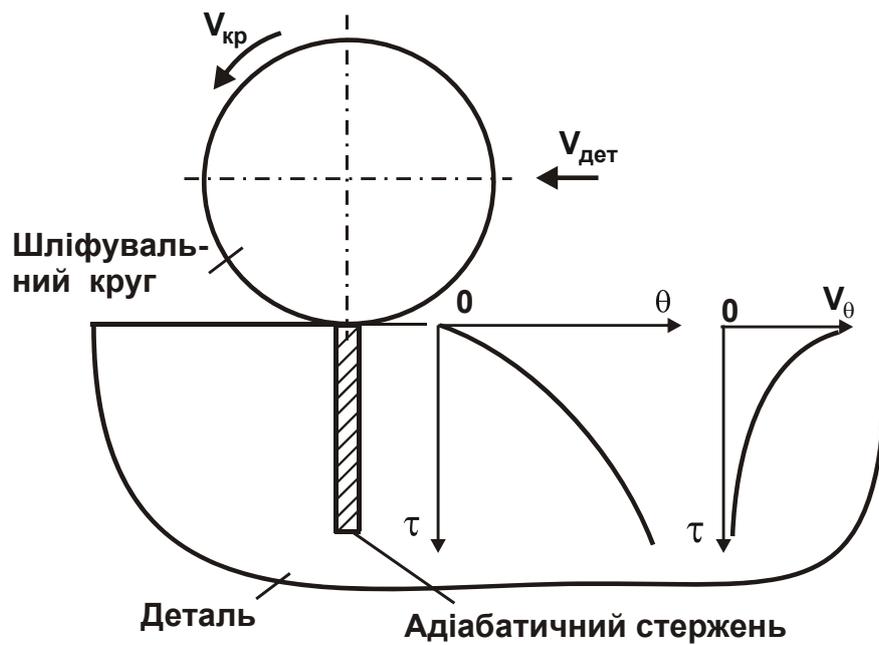
ґрунтовано підійти до визначення температури й інших параметрів теплового процесу при шліфуванні.

(1.36), зі збільшенням безрозмірної величини \bar{l}_1 і часу дії теплового джерела τ величина z не перевищує одиницю.

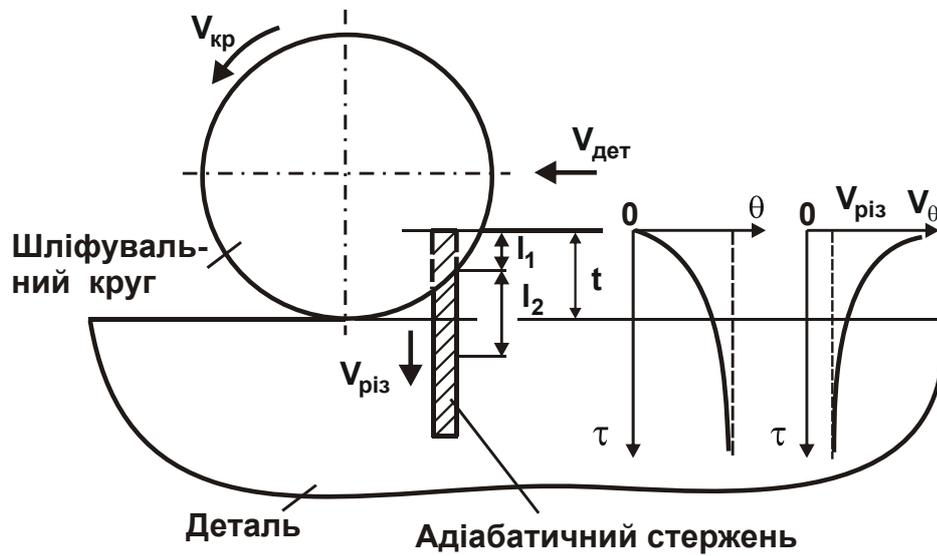
Із залежності (1.55) витікає, що зі збільшенням τ величина z безупинно збільшується (рис. 1.17). Це відповідає несталому в часі теплового процесу. Поєднуючи графіки, наведені на рис. 1.17 і рис. 1.6, приходимо до рис. 1.18, з якого видно

(1.40) для випадку перерізання адіабатичного стержня, менше значення z , одержаного по залежності (1.55), яка не враховує перерізання адіабатичного стержня.

На рис. 1.19 схематично зображена відмінність двох рішень. У спрощеному рішенні (див. рис. 1.19а) параметр $l_1 = 0$, тоді як в уточненому рішенні він відмінний від нуля й змінюється від нуля до глибини шліфування t . Це відповідає реальним умовам шліфування й дозволяє об-



а



б

Рис. 1.19. Розрахункові схеми параметрів теплового процесу при шліфуванні без урахування (а) і з урахуванням (б) перерізання адіабатичного стержня

1.7. Зв'язок умовної напруги різання з температурою при шліфуванні

Виходячи із залежності (1.40), температура при шліфуванні θ визначається головним чином умовною напругою різання σ . Тому, чим вище ріжуча здатність круга, тим менше температура. Умовна напруга різання σ визначається залежністю [12]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (1.56)$$

де $\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м²;

$K_{\text{різ}} = P_z / P_y$ – коефіцієнт різання;

P_z, P_y – тангенціальні й радіальна складові сили різання, Н.

Підставимо залежність (1.56) в (1.40):

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{c \cdot \rho \cdot K_{\text{різ}}}. \quad (1.57)$$

Температура θ визначається коефіцієнтом різання $K_{\text{різ}}$. Домогтися зменшення температури θ можна за рахунок збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$, який при шліфуванні приймає значення $K_{\text{різ}} < 1$, а при лезовій обробці – $K_{\text{різ}} \geq 1$. Тому зменшити температуру θ можна за рахунок переходу від шліфування до лезової обробки. Ефективно зменшувати σ (відповідно збільшувати $K_{\text{різ}}$) шляхом зменшення тертя інструменту з

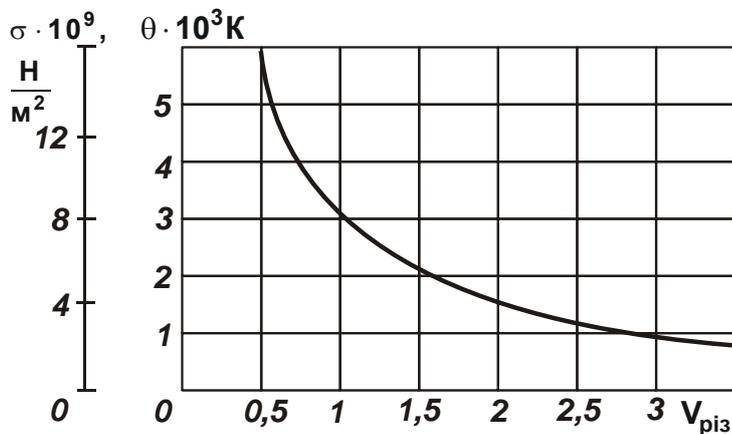


Рис. 1.20. Залежності σ і θ від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$

оброблюваним матеріалом.

На рис. 1.20 наведені розраховані по залежностям (1.40) і (1.56) значення температури θ й σ стосовно до шліфування твердого сплаву ВК8: $\sigma_{\text{ст}} = 4 \cdot 10^9 \text{ Н/м}^2$. У широкому діапазоні зміни $K_{\text{різ}} = 0 \dots 1,5$ температура θ приймає значення (більше $1500 \text{ }^\circ\text{C}$), що перевищують

температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Отже, при шліфуванні неможливо реалізувати сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$).

Його можна реалізувати при обробці менш міцних і менш твердих матеріалів, чим тверді сплави. Для цього необхідно зменшити умовну напругу різання σ (нижче 10^4 Н/мм^2).

У роботі [12] одержані аналітичні залежності для визначення умовної напруги різання при шліфуванні σ , рівної відношенню тангенціальної складової сили різання P_z до площі поперечного перерізу зрізу оброблюваного матеріалу S , тобто

$$\sigma = \frac{P_z}{S} = \frac{N}{Q} = \frac{A}{V}, \quad (1.58)$$

де $S = Q/V_{кр}$ – площа поперечного перерізу зрізу оброблюваного матеріалу, m^2 ;

Q – продуктивність обробки, m^3/c ;

$N = P_z \cdot V_{кр}$ – потужність шліфування, Вт;

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

$V = Q \cdot \tau$ – об'єм знятого матеріалу, m^3 .

Як видно, умовна напруга різання σ відповідає енергоємності обробки A/V . Користуючись наведеними залежностями, проведемо аналіз значень σ і $K_{різ}$, отриманих експериментально для різних процесів шліфування й різання. У табл. 1.5 наведені експериментальні значення параметрів плоского шліфування сталі Р18 за пружною схемою абразивним кругом 24А40М36К5 ($V_{кр} = 29,6$ м/с, $V_{дет} = 6$ м/хв., $P_y = 60$ Н) [12].

Таблица 1.5

Експериментальні значення основних параметрів шліфування

№ з/п	Час обробки τ , хв.	Глибина шліфування t за 5 проходів, мм	Потужність шліфування N , Вт	Сила різання P_z , Н	Коефіцієнт шліфування $K_{ш} = P_z/P_y$	Умовна напруга різання $\sigma \cdot 10^4$, МПа
1	0,1	0,037	840	28,8	0,480	3,24
2	0,5	0,013	854	22,4	0,373	7,20
3	1,0	0,008	630	21,5	0,358	11,2
4	2,0	0,006	522	17,9	0,299	12,4
5	3,0	0,005	480	16,4	0,273	13,7
6	5,0	0,003	450	15,3	0,296	18,8

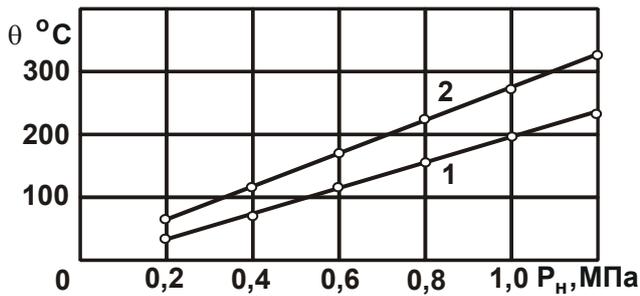


Рис. 1.21. Вплив нормального тиску на середню контактну температуру шліфування

Умови обробки: круг 12A2 – 45° AC6 100/80 4 M1-01; $V_{кр} = 20$ м/с; оброблюваний матеріал: 1 – Т15К6 + сталь 45; 2 – ТН-20 + сталь 45).

Умовна напруга різання σ приймає великі значення – $(3,24 \dots 18,8) \cdot 10^4$ МПа. Температура шліфування θ , розрахована по залежності (1.40) для цих умов обробки, приймає великі значення (значно більше 2 000 °С). Тому реалізувати сталий тепловий процес при шліфуванні в цих умовах складно.

У табл. 1.6 наведені експериментальні значення σ й $K_{ш} = K_{різ}$, які отримані при

шліфуванні твердого сплаву Т15К6 алмазним кругом AC2 125/100 –100 – M5 [120]. Величина σ приймає великі значення, що вказує на неможливість здійснення сталого теплового процесу ($z \rightarrow 1$). Це погодиться із відомими експериментальними даними температури шліфування (рис. 1.21 [77]), згідно з якими стабілізація теплового процесу при шліфуванні не відбувається.

Таблица 1.6

Значення умовної напруги різання σ й коефіцієнта шліфування $K_{ш}$

Концентрація алмазів, %	$\sigma \cdot 10^4$, МПа			$K_{ш}$		
	Швидкість круга, м/с					
	15,7	35		15,7	35	
	Поперечна подача, мм/подв. хід					
	0,03	0,06		0,03	0,06	
50	18	7,1	15,0	0,42	0,37	0,35
100	19	10,0	16,0	0,43	0,46	0,37
150	20	10,5	20,5	0,42	0,51	0,42
200	24	10,5	21,0	0,39	0,46	0,42

У табл. 1.7 наведені експериментальні значення σ й $K_{ш}$, отримані при алмазному шліфуванні (АШ) і алмазно-іскровому шліфуванні (АІШ) твердого сплаву ТН-20 алмазним кругом 12А2 – 45° АС6 100/80 4 М 1-01 за умов $P_H = 1$ МПа; $V_{кр} = 20$ м/с [77]. При алмазно-іскровому шліфуванні значення σ менше, а значення $K_{ш}$ – більше. Це підтверджує ефективність застосування алмазно-іскрового шліфування, де за рахунок підведення в зону обробки електричних розрядів забезпечується висока ріжуча здатність алмазного круга. Однак умовна напруга різання σ й при алмазно-іскровому шліфуванні залишається великою, що дозволяє реалізувати лише несталий тепловий процес.

Таблиця 1.7

Значення параметрів σ і $K_{ш}$ при алмазному шліфуванні і алмазно-іскровому шліфуванні сплаву ТН-20 спільно зі сталлю 45

Час обробки, хв.	$\sigma \cdot 10^4$, МПа		$K_{ш}$	
	Метод шліфування			
	АШ	АІШ	АШ	АІШ
2	13,8	6,2	0,42	0,26
4	14,4	7,4	0,34	0,24
6	14,8	8,4	0,28	0,23
8	15,3	8,3	0,26	0,23
10	15,7	8,5	0,24	0,24
12	16,0	8,4	0,23	0,23
14	16,4	8,5	0,21	0,23

У табл. 1.8 наведені експериментальні значення σ й $K_{ш}$, отримані при мікрорізанні одиничним алмазним зерном твердого сплаву Т15К6 з товщиною зрізу $a_z = 8$ мкм [77]. Як видно, значення умовної напруги різання σ менше, ніж при звичайному алмазному й алмазно-іскровому шліфуванні (табл. 1.7). Це пов'язане з тим, що при шліфуванні має місце інтенсивне тертя оброблюваного матеріалу з металевою зв'язкою алмазного круга, а при мікрорізанні одиничним зерном воно відсутнє. Разом з тим, рівень значень σ , наведених у табл. 1.8, є відносно великим, щоб зменшити температуру шліфування θ (див. рис. 1.20) до значення

1 500 °С. Отже, в умовах мікрорізання одиничним алмазним зерном твердого сплаву складно забезпечити сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$).

Таблиця 1.8

Експериментальні значення параметрів σ і $K_{ш}$ для умов мікрорізання зерном AC50 твердого сплаву T15K6

$V_{кр}$, м/с	$\sigma \cdot 10^4$, МПа	$K_{ш}$
15	2,6	0,59
20	2,4	0,55
25	2,2	0,52
30	2,1	0,50
35	2,0	0,48

Розглянемо характер зміни умовної напруги різання σ й коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ при глибинному шліфуванні. Для цього скористаємося експериментальними даними [106], одержаними при шліфуванні алмазним кругом 1A1 300x25x5 AC6 200/160 4 M2-10 твердого сплаву T5K10 за умови: $V_{кр} = 35$ м/с; $S_{позд} = 22,5$ мм/об.

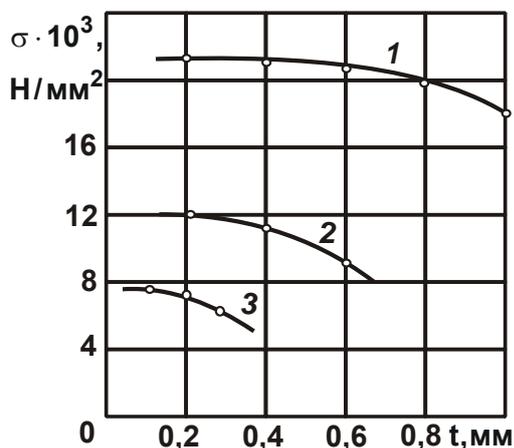


Рис. 1.22. Залежність σ від t
Умовні позначення: 1 – $V_{дет} = 2,5$ м/хв.;
2 – $V_{дет} = 5$ м/хв.; 3 – $V_{дет} = 10$ м/хв.

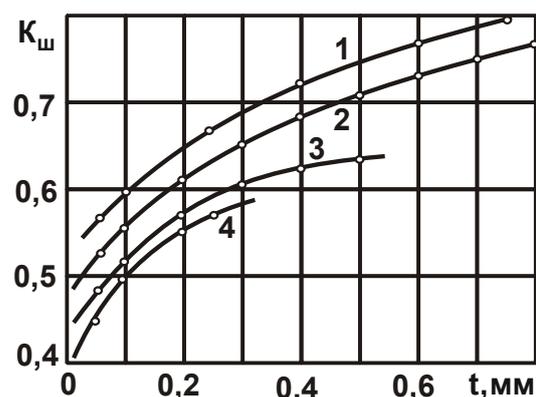


Рис. 1.23. Залежність $K_{ш}$ від t
Умови проведення експериментів:
1 – $V_{дет} = 1$ м/хв.; 2 – $V_{дет} = 2,5$ м/хв.;
3 – $V_{дет} = 5$ м/хв.; 4 – $V_{дет} = 10$ м/хв.

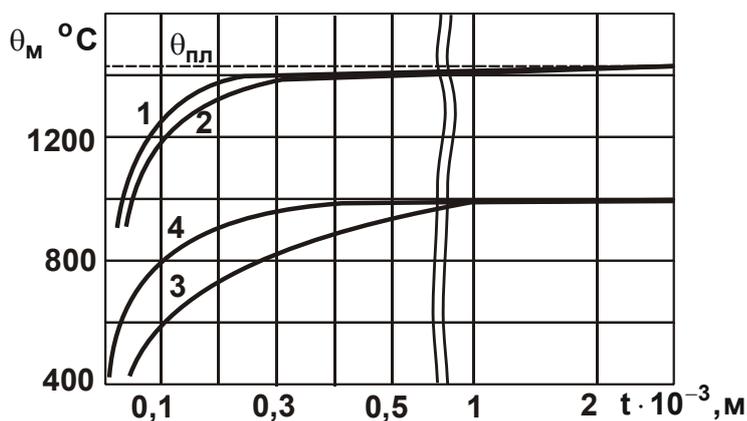


Рис. 1.24. Температурне поле при шліфуванні

Умови обробки: 1 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 0,05$ м/с (без застосування технологічного середовища); 2 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 0,05$ м/с (технологічне середовище з витратою $0,25 \cdot 10^{-3}$ м³/с); 3 – $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 0,01$ м/с (подача технологічного середовища у зону шліфування); 4 – $V_{кр} = 27$ м/с; $V_{дет} = (1 \dots 1,66) \cdot 10^{-3}$ м/с (з подачею технологічного середовища, як для випадку 3).

глибинного шліфування створює передумови реалізації сталого теплового процесу ($z \rightarrow 1$). Однак це справедливо при шліфуванні більш “м'якого” оброблюваного матеріалу порівняно з твердими сплавами. Прикладом тому може бути глибинне шліфування сталі 40X [15]. Як видно з рис. 1.24 [15], зі збільшенням глибини шліфування t температура шліфування θ спочатку збільшується, потім, при досягненні досить великого значення t фактично стабілізується. Аналогічним чином змінюється температура шліфування θ зі збільшенням $V_{дет}$ (при фіксованому значенні глибини шліфування), рис. 1.25 [15].

Таким чином показано, що при глибинному шліфуванні сталей і сплавів (менш твердих і менш міцних, чим тверді сплави) можна реалізувати сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$). Температура шліфування при цьому приймає значення менше температури плавлення оброблюваного матеріалу. Крім того, як показано в роботі [15], при глибинному шліфу-

Установлено (рис. 1.22), що зі збільшенням глибини шліфування t й швидкості деталі $V_{дет}$ при глибинному круглому зовнішньому алмазному шліфуванні твердого сплаву Т15К10 умовна напруга різання σ зменшується більшою мірою зі збільшенням $V_{дет}$. При цьому σ може бути зменшене до значення $5\ 000$ Н/мм² (при $K_{ш} = 0,5$, рис. 1.23), тобто приблизно в три рази. У таку кількість разів зменшиться температура шліфування й прийме значення на рівні $2\ 000$ °С. Це дозволяє зробити висновок, що перехід в область гли-

ванні забезпечується висока якість обробки: відсутні припикання, мікротріщини й інші температурні дефекти; шорсткість обробки менше, ніж при звичайному багатопрхідному шліфуванні.

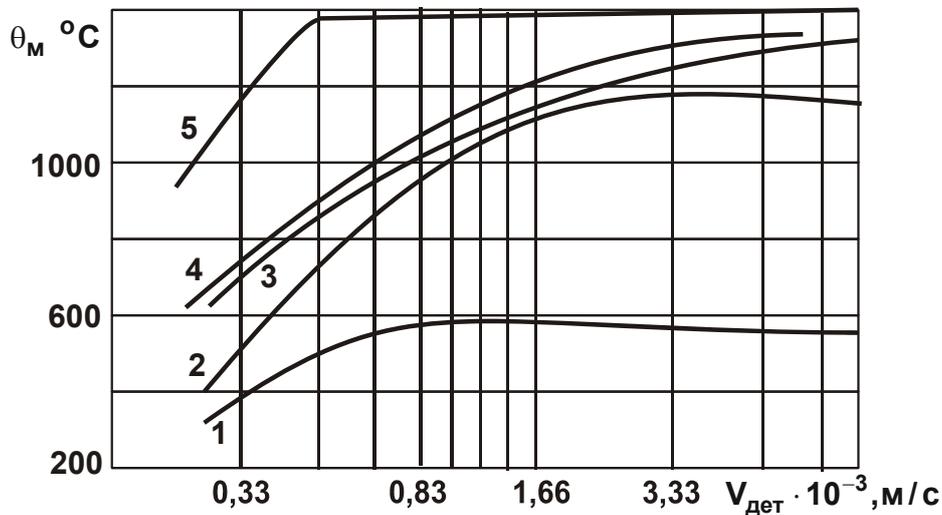


Рис. 1.25. Температурні залежності при шліфуванні сплаву ЖС6К кругом 98А32НМ16К11 без застосування технологічного середовища
Умовні позначення: 1 – $t = 0,04 \cdot 10^{-3}$ м; 2 – $t = 0,08 \cdot 10^{-3}$ м; 3 – $t = 0,16 \cdot 10^{-3}$ м; 4 – $t = 0,24 \cdot 10^{-3}$ м; 5 – $t = 2,0 \cdot 10^{-3}$.

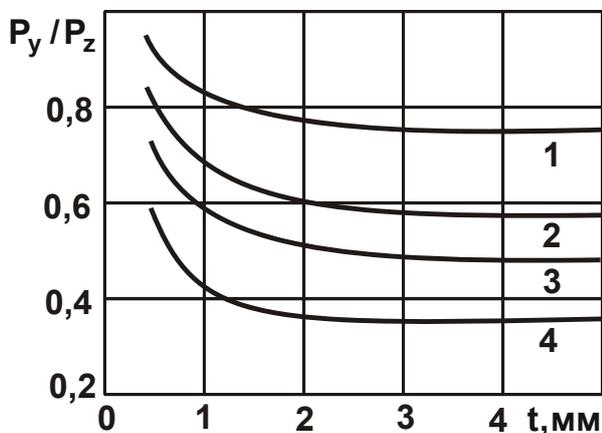


Рис. 1.26. Вплив глибини різання t й подачі S на відношення P_y / P_z при точінні

Умови обробки: 1 – $S = 0,055$ мм/об.;
2 – $S = 0,11$ мм/об.; 3 – $S = 0,22$ мм/об.;
4 – $S = 0,89$ мм/об.; сталь 40; $\gamma = 0^\circ$;
 $\lambda = 0^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $r = 0$; $V = 150$ м/хв.

Оцінимо тепер характер зміни температури при різанні лезовим інструментом. Як показано на рис. 1.12 [8], зі збільшенням швидкості різання V температура різання θ й середня температура стружки $\theta_{ст}$ спочатку збільшуються, а потім практично залишаються постійними. При цьому температура різання θ більше ніж у два рази перевищує середню температуру стружки $\theta_{ст}$. Наведені експериментальні результати узгоджуються з отриманими в роботі теоретичними рішеннями й свідчать про те, що в цьому випадку має місце ста-

лий тепловий процес. Виходячи із залежності (1.40), реалізація сталого теплового процесу може бути обумовлена зменшенням умовної напруги різання σ за рахунок зменшення межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу $\sigma_{ст}$ (тому що обробляється сталь 40X, а не твердий сплав) і збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ} > 1$.

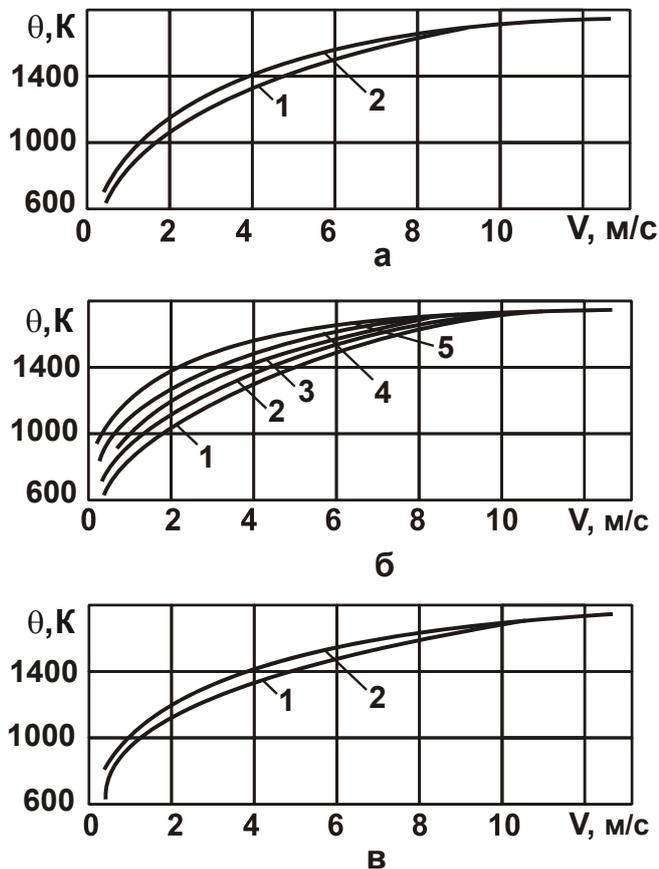


Рис. 1.27. Зміна температури різання сталі 40 залежно від швидкості різання

Умови обробки: 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. ($\sigma_B = 617$ МПа; $\gamma = -4^\circ$; $\alpha = 10^\circ$; $\varphi = 45^\circ$).

ріалів, як тверді сплави. Реалізувати сталий тепловий процес можна при глибинному шліфуванні сталей, а також при точінні, коли коефіцієнт різання, який визначається відношенням тангенціальної та радіальної складових сили різання, більше одиниці.

На рис. 1.26 [8] показано, що для цих умов обробки коефіцієнт різання $K_{різ} = P_z / P_y$ приймає досить велике значення ($K_{різ} \approx 2$), достатнє для реалізації сталого теплового процесу (тут P_z, P_y – відповідно тангенціальна й радіальна складові сили різання, Н). Цим можна пояснити причину стабілізації температури різання при точінні зі збільшенням швидкості різання (рис. 1.27 [72]). Отримані теоретичні результати погодяться з експериментальними даними. Це свідчить про вірогідність розробленої математичної моделі визначення температури при шліфуванні.

Таким чином показано, що сталий тепловий процес не може бути реалізований в умовах звичайного багатопрохідного шліфування у зв'язку зі збільшеними значеннями умовної напруги різання, особливо при шліфуванні таких важкооброблюваних мате-

Розділ 2

Обґрунтування умов зменшення температури при шліфуванні й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі

2.1. Розрахунок параметрів теплового процесу при плоскому шліфуванні

Визначимо кількісні значення параметрів теплового процесу при шліфуванні: температури шліфування, описуваній залежністю (1.40); глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, описуваній залежністю (1.38); миттєвої швидкості поширення тепла вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі, описуваній залежністю (1.51); часток кількості тепла, що йде в стружку і оброблювану деталь, описуваних залежностями (1.47) і (1.48). Для цього розглянемо розрахункову схему плоского шліфування (рис. 2.1), у якій знімається припуск, представлений пакетом адіабатичних нескінченно тонких стержнів. Фіксований стержень 3, що рухається в горизонтальному напрямку зі швидкістю $V_{\text{дет}}$, певний час τ контактує з шліфувальним кругом 1. За цей час відбувається зріз адіабатичного стержня на величину t , рівну глибині шліфування. Характер зміни температури θ стержня в міру його перерізання шліфувальним кругом зображений на рис. 2.1. Із часом τ збільшується довжина зрізаної частини стержня $l_1 = V_{\text{різ}} \cdot \tau$ й відповідно до залежності (1.41) – відносна величина температури z . Збільшення z , відповідно до залежності (1.37), приводить до збільшення довжини частини стержня l_2 , у якій концентрується тепло. На рис. 2.1 схематично зображені положення ліній однакових температур (ізотерм), які визначають температурне поле при плоскому шліфуванні, виходячи з такого подання теплового процесу. Лінія, що відповідає найменшій температурі $\theta_0 = 0^\circ\text{C}$, найбільш віддалена від шліфувального круга. Лінія, що відповідає максимальній температурі (у цьому випадку θ_3), збігається з обробленою поверхнею деталі й виходить із точки А. Після виходу адіабатичного стержня із контакту зі шліфувальним кругом розподіл температури залишається незмінним із часом. Це відповідає розташуванню ізотерм пара-

лельно обробленої поверхні (рис. 2.1). У результаті охолодження обробленої поверхні деталі температура із часом зменшується й ізотерми приймають положення, показане на рисунку пунктирними лініями.

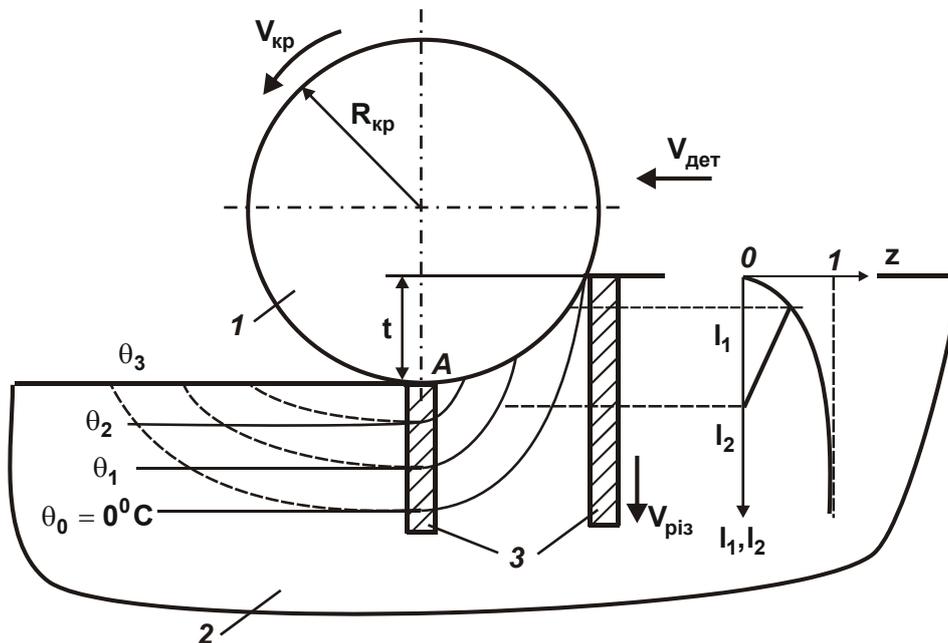


Рис. 2.1. Розрахункова схема температурного поля при плоскому шліфуванні ($\theta_0 < \theta_1 < \theta_2 < \theta_3$)

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – початкове й кінцеве положення адіабатичного стержня.

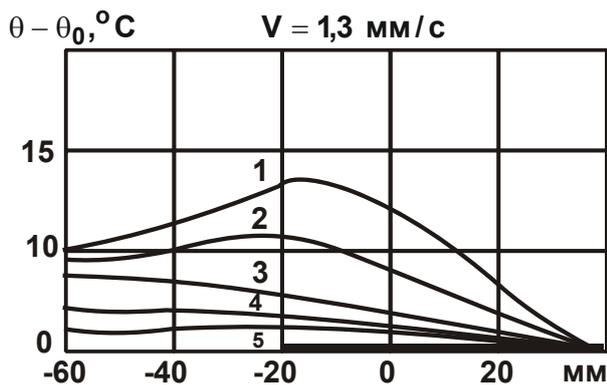


Рис. 2.2. Температурне поле в оброблюваній деталі на різних глибинах

Умовні позначення: 1 – 0 мм; 2 – 10 мм; 3 – 20 мм; 4 – 30 мм; 5 – 40 мм.

Приблизно такий же характер розподілу температури в поверхневому шарі оброблюваної деталі при моделюванні плоского шліфування встановлено проф. Якимовим О. В. (рис. 2.2. [172]). Найбільша температура досягається у місці виходу теплового джерела із контакту з оброблюваною поверхнею. Таким чином, використовуючи отримане в цій роботі теоретичне рішення, можна математично описати температурне поле, що виникає при плоскому шліфуванні.

Одержимо залежності параметрів теплового процесу при плоскому шліфуванні. В залежності (1.38), (1.40), (1.47), (1.48) входить один невідомий параметр – відносна величина температури z , який можна визначити по залежності (1.35) для заданих значень параметрів: l_1 , c , λ , ρ і $V_{\text{різ}}$. На рис. 1.8 показано, що зі збільшенням довжини l_1 величина z збільшується: найбільше значення z при плоскому шліфуванні буде досягтися за умови $l_1 = t$, де t – глибина шліфування, м (рис. 1.8б). Тому визначимо значення z для умови $l_1 = t$. Швидкість переміщення теплового джерела уздовж розглянутого адіабатичного стержня визначається

$$V_{\text{різ}} = \frac{t}{\tau}, \quad (2.1)$$

де $\tau = h/V_{\text{дет}}$ – час контакту круга з адіабатичним стержнем, с;

$V_{\text{дет}}$ – швидкість переміщення деталі, м/с;

$h = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$ – довжина дуги контакту круга з деталлю, м;

$R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м.

Тоді

$$\tau = \frac{t \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}}{Q_{\text{пит}}}; \quad (2.2)$$

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}, \quad (2.3)$$

Залежність (1.35) з урахуванням умови $l_1 = t$ приймає вигляд

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{\text{різ}} = \bar{l}_1; \quad (2.4)$$

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} = \bar{l}_1, \quad (2.5)$$

де $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$.

У підсумку прийшли до залежності, у якій невідомим параметром є безрозмірна величина \bar{l}_1 . Розраховавши її, використовуючи табл. 2.1, можна визначити значення z . Значення $-\ln(1-z)$ й $(1-z)$ у табл. 2.1 узяті в довіднику з математики [10].

Таблиця 2.1

Розрахункові значення z , \bar{l}_1 і \bar{l}_1/z

№ з/п	$-\ln(1-z)$	$(1-z)$	z	\bar{l}_1	\bar{l}_1/z
1	2	3	4	5	6
1	0	1,0	0	0	0
2	0,01	0,99	0,01	0	0
3	0,02	0,9802	0,0198	0,0002	0,0101
4	0,03	0,9704	0,0296	0,0004	0,0135
5	0,04	0,9808	0,0392	0,0008	0,0204
6	0,05	0,9512	0,0488	0,0012	0,0246
7	0,06	0,9418	0,0582	0,0018	0,03093
8	0,07	0,9324	0,0676	0,0024	0,0355
9	0,08	0,9231	0,0769	0,0031	0,04031
10	0,09	0,9139	0,0861	0,0039	0,04530
11	0,1	0,9048	0,0952	0,0048	0,05042
12	0,11	0,8958	0,1042	0,0058	0,05566
13	0,12	0,8869	0,1131	0,0069	0,06101
14	0,13	0,8781	0,1219	0,0081	0,06645
15	0,14	0,8694	0,1306	0,0094	0,07198
16	0,15	0,8607	0,1393	0,0107	0,07681
17	0,16	0,8521	0,1479	0,0121	0,08181
18	0,17	0,8437	0,1563	0,0157	0,08765
19	0,18	0,8353	0,1647	0,0153	0,09289
20	0,19	0,8270	0,1730	0,017	0,09826
21	0,2	0,8187	0,1813	0,0187	0,10314
22	0,22	0,8025	0,1975	0,0225	0,1139
23	0,24	0,7866	0,2134	0,0266	0,1246
24	0,26	0,7711	0,2285	0,0311	0,1361
25	0,28	0,7558	0,2442	0,0358	0,1466
26	0,3	0,7408	0,2592	0,0408	0,1574

Закінчення табл. 2.1

1	2	3	4	5	6
27	0,35	0,7047	0,2953	0,0547	0,1852
28	0,45	0,6376	0,3624	0,0876	0,2097
29	0,55	0,5769	0,4231	0,1269	0,29993
30	0,65	0,522	0,478	0,172	0,3598
31	0,75	0,4724	0,5278	0,2224	0,4214
32	0,85	0,4274	0,5726	0,2774	0,4844
33	0,95	0,3867	0,6133	0,3367	0,549
34	1,05	0,3499	0,6501	0,3999	0,6151
35	1,15	0,3166	0,6834	0,4666	0,6828
36	1,25	0,2865	0,7135	0,5365	0,7519
37	1,35	0,2592	0,7408	0,6092	0,8224
38	1,45	0,2346	0,7654	0,6846	0,8944
39	1,55	0,2122	0,7878	0,7622	0,9675
40	1,65	0,1920	0,8080	0,8420	1,0421
41	1,75	0,1738	0,8262	0,9238	1,1181
42	1,85	0,1572	0,8428	1,0072	1,1951
43	1,95	0,1423	0,8577	1,0923	1,2735
44	2,05	0,1287	0,8713	1,1787	1,3528
45	2,15	0,1165	0,8839	1,2665	1,4328
46	2,25	0,1054	0,8946	1,3554	1,5151
47	2,35	0,09537	0,9046	1,4453	1,5977
48	2,45	0,08629	0,91371	1,53629	1,6814
49	2,55	0,07808	0,92192	1,628	1,7659
50	2,65	0,07065	0,92935	1,72065	1,8514
51	2,75	0,06393	0,93607	1,81393	1,9378
52	3,0	0,04979	0,95021	2,04979	2,1572

2.2. Кількісна оцінка параметрів теплового процесу при шліфуванні

Для розрахунку безрозмірної величини \bar{t}_1 використаємо експериментальні дані, отримані при плоскому алмазному багатопрохідному ($t_1 = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м) і глибинному ($t_2 = 10^{-3}$ м) шліфуванні пластин із твердого сплаву ВК8 – $2 \cdot R_{кр} = 0,3$ м; $Q_{пит} = 600$ мм²/хв. = 10^{-5} м²/с, $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³. Результати розрахунків па-

раметрів τ , $V_{\text{різ}}$, \bar{l}_1 і z наведені в табл. 2.2. Як видно, відносна величина температури z значно менше одиниці. Отже, при шліфуванні твёрдосплавної пластинки реалізується несталий тепловий процес.

Таблиця 2.2

Розрахункові значення параметрів τ , $V_{\text{різ}}$, \bar{l}_1 , z

Вид шліфування	τ , с	$V_{\text{різ}} \cdot 10^{-3}$, м/с	\bar{l}_1	z
Багатопрхідне	0,00173	5,8	0,003	0,0769
Глибинне	1,73	0,58	0,03	0,2285

При глибинному шліфуванні значення z в три рази більші, ніж при багатопрхідному шліфуванні. Тому при глибинному шліфуванні при значному збільшенні продуктивності обробки можна стабілізувати тепловий процес, що погодиться з експериментальними даними (рис. 2.3 [15]). При багатопрхідному шліфуванні температура залежно від режимів обробки безупинно збільшується і стабілізація теплового процесу не відбувається.

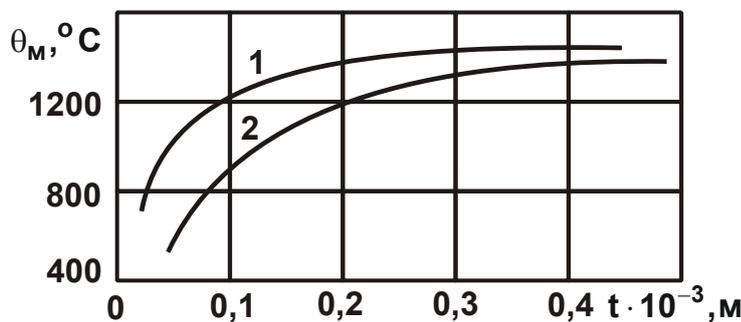


Рис. 2.3. Температурні залежності при шліфуванні деталі зі сталі 40X на верстаті 3E722 кругом 24A40ПСМ16К

Умови обробки: 1 – урізне шліфування з режимами $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 0,055$ м/с; $t = 0,04$ м; 2 – шліфування з поперечною подачею $S = 0,003$ м; $V_{\text{дет}} = 0,25$ м/с.

бувається.

Визначимо по залежності (1.40) температуру шліфування θ , що відповідає умові стабілізації теплового процесу ($z = 1$). Для цього визначимо по залежності (1.56) умовну напругу різання σ при шліфуванні твёрдосплавної пластинки для даних: $\sigma_{\text{ст}} = 4 \cdot 10^9$ Н/м²; $K_{\text{різ}} = 0,5$. Встановлено, що $\sigma = 16 \cdot 10^9$ Н/м²; $\theta = 6\,064$ К. Це велике значення температури шліфування θ , яке неможливо реалізувати на

практиці, оскільки температура плавлення оброблюваного твердого сплаву по абсолютній величині значно менша.

Розрахована по залежності (1.40) температура шліфування θ , з урахуванням величини z (табл. 2.2) для розглянутих умов обробки, приймає такі значення (табл. 2.3).

Таблиця 2.3

Розрахункові значення параметрів θ , $\frac{Q_1}{Q}$, $\frac{Q_2}{Q}$, $\frac{Q_2}{Q_1}$, $\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$, V_θ , $\frac{V_\theta}{V_{\text{різ}}}$

Вид шліфування	θ , К	$\frac{Q_1}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q_1}$	$\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$	$V_\theta \cdot 10^{-3}$, м/с	$\frac{V_\theta}{V_{\text{різ}}}$
Багатопрхідне	466	0,05	0,95	19,0	0,04	75,4	13
Глибинне	1385	0,16	0,84	5,25	0,136	2,55	4,4

У табл. 2.3 також наведені частки тепла Q_1/Q й Q_2/Q , яке йде у стружку й в оброблювану деталь, розраховані з використанням залежностей (1.48). Значення відношення \bar{l}_1/\bar{l}_2 , розраховані з використанням залежностей (1.35), (1.38), а значення V_θ і $V_\theta/V_{\text{різ}}$ розраховані з використанням залежності (1.51).

Як впливає з табл. 2.3, температура шліфування θ приймає значення, які відповідають одержуваним на практиці експериментальним даним [15; 24; 25]. Причому, температура при глибинному шліфуванні (при однаковій питомій продуктивності обробці $Q_{\text{пит}}$) значно перевершує температуру багатопрхідного шліфування, що також погодиться із практикою шліфування.

На основі наведених у табл. 2.3 значень Q_1/Q можна зазначити, що при багатопрхідному шліфуванні твердосплавної пластинки в стружку йде досить мала кількість тепла (до 5 %). Основна частина тепла, що утворюється при шліфуванні, йде в поверхневий шар оброблюваної деталі. Відношення Q_2/Q_1 дорівнює 19.

При глибинному шліфуванні відносна величина температури z й, отже, частка тепла Q_1/Q , що йде в стружку, приймає більші значення

(16 %), чим при багатопрохідному шліфуванні. В оброблювану деталь йде менша частка тепла (84 %). Відношення Q_2 / Q_1 дорівнює 5,25.

Виходячи з табл. 2.3, значення безрозмірної величини \bar{l}_2 більше аналогічних значень безрозмірної величини \bar{l}_1 , оскільки їхнє відношення менше одиниці. Швидкість V_θ також більше швидкості переміщення теплового джерела $V_{\text{різ}}$, особливо при багатопрохідному шліфуванні. Їхнє відношення $V_\theta / V_{\text{різ}}$ дорівнює 13.

У табл. 2.4 наведені розрахункові значення параметрів τ , l_2 , θ , отримані на основі залежностей (1.38), (1.39) і (1.40) для сталого теплового процесу при шліфуванні ($z = 1$).

Таблиця 2.4

Розрахункові значення параметрів τ , l_2 , θ

Вид шліфування	τ , с	$l_2 \cdot 10^{-3}$, м	θ , К
Багатопрохідне	0,28	3,27	6064
Глибинне	28,2	32,67	6064

Як видно, параметри l_2 , θ приймають досить великі значення, не властиві процесу шліфування твердосплавної пластинки. Отже, у реальних умовах плоского шліфування твердосплавної пластинки стабілізація теплового процесу (процесу нагрівання розглянутого адіабатичного стержня) не відбувається, тобто не забезпечується теплове насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу деталі в силу короткочасності контакту шліфувального круга з розглянутим стержнем. Процес шліфування здійснюється в несталому тепловому режимі, завдяки чому фактичні значення температури шліфування значно менші температури θ сталого теплового процесу.

Таким чином, у роботі показано, що зі збільшенням часу контакту шліфувального круга з фіксованим перерізом оброблюваної деталі збільшення температури різання не безмежно, воно обмежено. Необхідно зазначити, що у відомих рішеннях з теплофізики різання й шліфування ця закономірність не досліджена.

Характер зміни швидкості поширення тепла вглиб стержня V_θ й температури θ із часом τ переміщення теплового джерела зі швидкістю $V_{різ}$ (у результаті перерізаня адіабатичного стержня) зображений на рис. 1.19б. З рисунка витікає, що в початковий період часу швидкість V_θ зменшується, а температура θ збільшується. При досягненні умови $V_\theta = V_{різ}$ тепловий процес із часом τ стабілізується: швидкість V_θ і температура θ залишаються незмінними.

На основі розрахункових даних, наведених у табл. 2.2 і табл. 2.3, можна також зазначити, що при невеликій температурі шліфування в першому наближенні можливе використання спрощеної розрахункової схеми (див. рис. 1.19а), яка не враховує перерізаня стержнів, і спрощених аналітичних залежностей (1.52), (1.53) і (1.54), що визначають три основні теплофізичні характеристики різання: θ , l_2 і V_θ . Аналіз залежності (1.53) показує, що температура θ тим більше, чим більше параметри q й τ (при заданих постійних λ , c і ρ_m).

Отже, домогтися зниження θ можна за рахунок зменшення часу теплового впливу на елементарну площадку оброблюваної поверхні S й зменшення щільності теплового джерела q , що є узагальненою характеристикою параметрів режиму шліфування й т. д. Параметр l_2 визначає товщину “прогрітого” поверхневого шару матеріалу. На відміну від температури поверхневого шару деталі θ , довжина стержня l_2 цілком однозначно визначається одним змінним параметром τ : чим він більше, тим більше l_2 . Швидкість поширення тепла V_θ , яка обумовлена залежністю (1.54), із часом обробки τ зменшується, що, властиво, є наслідком нелінійності залежності θ від τ .

2.3. Вплив глибини шліфування й швидкості деталі на параметри теплового процесу при шліфуванні

З огляду на складний характер зв'язку відносної величини температури z із глибиною шліфування t й швидкістю деталі $V_{дет}$, проведемо відповідно до залежності (2.5) кількісну оцінку впливу глибини шліфування t на основні параметри теплового процесу. При розрахунку викорис-

товуємо вихідні дані, прийняті в п. 2.1, а саме: $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $2 \cdot R_{кр} = 0,3$ м; $V_{дет} = 30$ м/хв.

У табл. 2.5 наведені значення безрозмірної величини \bar{l}_1 , розраховані по залежності (2.5), і значення відносної величини температури z , розраховані з урахуванням даних, наведених у табл. 2.1.

Таблиця 2.5

Розрахункові значення параметрів
 $\bar{l}_1, z, l_2, l_1 = t, l_2/l_1, Q_1/Q, Q_2/Q, Q_2/Q_1$

$t \cdot 10^{-3}, \text{ м}$	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1
\bar{l}_1	0,0042	0,012	0,022	0,034	0,047
z	0,09	0,15	0,19	0,24	0,27
$l_2 \cdot 10^{-3}, \text{ м}$	0,426	0,5	0,52	0,57	0,57
$l_1 \cdot 10^{-3}, \text{ м}$	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1
l_2/l_1	21,3	12,5	8,7	7,1	5,7
Q_1/Q	0,05	0,1	0,13	0,17	0,19
Q_2/Q	0,95	0,9	0,87	0,83	0,81
Q_2/Q_1	19	9	6,7	4,9	4,3

Як видно з табл. 2.5, зі збільшенням глибини шліфування t безрозмірна величина \bar{l}_1 й відносна величина температури z збільшуються. Відповідно будуть збільшуватися й абсолютні значення температури шліфування θ , обумовлені залежністю (1.40).

У табл. 2.5 також наведені значення довжини l_2 , розраховані по залежності (1.37) з урахуванням установлених по залежності (2.3) значень швидкості переміщення теплового джерела $V_{різ}$. Як видно, довжина l_2 зі збільшенням глибини шліфування t збільшується й приймає значення, істотно перевищуючі $l_1 = t$. Однак слід зазначити, що інтенсивність збільшення довжини l_2 зі збільшенням глибини шліфування t незначна. Так, зі збільшенням глибини шліфування t у 5 разів (з 0,02 до 0,1 мм) довжина l_2 збільшилася лише в 1,34 рази. Це надзвичайно важливий ре-

зультат, який вказує на те, що за рахунок зменшення глибини шліфування t важко домогтися помітного зменшення довжини l_2 .

Знаючи z , по залежностях (1.47) і (1.48) можна визначити значення часток тепла Q_1/Q й Q_2/Q , які йдуть відповідно в стружки і в поверхневий шар оброблюваної деталі (табл. 2.5). Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t частка тепла Q_1/Q , що йде в стружки, збільшується, а частка тепла Q_2/Q , що йде в оброблювану деталь, зменшується. Частка тепла, що йде в оброблювану деталь, істотно перевищує частку

тепла, що йде в стружки. Відношення Q_2/Q_1 зі збільшенням глибини шліфування t зменшується, однак при цьому приймає відносно великі значення. Цим, зокрема, можна пояснити, чому довжина l_2 значно більша довжини $l_1 = t$.

На рис. 2.4 графічно зображений характер зміни параметрів, наведених у табл. 2.5, зі зміною глибини шліфування t . У табл. 2.6 для порівняння наведені розрахункові значення основних параметрів теплового процесу при шліфуванні для різних значень швидкості деталі $V_{дет}$. У розрахунках прийнята постійної гли-

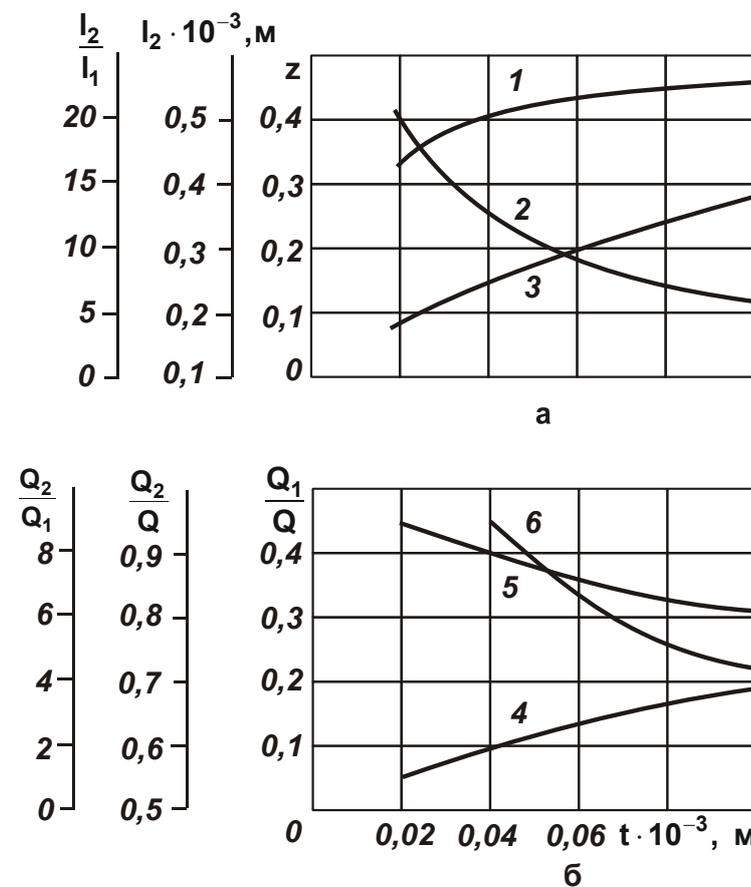


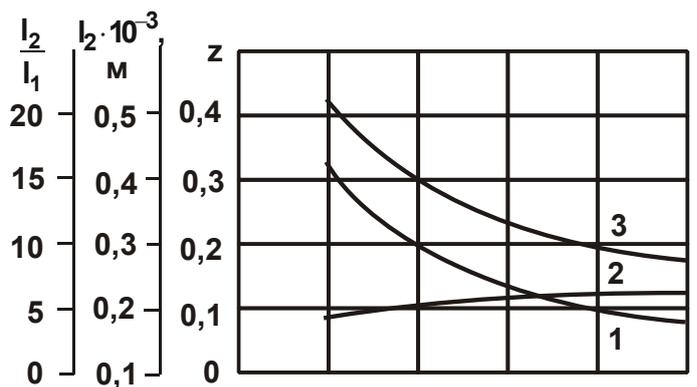
Рис. 2.4. Залежності параметрів l_2 (1),

z (2), $\frac{l_2}{l_1}$ (3), $\frac{Q_1}{Q}$ (4), $\frac{Q_2}{Q}$ (5) і $\frac{Q_2}{Q_1}$ (6) від t

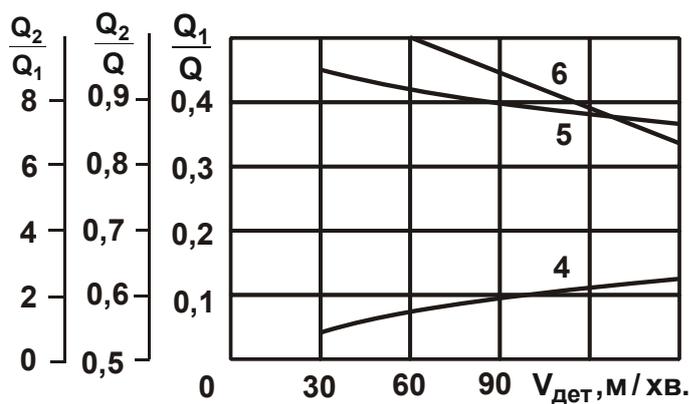
бина шліфування $t = 0,02 \cdot 10^{-3}$ м, відповідно довжина $l_1 = t = 0,02 \cdot 10^{-3}$. Як видно з табл. 2.6, зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ безрозмірна величина \bar{l}_1 й відносна величина температури z збільшуються, однак, з меншою інтенсивністю, чим від збільшення глибини шліфування t (табл. 2.5).

Розрахункові значення параметрів
 $\bar{l}_1, z, l_2, l_1 = t, l_2/l_1, Q_1/Q, Q_2/Q, Q_2/Q_1$

$V_{дет}, м/хв.$	30	60	90	120	150
\bar{l}_1	0,0042	0,0084	0,0126	0,0168	0,021
z	0,09	0,125	0,15	0,17	0,185
$l_2 \cdot 10^{-3}, м$	0,426	0,3	0,24	0,2	0,175
l_2/l_1	21,3	15	12	10	8,75
Q_1/Q	0,05	0,09	0,1	0,12	0,13
Q_2/Q	0,95	0,91	0,9	0,88	0,87
Q_2/Q_1	19	1,01	9	7,3	6,7



а



б

Рис. 2.5. Залежності параметрів l_2 (1), z (2), $\frac{l_2}{l_1}$ (3), $\frac{Q_1}{Q}$ (4), $\frac{Q_2}{Q}$ (5) і $\frac{Q_2}{Q_1}$ (6) від $V_{дет}$

Довжина адиабатичного стержня l_2 , у якому концентрується тепло, зменшується зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$. Як впливає з табл. 2.5, зі збільшенням глибини шліфування t довжина l_2 збільшується. Отже, за рахунок збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ можна зменшити довжину l_2 , тобто глибину проникнення тепла в поверхневий шар обробленої деталі, який є потенційним джерелом утворення температурних дефектів на обробленій поверхні.

Як впливає з табл. 2.6, швидкість деталі $V_{дет}$ порівняно з глибиною шліфування t (табл. 2.5) меншою мірою впливає на зменшення частки тепла Q_2/Q , що йде в оброблювану деталь. У цьому випадку фактично все тепло, що утворюється при шліфуванні, йде в оброблювану деталь. На рис. 2.5 графічно зображений характер зміни параметрів, наведених у табл. 2.6, зі зміною швидкості деталі $V_{дет}$. Цим показано, що збільшення $V_{дет}$ дозволяє, поряд зі збільшенням температури шліфування (параметрів z і θ), зменшити товщину дефектного шару деталі l_2 .

2.4. Основні умови зменшення температури шліфування

У загальному випадку температура шліфування θ визначається залежністю (1.40), у яку входять два змінних параметри: умовна напруга різання σ й відносна величина температури z , що змінюється в межах $0 \dots 1$. Отже, зменшити температуру шліфування θ можна зменшенням цих двох параметрів. Зменшення умовної напруги різання σ , як впливає із залежності (1.56), пов'язане з підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга за рахунок збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$. Цей коефіцієнт залежить від багатьох факторів: гостроти ріжучих зерен круга, інтенсивності тертя оброблюваного матеріалу зі шліфувальним кругом тощо. Тому для збільшення $K_{різ}$ необхідно в процесі шліфування забезпечити своєчасне випадання зі зв'язки круга зношених зерен. Це досягається застосуванням ефективних методів виправлення круга, зокрема, застосуванням безперервного виправлення, який забезпечує стабілізацію в часі високої ріжучої здатності шліфувального круга.

При шліфуванні алмазними кругами на металевих зв'язках, як відзначалося в першому розділі роботи, ефективно використовувати методи електрофізикохімічної правки (електроерозійної й електрохімічної правки, алмазно-іскрового шліфування, ультразвукового шліфування й т. д.). Для зменшення тертя в зоні шліфування ефективно застосовувати імпрегновані та оброблені в "холоді" шліфувальні круги, використовувати тверді змащення й ефективні мастильно-охолоджувальні рідини, переривчасті круги й т. д.

Для аналізу шляхів зменшення температури шліфування розглянемо відносну величину температури шліфування z відповідно до залеж-

ності (2.5). Як видно, зменшення параметра z однозначно припускає зменшення безрозмірної величини \bar{l}_1 . Із залежності (2.5) випливає, що безрозмірна величина \bar{l}_1 тим менше, чим менше питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ й глибина шліфування t . Це означає, що для зменшення величини \bar{l}_1 , відносної величини температури z й відповідно температури шліфування θ ефективно обробку виконувати за схемою багатопрхідного шліфування, тобто з мінімально можливою глибиною шліфування t й максимально можливою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ для заданої питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$.

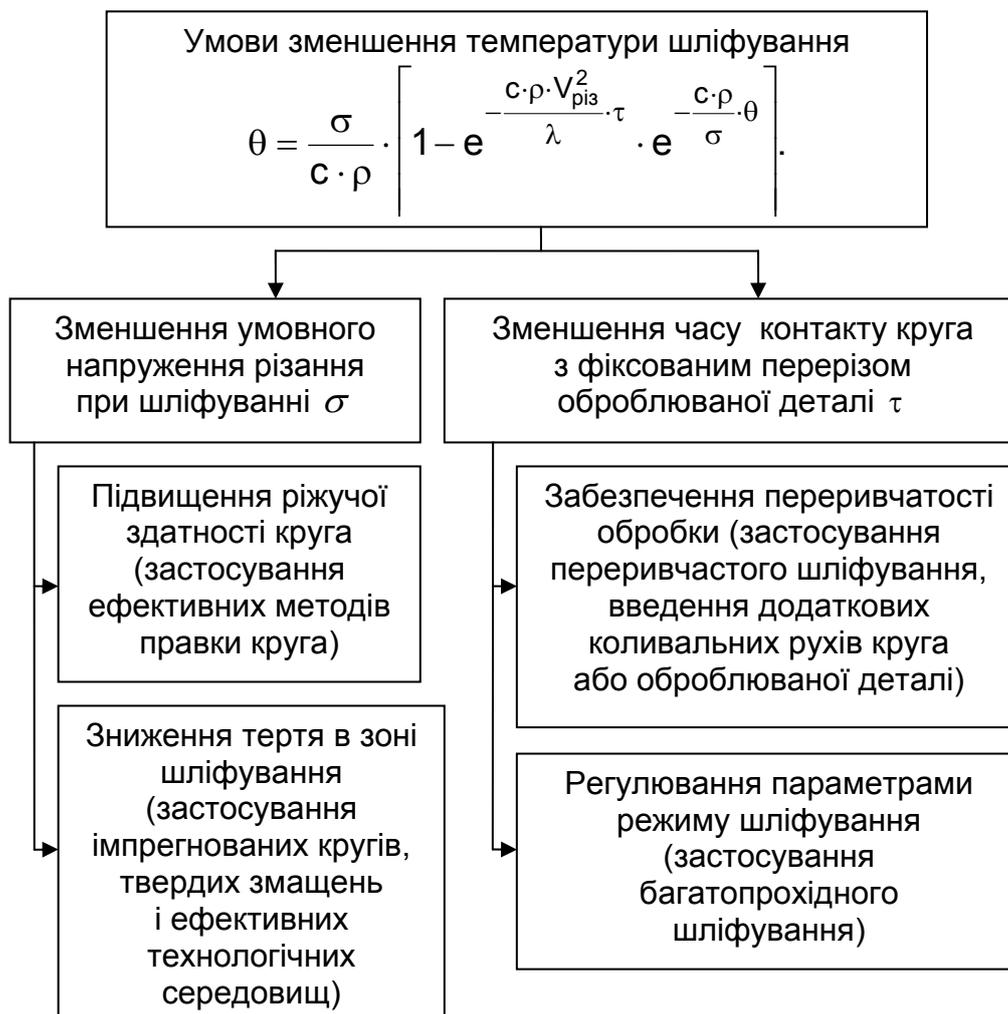


Рис. 2.6. Структурна схема умов зменшення температури шліфування

У першому розділі роботи показано, що в загальному випадку відносна величина температури z залежить від часу τ й швидкості переми-

щення теплового джерела $V_{різ}$, відповідно до залежності (1.36). Тому для заданої швидкості $V_{різ}$ зменшити параметр z можна зменшенням часу τ . Це досягається в першу чергу за рахунок періодичного переривання процесу шліфування шляхом застосування переривчастих кругів, введення додаткових коливань круга або оброблюваної деталі тощо. Другим, не менш ефективним, шляхом зменшення часу τ є регулювання параметрами режиму шліфування, наприклад, за рахунок застосування багатопрхідного шліфування, що забезпечує (як показано вище) зменшення z . На основі проведеного аналізу сформульовані основні умови зменшення температури шліфування θ (рис. 2.6).

2.5. Визначення максимально можливої продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування

З табл. 2.2 випливає, що при питомій продуктивності обробки $Q_{пит} = 600 \text{ мм}^2/\text{хв.} = 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$ і глибині шліфування $t = 10^{-3} \text{ м}$ (при глибинному шліфуванні твердосплавної пластинки) відносна величина температури z й безрозмірна величина \bar{l}_1 приймають невеликі значення: $z = 0,2285$; $\bar{l}_1 = 0,03$. У цьому випадку стабілізація теплового процесу при

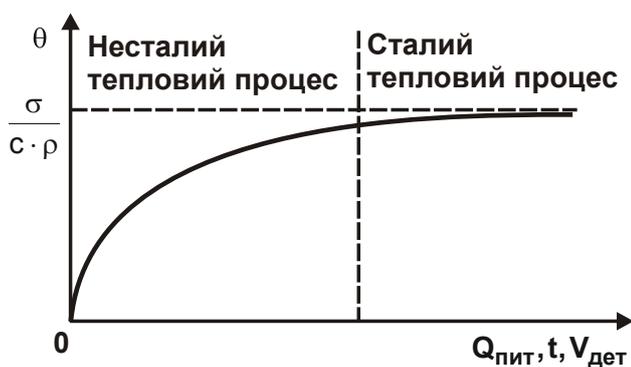


Рис. 2.7. Залежність θ від $Q_{пит}$ (t і $V_{дет}$)

шліфуванні не відбувається, має місце несталий тепловий процес. Стабілізація теплового процесу можлива, якщо збільшити питому продуктивність обробки $Q_{пит}$ у 20 разів, а глибину шліфування t – у 10 разів. У цьому випадку безрозмірна величина \bar{l}_1 , відповідно до залежності (2.5), стане рівної $\bar{l}_1 = 1,8$, а відносна величина температури z , згідно з табл.

2.1, – рівної $z = 0,936$. Залежність зміни температури шліфування θ від питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ (глибини шліфування t й швидкості деталі $V_{дет}$) прийме вид, показаний на рис. 2.7. На рисунку показані умовно зони сталого й несталого теплового процесу при шліфуванні.

З огляду на значний вплив питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ на температуру шліфування θ й відповідно відносну величину температури шліфування z , встановимо кількісний зв'язок $Q_{\text{пит}}$ із z . Для розрахунків приймемо ті ж вихідні дані, які були прийняті при розрахунку основних параметрів теплового процесу при шліфуванні твёрдосплавної пластинки (табл. 2.2 і 2.3).

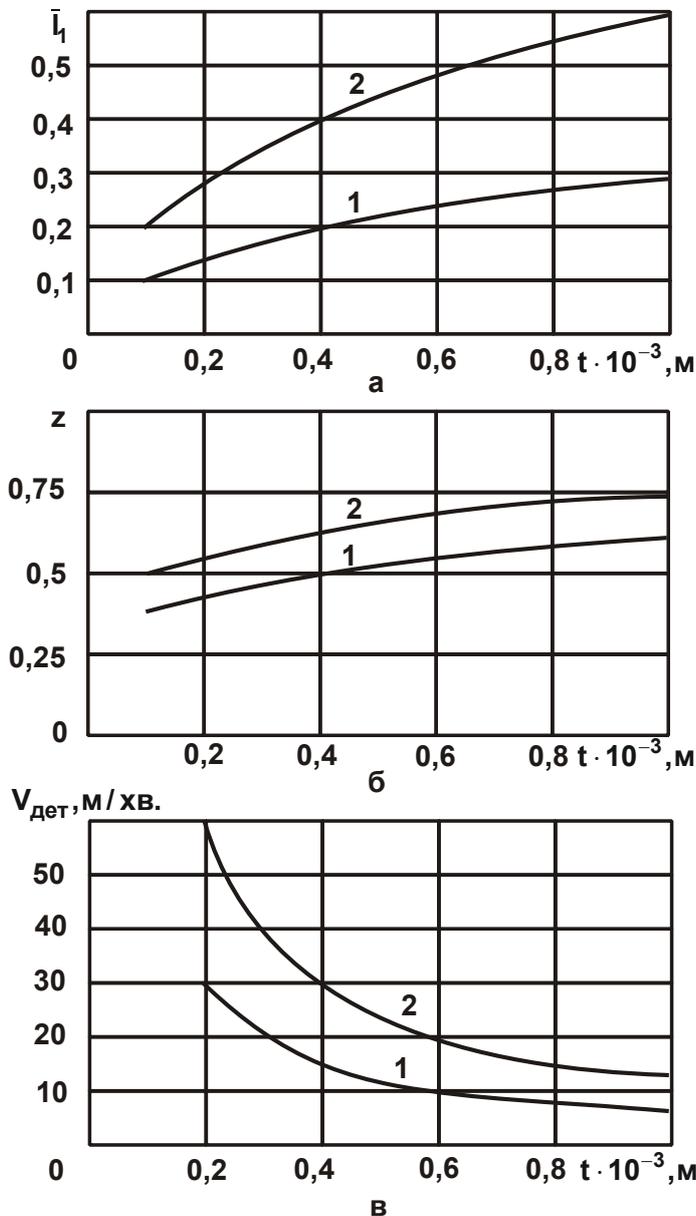


Рис. 2.8. Залежності параметрів \bar{l}_1 (а), z (б) і $V_{\text{дет}}$ (в) від t

Умови обробки: 1 - $Q_{\text{пит}} = 6\,000 \text{ мм}^2/\text{хв.}$;

2 - $Q_{\text{пит}} = 12\,000 \text{ мм}^2/\text{хв.}$

$\text{мм}^2/\text{хв.} = 2 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$). Відносна величина температури z зі збільшенням глибини шліфування t також збільшується, досягаючи граничного значення 0,74. Це вказує на те, що при шліфуванні твёрдого сплаву дуже

хунків приймемо ті ж вихідні дані, які були прийняті при розрахунку основних параметрів теплового процесу при шліфуванні твёрдосплавної пластинки (табл. 2.2 і 2.3).

На рис. 2.8а наведені розраховані по залежності (2.5) значення безрозмірної величини \bar{l}_1 для двох значень $Q_{\text{пит}}$: $6\,000 \text{ мм}^2/\text{хв.} = 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$ і $12\,000 \text{ мм}^2/\text{хв.} = 2 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$. На рис. 2.8б наведені значення z , узяті з табл. 2.1, для встановлених значень \bar{l}_1 , а на рис. 2.8в – значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$, розраховані по залежності: $V_{\text{дет}} = Q_{\text{пит}} / t$.

З рис. 2.8а випливає, що зі збільшенням глибини шліфування t безрозмірна величина \bar{l}_1 безупинно збільшується, приймаючи значення 0,1 ... 0,3 (для $Q_{\text{пит}} = 6\,000 \text{ мм}^2/\text{хв.} = 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$) і 0,2 ... 0,6 ($Q_{\text{уд}} = 12\,000$

складно реалізувати сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$) навіть при досить великій питомій продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$.

Сталий тепловий процес може бути здійснений при шліфуванні менш міцних і менш твердих оброблюваних матеріалів, наприклад, як показано на рис. 2.3, – сталі 40Х. У табл. 2.7 [72] для порівняння наведені фізико-механічні властивості інструментальних сталей і твердих сплавів. З урахуванням характеристик оброблюваних матеріалів (табл. 2.7) виконуються дві нерівності:

$$1. \theta_{\text{сталь}} = \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)_{\text{сталь}} < \theta_{\text{тв. сплав}} = \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)_{\text{тв. сплав}} ;$$

$$2. \left(\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \right)_{\text{сталь}} > \left(\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \right)_{\text{тв. сплав}} \Rightarrow z_{\text{сталь}} > z_{\text{тв. сплав}},$$

які свідчать про можливість практичної реалізації при шліфуванні сталей сталого теплового процесу (рис. 2.9).

Таблиця 2.7

Фізико-механічні властивості інструментальних матеріалів

Матеріал	Коефіцієнт теплопровідності λ , Вт/(м·К)	Питома теплоємність c , Дж/(кг·К)	Щільність $\rho \cdot 10^3$, кг/м ³
Інструментальні сталі	32 – 38	480	8 – 9
Тверді сплави	12 – 84	160 – 200	11 – 15

З рис. 2.9 випливає, що зі збільшенням $Q_{\text{пит}}$ температура шліфування θ спочатку збільшується, потім стабілізується. Аналогічно змінюється відносна величина температури z . По суті, при $z < 1$ має місце несталий тепловий процес, а при $z \rightarrow 1$ – сталий тепловий процес. Цим показано, що при досягненні умови $z \rightarrow 1$ можна практично необмежено збільшувати питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ без збільшення температури шліфування θ (величини z). Цим можна пояснити основний ефект високопродуктивного глибинного абразивного шліфування, що ре-

алізує надзвичайно високу питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ (порядку $10\,000\text{ мм}^2/\text{хв}$. при відносно невеликих температурах шліфування [15]).

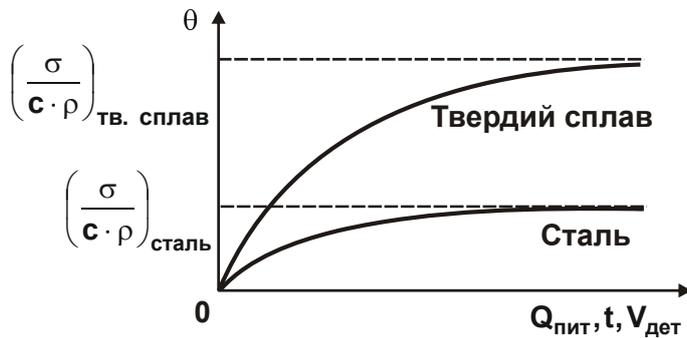


Рис. 2.9. Залежності температури шліфування θ від питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ (t і $V_{\text{дет}}$) при шліфуванні твердого сплаву й сталі

Наведені на рис. 2.9 [15] експериментальні значення температури залежно від глибини шліфування показують, що перехід в область глибинного шліфування (що характеризується невеликими швидкостями деталі) дозволяє реалізувати сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$). Це, по-перше, свідчить про вірогідність розробленої математичної моделі формування температури при шліфуванні з урахуванням руху теплового джерела вглиб

поверхневого шару оброблюваної деталі. По-друге, вказує на можливість підвищення продуктивності обробки при глибинному шліфуванні.

Розглянемо узагальнено основні умови підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування.

Як вже відзначалося, при багатопрохідному шліфуванні (що характеризується невеликими глибинами шліфування й підвищеними значеннями швидкості деталі) вийти на стабілізовану ділянку залежності відносної величини температури z від глибини шліфування t або швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (див. рис. 2.9) не можна. У цьому випадку реалізується несталий тепловий процес, при якому відбувається збільшення відносної величини температури z від глибини шліфування t або швидкості деталі $V_{\text{дет}}$. При цьому питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ значно менше, ніж при глибинному шліфуванні (тобто на стабілізованій ділянці графіка).

Для практичної реалізації сталого теплового процесу (стабілізованої ділянки графіка $z - Q_{\text{пит}}$, див. рис. 2.9), при якому z не залежить від $Q_{\text{пит}}$, необхідно зменшити максимальне значення температури шліфування $\theta = \sigma \cdot z / c \cdot \rho$ (при $z = 1$) до значення, що виключає появу припикань і інших температурних дефектів на обробленій поверхні.

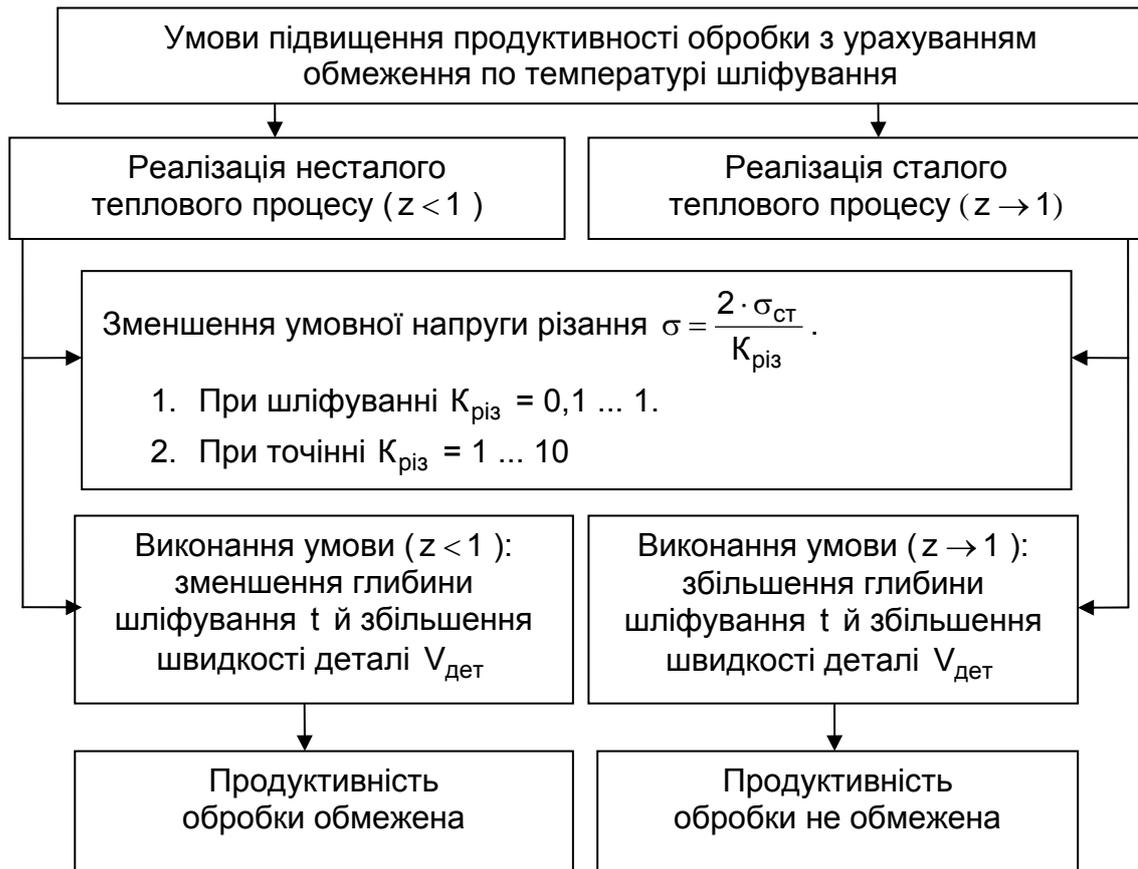


Рис. 2.10. Структурна схема умов підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування

У п. 2.2 розрахунковим шляхом показано, що при плоскому шліфуванні твердосплавних пластин температура θ приймає досить великі значення ($\theta = 6\ 064\ \text{K}$), не властиві процесу шліфування. Однак необхідно мати на увазі, що твердий сплав – це найбільш важкооброблюваний матеріал. Для інших важкооброблюваних матеріалів (сталей і сплавів) температура шліфування θ буде істотно менша в силу менших значень умовної напруги різання σ й тому для них можна реалізувати сталий тепловий процес. Наприклад, зменшення σ в 4 – 5 разів дозволить зменшити температуру шліфування θ до значень 1 200 – 1 500 K, що може виявитися цілком прийнятним для бездефектної обробки традиційних сталей і реалізації глибокого абразивного шліфування. Наведені на рис. 2.3 експериментальні графіки зміни температури шліфування θ від глибини шліфування t – наочний тому приклад.

Таким чином показано, що для реалізації наведеної на рис. 2.9 розрахункової залежності $z - Q_{\text{пит}}$ необхідно забезпечити істотне (в 4 – 5

разів і більше) зменшення умовної напруги різання σ . Як випливає із залежності (1.75), основним шляхом зменшення σ є збільшення $K_{\text{різ}}$. Численними експериментальними дослідженнями [8; 13; 16; 27] встановлено, що стосовно до процесів шліфування коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ змінюється в межах 0,1 – 1,0, тобто не перевищує значення 1. У цьому обмеженість технологічних можливостей шліфування. За експериментальними даними [8; 18; 30; 72; 124] при лезовій обробці $K_{\text{різ}}$ приймає значно більші значення, які змінюються в межах 1 – 10 і більше. На рис. 2.10 наведена в узагальненому виді структурна схема умов підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування.

2.6. Розрахунок і аналіз температури поверхневого шару оброблюваної деталі при різанні лезовим інструментом

При лезовій обробці у зв'язку з можливістю збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ в 10 – 20 разів (порівняно з коефіцієнтом різання при шліфуванні) температура θ , виходячи із залежності (1.56), буде приймати значення, які змінюються приблизно в межах до 1 000 °С. Це, як відомо, відповідає практиці різання лезовими інструментами.

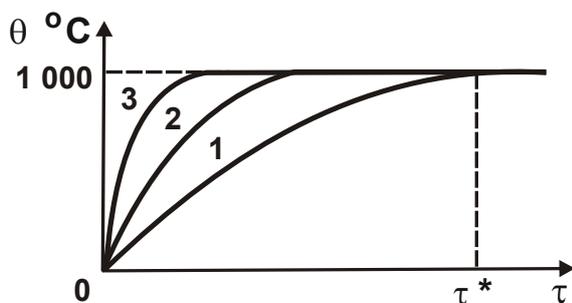


Рис. 2.11. Залежність θ від τ для різних значень V ($V_1 < V_2 < V_3$)

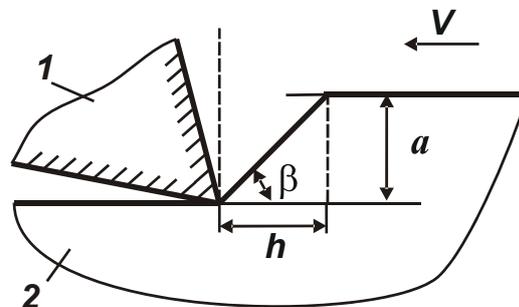


Рис. 2.12. Розрахункова схема процесу різання

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал.

Графік зміни температури θ від часу τ нагрівання адіабатичного стержня, що перерізується, при різанні лезовим інструментом показаний на рис. 2.11. Зі співвідношення (1.56) витікає, що збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ в 10 – 20 разів при лезовій обробці порівняно з процесом

шліфування припускає зменшення в таку ж кількість разів умовної напруги різання σ , тобто ефект зниження температури θ обумовлений істотним зменшенням σ (по суті, зменшенням енергоємності обробки).

Розглянемо, як зміняться параметри τ й l_2 (у стабілізованому тепловому процесі), обумовлені залежностями (1.38) і (1.39), при різанні лезовим інструментом. Вхідну в обидві залежності швидкість перерізання стержня $V_{\text{різ}}$ визначимо як:

$$V_{\text{різ}} = \frac{a}{\tau_1} = a \cdot \frac{V}{h} = V \cdot \text{tg}\beta, \quad (2.6)$$

де a – товщина зрізу, м;

τ_1 – час перерізання стержня, с;

V – швидкість різання, м/с;

h – довжина зони різання, охоплена площиною зсуву матеріалу (рис. 2.12).

Швидкість $V_{\text{різ}}$ майже пропорційно залежить від швидкості різання V , вважаючи, що функція $\text{tg}\beta$ при цьому змінюється мало. При $V = 2$ м/с і $\beta = 45^\circ$, маємо $V_{\text{різ}} = 2$ м/с, тобто швидкість перерізання стержня $V_{\text{різ}}$ при різанні багаторазово (до 1 000 разів і більше) перевищує аналогічну швидкість при шліфуванні. Це відповідає такому ж зменшенню параметра l_2 й ще більш істотному зменшенню часу τ (часу теплового насичення оброблюваного матеріалу) при сталому тепловому процесі. Параметри τ й l_2 для умов різання лезовим інструментом опишуться

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_M \cdot V^2 \cdot \text{tg}^2\beta}; \quad (2.7)$$

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_M \cdot V \cdot \text{tg}\beta}. \quad (2.8)$$

Як видно, чим більше швидкість різання V , тим менше параметри τ й l_2 . Зважаючи на те, що швидкість різання V може збільшуватися в

широких межах, параметри τ й l_2 будуть приймати малі значення. Таким чином, при різанні лезовим інструментом з'являється можливість у широких межах зміни швидкості різання V реалізувати сталий тепловий процес, тобто умови теплового насичення оброблюваного матеріалу. У цьому випадку справедливий графік, показаний на рис. 2.11. Однак для цього необхідно забезпечити значення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ значно більше одиниці.

Проведемо аналіз відносної величини температури z при різанні лезовим інструментом. Для цього перетворимо залежність (1.35) з урахуванням залежності (2.6) і умови $l_1 = a$, тобто аналогічно запропонованої в п. 2.1 методиці розрахунку величини z при шліфуванні:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot \text{tg} \beta = \bar{l}_1, \quad (2.9)$$

де $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$.

Безрозмірна величина \bar{l}_1 й відповідно відносна величина температури z однаковою мірою залежать від товщини зрізу a й швидкості різання V . З їхнім збільшенням відносна величина температури z спочатку збільшується, потім стабілізується. Даний характер зміни z й відповідно температури поверхневого шару оброблюваної деталі θ від параметрів a і V погодиться із практичними результатами.

Добуток $a \cdot V$ визначає питому продуктивність обробки при різанні, яка доводиться на одиницю ширини зрізу, тобто по суті $a \cdot V = Q_{\text{пит}}$. Виходячи із цього, можна зазначити, що при лезовій обробці температура різання визначається питомою продуктивністю обробки.

Таким чином, при лезовій обробці типовим буде графік зміни температури θ від часу τ переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, зображений на рис. 2.13а, а при шліфуванні – графік, показаний на рис. 2.13б. Це пов'язане з тим, що в другому випадку стабілізація температури буде відбуватися при її значно більших значеннях внаслідок підвищення умовної напруги різання σ , обумовленої як процесом “чистого різання”, так і інтенсивним процесом тертя круга з оброблюваним матеріалом (у результаті затуплення й засалювання круга).

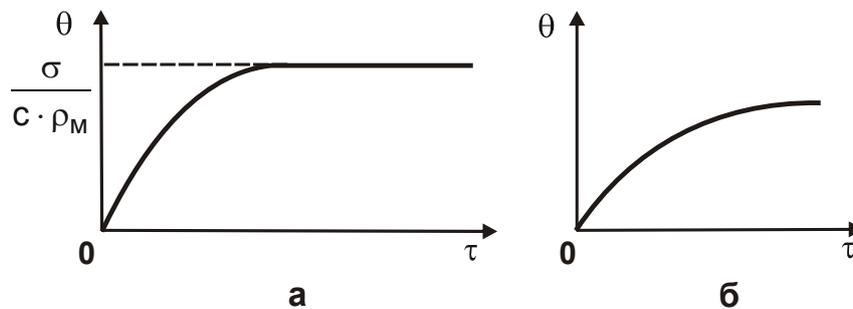


Рис. 2.13. Можливі залежності зміни температури θ від часу τ

Проведемо аналіз параметра l_2 . Очевидно, при $l_2 < t$ або $l_2 < a$ (де t – глибина шліфування, м; a – товщина зрізу при точінні, м) буде справедлива залежність, показана на рис. 2.13а. При $l_2 > t$ або $l_2 > a$ – навпаки, буде справедлива залежність, показана на рис. 2.13б.

Визначимо умови обробки, при яких стабілізація теплового процесу відбудеться за час перерізання стержня довжиною t (при шліфуванні) або за час перерізання стержня довжиною a (при точінні). Іншими словами, визначимо умови обробки, при яких $l_2 < t$ (або $l_2 > a$). При шліфуванні швидкість перерізання стержня $V_{\text{різ}}$ визначається залежністю:

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}, \quad (2.10)$$

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

$R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – відповідно радіуси круга й деталі, м.

При точінні швидкість перерізання стержня $V_{\text{різ}}$ визначається за залежністю (2.6). З умови $l_2 < t$, з урахуванням залежності (2.5), отриманої для плоского шліфування ($R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$), маємо

$$V_{\text{дет}} > \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{\text{кр}}}{t}} \cdot \bar{t}_1. \quad (2.11)$$

Як видно, чим більше глибина шліфування t , тим менше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ (табл. 2.8). Однак, значення, які приймає швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, практично не реалізуються при шліфуванні. Виключенням може бу-

ти лише швидкість деталі $V_{дет} = 0,6$ м/хв. при глибині шліфування $t = 10$ мм, тобто при глибинному шліфуванні. З цього можна зробити висновок, що при шліфуванні справедлива залежність зміни температури різання, зображена на рис. 2.13б, і лише при глибинному шліфуванні можлива залежність, зображена на рис. 2.13а.

Таблиця 2.8

**Розрахункові значення $V_{дет}$ для плоского шліфування
твердого сплаву ВК8**

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

Умови обробки: $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $R_{кр} = 0,15$ м.

Визначимо граничні значення швидкості різання V при точінні. З умови $l_2 < a$, з урахуванням залежності (2.9), маємо

$$V > \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot a \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \bar{l}_1. \quad (2.12)$$

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β приймемо рівним 20° ($\operatorname{tg} 20^\circ = 0,364$). В табл. 2.9 наведені розрахункові значення швидкості різання V при точінні для вихідних даних: $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\beta = 20^\circ$.

Таблиця 2.9

Розрахункові значення швидкості різання V при точінні

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

Як видно, у всьому розглянутому діапазоні зміни товщини зрізу а швидкість різання V приймає значення, які можуть бути реалізовані в процесі точіння. Отже, при точінні типовою залежністю, що визначає характер зміни температури різання, буде залежність, показана на рис. 2.13а. Однак для цього, як відзначалося вище, необхідно забезпечити відносно великі значення $K_{різ} > 1$. На рис. 2.14 наведені в узагальненому виді графіки зміни температури при шліфуванні й точінні. На рисунку також показана фактична зона обробки, що визначає можливість практичної реалізації при точінні сталого теплового процесу.

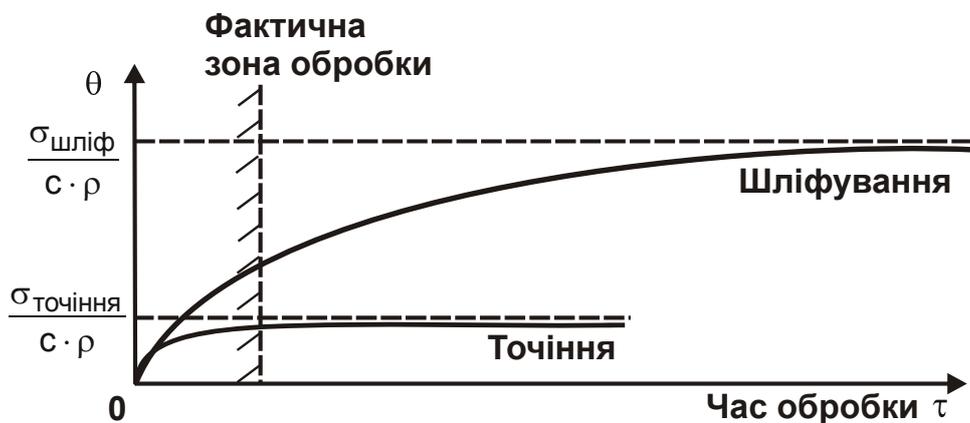


Рис. 2.14. Залежності зміни температури при шліфуванні й точінні

Отримані результати узгоджуються із практичними даними. Так, наведені в науково-технічній літературі експериментально отримані графіки зміни температури шліфування підкоряються залежності, показаній на рис. 2.13б. Якщо ж проаналізувати роботи, присвячені експериментальному дослідженню температури різання при точінні, то практично у всіх випадках обробки зміна температури різання від параметрів режимів різання підкоряється залежності, зображеній на рис. 2.13а. Наочним прикладом можуть бути експериментально отримані залежності температури різання від швидкості різання, які наведені в роботі [72] (див. рис. 1.27). На жаль, у науково-технічній літературі недостатньо обґрунтовані фізичні причини такого характеру зміни температури різання. Тому вивчення теплофізики різання на основі запропонованого в роботі підходу, що дозволяє (за рахунок урахування перерізання адіабатичних стержнів, якими умовно представлений оброблюваний матеріал) розкрити фізичну

сутність формування температури різання при абразивній і лезовій обробці, представляється актуальним і вимагає подальших досліджень.

Представляє також теоретичний і практичний інтерес питання про розподіл кількості тепла, яке йде на нагрівання стружок і поверхневого шару оброблюваної деталі. Для цього скористаємося аналітичними залежностями (1.47) і (1.48), які визначають частки тепла Q_1/Q й Q_2/Q , що йдуть відповідно в стружки і оброблювану деталь. Як показано вище, при точінні можна реалізувати умова $z \rightarrow 1$. Отже, при точінні основна частина тепла йде в стружку, і лише невелика частина тепла – в оброблювану деталь. При шліфуванні виконується умова $z < 1$ і тільки при високопродуктивному глибинному шліфуванні – умова $z \rightarrow 1$. Тому при шліфуванні в стружки йде менша частка тепла, чим при точінні, а в оброблювану деталь – більша частка тепла. При невеликих значеннях z , що має місце при багатопрхідному шліфуванні, основна частина тепла йде в оброблювану деталь і лише досить мала частина – у стружки.

Цим можна пояснити численні проблеми, що виникають при шліфуванні у зв'язку з утворенням припикань та інших температурних дефектів на обробленій поверхні й необхідністю їхнього усунення за рахунок застосування різних ефективних технологічних методів (наприклад, за рахунок застосування переривчастого шліфування, технологічних середовищ тощо). Цим також можна пояснити те, що при точінні проблема утворення температурних дефектів на обробленій поверхні проявляється значно меншою мірою, чим при шліфуванні.

Таким чином, у роботі на основі запропонованого теоретичного підходу розкрита фізична сутність формування температури поверхневого шару оброблюваної деталі при різанні й шліфуванні, наведені аналітичні залежності для розрахунку температури.

2.7. Спрощений розрахунок температури шліфування без урахування переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі

У п. 2.2 показано, що при невеликих значеннях відносної величини температури $z < 1$ можна розрахунки основних параметрів теплового процесу при шліфуванні вести за спрощеними залежностями (1.52), (1.53) і (1.54). Виходячи з цього, проведемо аналіз температури шліфу-

вання θ , використовуючи залежність (1.53). З урахуванням $\tau = h/V_{дет}$ залежність (1.53) виразиться

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2h}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}} . \quad (2.13)$$

У цю залежність входить невідомий параметр – щільність теплового потоку q , який визначається залежністю

$$q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{B \cdot h} , \quad (2.14)$$

де B – ширина шліфування (ширина круга), м.

Тангенціальну складову сили різання P_z представимо [146]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{сум} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} , \quad (2.15)$$

де $S_{сум}$ – сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, m^2 ;

Q – продуктивність обробки, m^3/c .

Після перетворень залежності (2.15) з урахуванням (1.56), маємо

$$P_z = \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot Q}{K_{різ} \cdot V_{кр}} . \quad (2.16)$$

Після підстановки залежності (2.16) в (2.14), одержимо

$$q = \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot Q}{B \cdot h \cdot K_{різ}} = \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot Q_{пит}}{h \cdot K_{різ}} , \quad (2.17)$$

де $Q_{пит} = Q/B$ – питома продуктивність обробки, m^2/c .

Остаточно залежність для визначення температури θ одержимо, підставляючи замість параметра q в залежність (2.13) вираження (2.17):

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot Q}{B \cdot h \cdot K_{\text{різ}}} \cdot \sqrt{\frac{2h}{\lambda \cdot c \cdot \rho_{\text{м}} \cdot V_{\text{дет}}}} \quad (2.18)$$

Із залежності (2.18) випливає, що домогтися зменшення температури шліфування θ при фіксованій продуктивності обробки Q можна шляхом збільшення параметрів h , $K_{\text{різ}}$ і $V_{\text{дет}}$. Очевидно, найбільше впливає на температуру шліфування θ за умови $Q = \text{const}$ коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$, що входить у залежність (2.18) з найбільшим ступенем. Отже, застосування шліфувальних кругів, які працюють у режимі самозагострювання (наприклад, алмазних кругів на органічних і керамічних зв'язках), або застосування методів електрофізикохімічної правки алмазних кругів на металевих зв'язках, які забезпечують їх високу ріжучу здатність і збільшують коефіцієнт $K_{\text{різ}}$, буде сприяти зниженню температури шліфування. Збільшення параметра h припускає збільшення глибини шліфування t по залежності

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}} \quad (2.19)$$

Після підстановки залежності (2.19) в (2.18), з урахуванням $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$, маємо

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot Q}{B \cdot K_{\text{різ}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{\lambda \cdot c \cdot \rho_{\text{м}}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \rho \cdot B}{Q \cdot V_{\text{дет}}}} \quad (2.20)$$

Із залежності (2.20) випливає, що за умови $Q = \text{const}$ зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ температура шліфування θ зменшується. Отже, ефективно обробку виконувати з невеликою глибиною шліфування й відносно високою швидкістю деталі. У випадку, якщо збільшенням параметрів $K_{\text{різ}}$ і $V_{\text{дет}}$ неможливо досягти зниження температури шліфування до необхідного рівня, слід зменшити продуктивність обробки Q , яка майже прямо пропорційно пов'язана з температурою. Таким чином показано, що при звичайному шліфуванні задача зниження температури

шліфування θ вирішується практично двома шляхами – збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ}$ й зниженням продуктивності обробки Q . Третім, але менш ефективним, шляхом слід розглядати збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ до граничного значення, що реалізується на верстаті, при пропорційному зменшенні глибини шліфування t .

У розрахункову залежність (2.20) не входить швидкість круга $V_{кр}$. Її вплив на температуру шліфування θ проявляється через коефіцієнт різання $K_{різ}$. Так, експериментально встановлено, що зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ коефіцієнт різання $K_{різ}$ зменшується. Отже, зі збільшенням $V_{кр}$ температура шліфування θ буде збільшуватися.

В узагальненому виді залежність (2.20) з урахуванням залежності (1.57) стосовно до плоского шліфування прийме вигляд

$$\theta = \sigma \cdot t^{0,75} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_M \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0,5} \quad (2.21)$$

Із залежності випливає, що зі змінних параметрів найбільше впливає на температуру шліфування θ умовна напруга різання σ й меншою мірою – глибина шліфування t й швидкість деталі $V_{дет}$, тобто ефективно зменшувати температуру шліфування θ , у першу чергу, за рахунок зменшення умовної напруги різання σ .

2.8. Спрощений розрахунок температури шліфування на основі теплового балансу при механічній обробці

При розрахунку теплового балансу стосовно до плоского шліфування спочатку припустимо, що вся робота різання $N \cdot \tau$ за час τ затрачується на нагрівання стружок масою m , тобто

$$N \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (2.22)$$

де $N = P_z \cdot V_{кр}$ – потужність шліфування, Вт.

Складову сили різання P_z визначимо за залежністю (2.15):

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{сум}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.23)$$

Масу стружок m виразимо

$$m = \rho \cdot v = \rho \cdot B \cdot t \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau, \quad (2.24)$$

де ρ – щільність оброблюваного матеріалу, $\text{кг}/\text{м}^3$;

v – об'єм стружок (об'єм знятого матеріалу), м^3 .

Тоді з рівняння теплового балансу (2.22) випливає залежність

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (2.25)$$

яка ідентична залежності (1.40) для $z = 1$. Із залежності (2.25) випливає, що температура шліфування θ однозначно залежить від умовної напруги різання σ , яка є узагальненим параметром процесу й визначається режимом шліфування, ріжучою здатністю шліфувального круга, характеристиками оброблюваного матеріалу, інтенсивністю тертя круга з оброблюваним матеріалом і т. д. Іншими словами, всі фактори, що сприяють зниженню умовної напруги різання σ , також сприяють зниженню температури шліфування θ . З урахуванням співвідношення (1.56) залежність (2.25) приймає вид залежності (1.57).

Проведемо чисельний розрахунок температури шліфування θ стосовно до плоского шліфування твердого сплаву ВК8. Вихідні дані: $c = 175,9 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $\rho = 15 \cdot 10^3 \text{ кг}/\text{м}^3$. Межа міцності на стиск твердого сплаву ВК8 дорівнює $\sigma_{\text{ст}} = 4 \cdot 10^9 \text{ Н}/\text{м}^2$. Приймаючи в першому наближенні $K_{\text{різ}} = 0,5$ і використовуючи залежність (1.57), маємо: $\theta = 6\,064 \text{ К}$. Таке ж значення температури (для тих же вихідних даних) отримано в п. 2.2.

Як видно, отримане значення температури шліфування θ істотно перевищує значення температури шліфування, які досягаються на практиці (як правило, у межах $1\,000 \text{ }^\circ\text{C}$). Очевидно, це пов'язане з тим, що при розрахунку не враховувалася кількість тепла, затрачувана на нагрівання поверхневих шарів оброблюваної деталі й на нагрівання шліфувального круга, наприклад, алмазного круга на металевій зв'язці. Тому при

складанні рівняння теплового балансу врахуємо тепло, затрачуване як на нагрівання стружок масою m , так і на нагрівання поверхневого шару оброблюваної деталі товщиною l_2 внаслідок її теплопровідності. Представимо залежність (1.53) у вигляді

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta\tau \cdot \lambda}{c \cdot \rho}}, \quad (2.26)$$

де $\Delta\tau$ – час, за який оброблювана деталь, що рухається зі швидкістю $V_{\text{дет}}$, переміститься на величину, рівну довжині контакту круга з оброблюваним матеріалом $h = \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t}$, тоді $\Delta\tau = \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} / V_{\text{дет}}$.

Рівняння теплового балансу з урахуванням нагрівання стружок і поверхневого шару оброблюваної деталі товщиною l_2 прийме вигляд

$$N \cdot \tau = c \cdot \rho \cdot V \cdot t \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau \cdot \theta + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot V \cdot l_2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau \cdot \theta. \quad (2.27)$$

Коефіцієнт 0,5 у другому доданку правої частини рівняння уведений для того, щоб урахувати нерівномірність нагрівання поверхневого шару оброблюваної деталі по товщині l_2 , тому що температура змінюється від значення θ до нуля. Тоді середнє значення температури дорівнює $0,5 \cdot \theta$. З урахуванням вираження $N = P_z \cdot V_{\text{кр}}$, залежності (2.23) і рівняння (2.27), температура шліфування θ визначиться

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{t}{(t + 0,5 \cdot l_2)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{2t}\right)}. \quad (2.28)$$

За даними чисельних розрахунків, наведених у п. 2.4, є справедливою нерівність $l_2 > t$. Наприклад, для $t = 0,01$ мм параметр $l_2 = 0,255$ мм; для $t = 1$ мм параметр $l_2 = 8,1$ мм (при фіксованій питомій продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\text{дет}} = 10^{-5}$ м²/с), тобто параметр l_2 більше глибини шліфування t в 8,1 ... 25,5 разів. Тому в першому наближенні можна прийняти $(t + l_2) \approx l_2$. Тоді залежність (2.28) виразиться

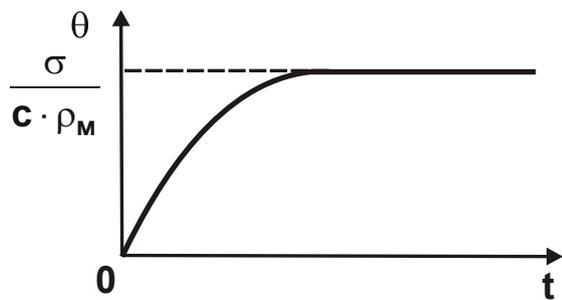


Рис. 2.15. Залежність температури θ від глибини шліфування t

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2 \cdot t}{l_2} \quad (2.29)$$

Наявність у залежності (2.29) множника $t/l_2 \ll 1$ дозволяє істотно зменшити досить велике значення $\theta = 10\ 107\ \text{K}$, встановлене раніше, і наблизити теорію до практики шліфування. Так, зменшуючи встановлене по залежності (1.57) значення $\theta = 6\ 064\ \text{K}$ у $8,1 \dots 25,5$ разів, маємо $\theta = (475,6 \dots 1\ 497)\ \text{K}$, що погодиться

із практикою шліфування.

Виразимо в залежності (2.29) параметр l_2 залежністю (2.26):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t}}} = \sigma \cdot t^{0,75} \cdot \left(\frac{2 \cdot V_{\text{дет}}}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}} \right)^{0,5} \quad (2.30)$$

Найбільше впливає на температуру шліфування θ умовна напруга різання σ . Потім, у порядку убуття – глибина шліфування t й швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Зі збільшенням глибини шліфування t температура шліфування θ збільшується за законом $t^{0,75}$. Однак такий характер зміни температури шліфування θ буде справедливий при зміні глибини шліфування t до певного значення, близького до значення $t = 0,5 \cdot l_2$. При значеннях t , порівняних зі значенням $0,5 \cdot l_2$ і перевищуючих його, справедлива залежність (2.28) і температура шліфування θ буде не істотно збільшуватися зі збільшенням глибини шліфування t , наближаючись до значення $\sigma/(c \cdot \rho)$, рис. 2.15. Приблизно за таким же законом буде змінюватися температура шліфування θ зі збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$. Визначити кількість тепла, що йде на нагрівання, наприклад, алмазного круга на металевій зв'язці, можна таким чином. Представимо робочу поверхню круга у вигляді безлічі адіабатичних прямолінійних стержнів, розташованих по нормалі до робочої поверхні круга. Тоді товщина (або довжина) частини стержня l_2 , у якій буде концентруватися тепло, можна

визначити по залежності (2.26), розглядаючи в ній $\Delta\tau = h/V_{кр} = \sqrt{D_{кр} \cdot t}/V_{кр}$ (рис. 2.16).

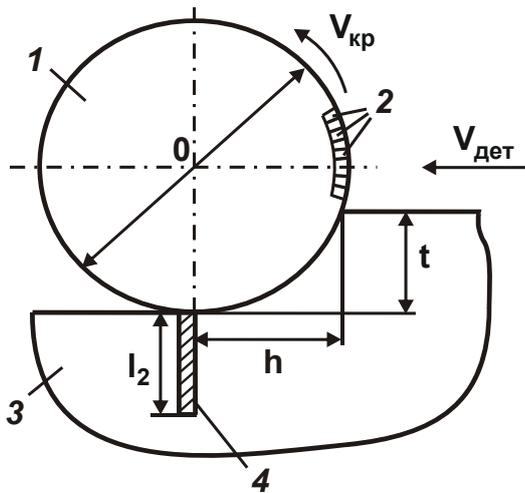


Рис. 2.16. Розрахункова

схема плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – адіабатичні стержні поверхневого шару круга; 3 – деталь; 4 – адіабатичний стержень шару деталі.

з цього, як розрахункову залежність для визначення температури шліфування θ можна використовувати залежність (2.30).

З урахуванням того, що $V_{кр} > V_{дет}$, значення $\Delta\tau$, розраховане за цією залежністю для круга, буде менше аналогічного значення $\Delta\tau = \sqrt{D_{кр} \cdot t}/V_{дет}$ для деталі. Отже, товщина прогрітого шару деталі l_2 буде значно більше товщини прогрітого шару алмазного круга. Відповідно кількість тепла, затрачуваного на нагрівання поверхневого шару деталі, буде більше кількості тепла, затрачуваного на нагрівання поверхневого шару алмазного круга і яке в першому наближенні можна не враховувати при розрахунку температури шліфування θ . Виходячи

2.9. Основні умови зниження температури поверхневого шару деталі при механічній обробці

Вище показано, що щільність теплового потоку q при абразивній і лезовій обробці визначається однієї й тією же простою аналітичною залежністю: $q = \sigma \cdot V_{різ}$. При точінні $V_{різ} = V \cdot \text{tg}\beta$, де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу при різанні (змінюється в межах $10 \dots 45^\circ$). При шліфуванні

$$V_{різ} = \frac{t}{\tau} = t \cdot \frac{V_{дет}}{h} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot \rho}{2}}, \quad (2.31)$$

де τ – час контакту розглянутого адіабатичного стержня зі шліфувальним кругом, с.

При плоскому шліфуванні ($R_{дет} \rightarrow \infty$):

$$V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \quad (2.32)$$

Очевидно, при точінні $V_{різ}$ більше, ніж при шліфуванні. Зважаючи на те, що щільність теплового потоку q , відповідно до наведеної залежності, визначається швидкістю $V_{різ}$, доцільно аналіз температури при механічній обробці виконувати по зміні температури адіабатичного стержня в процесі його перерізання (рис. 2.17а), тобто залежно від часу обробки τ . Як видно з графіка, спочатку температура збільшується, потім стабілізується.

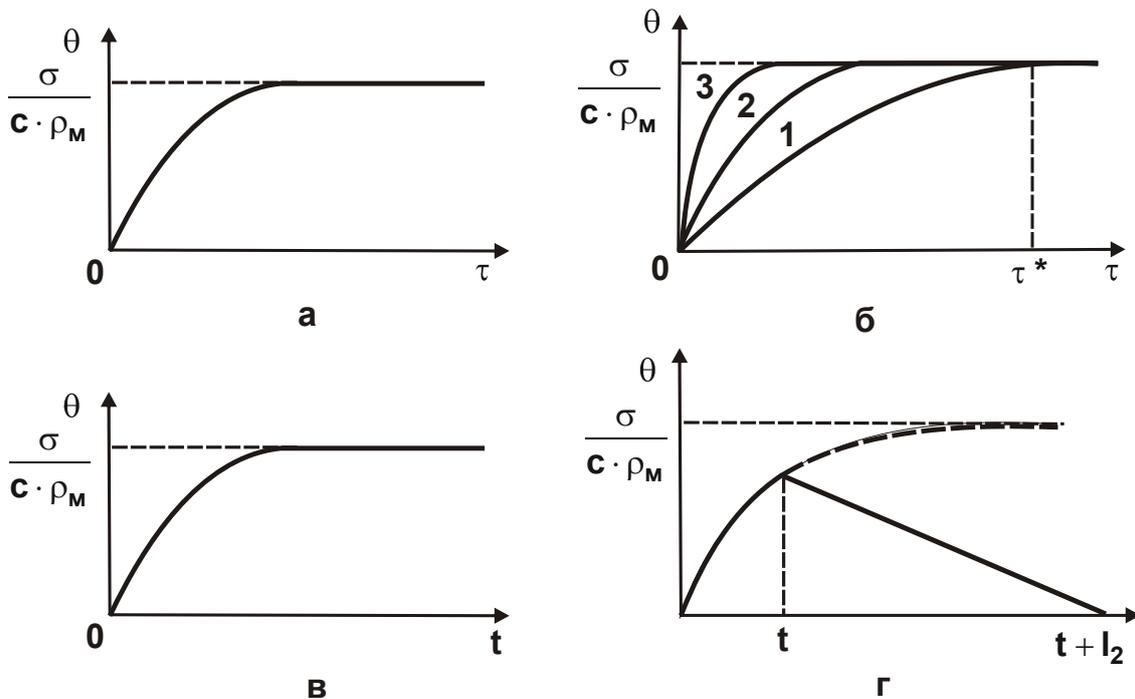


Рис. 2.17. Графіки зміни температури різання при точінні й шліфуванні

Час стабілізації τ , довжина пройденого при цьому шляху теплового джерела l_2 уздовж стержня й найбільша температура шліфування θ в стержні (тобто в момент її стабілізації) визначаються залежностями (1.38), (1.39) і (1.40).



Рис. 2.18. Структурна схема умов зменшення температури поверхневого шару деталі при її механічній обробці

Розрахунками встановлено, що при точінні всі три наведені параметри τ , l_2 і θ менше, ніж при шліфуванні, внаслідок меншого значення σ й більшого значення $V_{різ}$ (за умови $K_{різ} < 1$). При точінні параметр l_2 менше товщини зрізу a . У цьому випадку залежність температури шліфування θ від часу обробки τ буде підкорятися залежності, графічно зображеній на рис. 2.17б (тут наведені три залежності для різних значень $V_{різ}$: $V_{різ1} < V_{різ2} < V_{різ3}$). Параметр τ^* визначається залежністю (1.39).

На підставі рис. 2.17б можна побудувати залежність температури шліфування θ від швидкості $V_{різ}$ (або швидкості різання V). Вона буде підкорятися залежності, графічно зображеній на рис. 2.17в.

При шліфуванні, як правило, виконується умова $l_2 > t$. Тому стабілізація температури шліфування θ із часом обробки τ не відбувається. Найбільша температура досягається в момент виходу розглянутого аді-

абатичного стержня з контакту зі шліфувальним кругом. Залежність температури шліфування θ від часу обробки τ приймає вид, зображений на рис. 2.17г. Зважаючи на те, що при шліфуванні умовна напруга різання σ мало змінюється зі зміною технологічних параметрів, основною умовою зменшення максимальної температури шліфування θ є збільшення часу обробки τ й зменшення довжини стержня l_2 . Виходячи із залежностей (1.39) і (1.39), це досягається зменшенням швидкості перерізання стержня $V_{\text{різ}}$ (за рахунок зменшення $V_{\text{дет}}$ для заданої глибини шліфування t). На рис. 2.18в узагальненому виді показані умови зменшення температури поверхневого шару деталі в процесі її механічної обробки.

2.10. Методика розрахунку параметрів режиму шліфування, які забезпечують умови бездефектної обробки

Теоретично встановлена залежність температури шліфування θ від питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ (див. рис. 2.7) дозволила сформулювати дві основні умови здійснення процесу шліфування з урахуванням обмеження по температурному фактору. З метою збільшення продуктивності обробки необхідно реалізувати сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$), забезпечуючи зменшення умовної напруги різання σ . Якщо ж важливо істотно зменшити температуру шліфування, то необхідно реалізувати несталий тепловий процес ($z < 1$). Продуктивність обробки при цьому значно менша, ніж при сталому тепловому процесі.

Разом з тим, зменшення відносної величини температури z , як впливає із залежностей (1.47) і (1.48), веде до зменшення частки тепла Q_1/Q , що йде в стружки і збільшення частки тепла Q_2/Q , що йде в поверхневий шар оброблюваної деталі. За умови $z \rightarrow 0$ практично все тепло, що утворюється при шліфуванні, йде в поверхневий шар оброблюваної деталі. Відповідно до залежності (1.37), це веде до збільшення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 , який є потенційним джерелом утворення різного роду температурних дефектів на обробленій поверхні. Очевидно, щоб зменшити ймовірність появи температурних дефектів на обробленій поверхні, а в найкращому разі повністю їх виключити, необхідно при обробці обмежити дві величи-

ни: температуру шліфування θ (або відносну величину температури z) і глибину l_2 . Це забезпечується шляхом вибору за певною методикою параметрів режимів шліфування. Суть методики полягає в такому.

Нехай задана величина l_2 обумовлена залежністю (1.37), у яку входять 2 змінних параметри: z і $V_{\text{різ}}$. Прийнемо, що відносна величина температури z також задана. Тоді змінним параметром залишиться лише $V_{\text{різ}}$. Для його визначення необхідно залежність (1.37) представити:

$$V_{\text{різ}} = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot l_2} . \quad (2.33)$$

Підставляючи в залежність (2.33) задані значення λ , c , ρ , z й l_2 , визначається шукана величина $V_{\text{різ}}$. Далі, по залежності (1.35), розраховується довжина l_1 , яка, по суті, є глибиною шліфування. Щоб видалити припуск товщиною Π й забезпечити задані значення z й l_2 , необхідно виконати n проходів круга (за схемою плоского шліфування):

$$n = \frac{\Pi}{l_1} . \quad (2.34)$$

Це рішення є спрощеним, оскільки швидкість переміщення теплового джерела $V_{\text{різ}}$ залежить від параметрів $V_{\text{дет}}$ і t й визначається залежністю (2.3). Виходячи з цього, для визначення глибини шліфування t необхідно скористатися залежністю (1.35), приймаючи в ній $l_1 = t$, тому що при цій умові температура приймає максимальне значення

$$t = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot [\ln(1-z) + z] . \quad (2.35)$$

Параметр $V_{\text{різ}}$ у залежності (2.35) виразимо залежністю (2.33):

$$t = -l_2 \cdot \frac{[\ln(1-z) + z]}{z} = \frac{l_2 \cdot \bar{l}_1}{z} . \quad (2.36)$$

У результаті отримана аналітична залежність для визначення глибини шліфування t . Вхідні в залежність (2.36) параметри z й l_2 задані. Значення відношення \bar{l}_1 / z (для різних значень z) наведені в табл. 2.1, з якої випливає, що відношення \bar{l}_1 / z тим більше, чим більше відносна величина z . Невідому швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ визначимо із залежності (2.33), виражаючи швидкість $V_{\text{різ}}$ залежністю (2.3):

$$V_{\text{дет}} = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot l_2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{\text{кр}}}{t}} \quad (2.37)$$

Підставимо в (2.37) залежність (2.36):

$$V_{\text{дет}} = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot l_2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot z}{l_2 \cdot \bar{l}_1}} \quad (2.38)$$

Порівнюючи залежності (2.36) і (2.38), видно, що вхідні в них параметри z , \bar{l}_1 і l_2 по різному впливають на глибину шліфування t й швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Таким чином, розроблена інженерна методика розрахунку оптимальних параметрів режиму шліфування (швидкості деталі й глибини шліфування) з урахуванням вимог по температурі й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі (товщини дефектного шару деталі).

2.11. Обґрунтування структури й параметрів технологічного процесу механічної обробки з урахуванням температурного фактора

При виборі оптимальної структури й параметрів операції механічної обробки необхідно, насамперед, урахувати температурний фактор, який як правило, є основним обмеженням забезпечення високих показників якості й продуктивності обробки. У Цій роботі запропонований новий підхід до розрахунку температури поверхневого шару оброблюваного матеріалу. Використовуючи його, можна вирішити ряд важливих прак-

тичних задач з обґрунтування й вибору оптимальної структури й параметрів технологічного процесу обробки.

Розглянемо умови зменшення температури при шліфуванні торцем круга прямолінійної деталі, яка рухається по нормалі до робочої поверхні круга зі швидкістю $V_{\text{різ}}$. У цьому випадку температура θ буде визначатися залежністю (1.34) або наближеною залежністю (1.52), справедливою при досить малому часі τ контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю. Зважаючи на те, що залежність (1.52) має більш простий вигляд порівняно із залежністю (1.34), застосуємо її для обґрунтування структури й параметрів технологічного процесу механічної обробки з урахуванням температурного фактора.

Як впливає із залежності (1.52), зменшити температуру θ можна двома шляхами: зменшенням щільності теплового потоку q або часу обробки τ . Зменшити q можна в першу чергу за рахунок зменшення швидкості $V_{\text{різ}}$. Однак, це призводить до зменшення продуктивності обробки, що не завжди ефективно. Тому кращим шляхом зменшення температури слід розглядати зниження часу обробки τ , який визначається відношенням $\tau = \Pi / V_{\text{різ}}$, де Π – припуск, що знімається, м. Очевидно, зменшити τ можна розбивкою припуску на окремі частини. Причому, чим їх більше, тим менше Π , τ і температура θ . Практично реалізувати такий поділ припуску на складові частини можна, виконуючи обробку в кілька операцій. Тоді в межах кожної операції температура θ буде визначатися за перетвореною залежністю (1.52):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{\text{різ}} \cdot \Pi}{\lambda \cdot c \cdot \rho}}, \quad (2.39)$$

звідки

$$V_{\text{різ}} \cdot \Pi = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_M \cdot \theta^2}{2 \cdot \sigma^2}. \quad (2.40)$$

Із залежності (2.40) випливає, що для заданих значень θ і σ добуток $V_{\text{різ}} \cdot \Pi$ є постійною величиною. Отже, зменшуючи $\Pi \rightarrow 0$, можна знач-

но збільшити швидкість $V_{різ}$ і відповідно продуктивність обробки. Реалізувати умову $\Pi \rightarrow 0$ можна шляхом періодичного переривання процесу шліфування. Це досягається, наприклад, за рахунок застосування переривчастого круга: у момент контакту робочого виступу круга з оброблюваною деталлю знімається шар матеріалу певної (невеликої) товщини Π , а в момент проходження западини круга відбувається охолодження деталі. Температура при цьому зменшується, і новий робочий виступ круга контактує практично з охолодженим оброблюваним матеріалом.

Періодичність контакту круга з оброблюваним матеріалом можна забезпечити за рахунок повідомлення круга або деталі в радіальному напрямі вібрацій (ультразвукових коливань), а також застосовуючи схему шліфування з поздовжньою подачею, що забезпечує періодичний вихід круга з контакту з деталлю.

Найпростіше технічне рішення – це застосування схеми плоского шліфування, розглядаючи припуск деталі як набір адіабатичних стержнів, розташованих перпендикулярно оброблюваній поверхні. У цьому випадку час між контактами круга з фіксованим адіабатичним стержнем суттєво зростає, і він фактично встигає охолонути до моменту наступного контакту з кругом. До такого ж рішення приходимо, використовуючи схеми круглого зовнішнього й внутрішнього шліфування периферією круга, хоча кругле зовнішнє шліфування можна виконати й торцем круга.

В укрупненому вигляді реалізацією умови (2.40) є, по суті, розбивка процесу обробки на окремі операції й переходи. У результаті сумарний припуск видаляється за певну кількість операцій, що приведе до зменшення міжопераційних припусків (відповідно до залежності (2.40)), до збільшення швидкості $V_{різ}$ й продуктивності обробки при заданих значеннях θ і σ . Таким чином за рахунок застосування операційної технології забезпечується зменшення величини Π в залежності (2.40) і відповідно збільшення продуктивності обробки. Зменшення величини Π в результаті виконання обробки за кілька операцій дозволяє також зменшити температуру θ для заданої швидкості $V_{різ}$ й продуктивності обробки. Чим більше кількість виконуваних операцій, тим менше умовна величина міжопераційного припуску й тим вище може бути досягнута продуктивність обробки з урахуванням обмеження по температурному фактору.

На практиці фінішні операції виконують з меншою продуктивністю й зі зніманням менших припусків порівняно з чорновими операціями. Виходячи із залежності (2.40), це приводить до зменшення добутку $V_{\text{різ}} \cdot \Pi$ й температури θ . Отже, цей підхід спрямований на зниження температури й виключення температурних дефектів обробки, тобто підвищення якості оброблюваних поверхонь.

Зважаючи на те, що температура θ й добуток $V_{\text{різ}} \cdot \Pi$ зв'язані між собою нелінійною залежністю (2.40), для забезпечення відчутного зменшення температури θ потрібне значне зменшення добутку $V_{\text{різ}} \cdot \Pi$, тобто зменшення параметрів $V_{\text{різ}}$ і Π . Цим і пояснюється істотна відмінність режимів різання й величин припусків, що знімаються, на операціях чорнової й чистової обробки.

Найважливішою умовою зменшення температури θ й збільшення швидкості $V_{\text{різ}}$ й продуктивності обробки, як випливає із залежності (2.40), є зменшення умовної напруги різання σ за рахунок підвищення ріжучої здатності інструмента, зниження тертя в зоні обробки й т. д.

При виборі оптимальних умов обробки необхідно забезпечити концентрацію тепла, що утворюється як можна в меншому об'ємі поверхневого шару матеріалу, тобто зменшити довжину адіабатичного стержня l_2 , якими умовно представлений припуск. Параметр l_2 визначається аналітичною залежністю (1.53).

Як випливає із залежності (1.53), зменшити l_2 можна лише за рахунок зменшення часу τ . Тому всі висновки, зроблені вище при аналізі умов зменшення температури θ , залишаються справедливими й при аналізі умов зменшення параметра l_2 .

Параметри θ й l_2 зв'язані між собою відомою з курсу фізики формулою теплопровідності тіла:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}. \quad (2.41)$$

По суті, з цієї залежності випливає залежність (1.52), тобто зменшити температуру θ можна зменшенням двох параметрів: q і l_2 . Оскільки щільність теплового потоку q за допомогою швидкості $V_{\text{різ}}$ пов'язана з продуктивністю обробки й тому її зменшувати недоцільно, основним

шляхом зменшення температури θ є зниження параметра l_2 за рахунок часу обробки τ , відповідно до залежності (1.53). Зменшення $\tau \rightarrow 0$ припускає зменшення припуску $\Pi \rightarrow 0$ на останньому етапі обробки.

Виникає питання – а яка закономірність знімання припуску на попередніх етапах (операціях і переходах)? Щоб відповісти на це запитання, розглянемо умови обробки, які дозволяють концентрувати тепло, що утворюється при різанні, в основному в шарі припуску, що знімається. Математично це виражається умовою: $\Delta\Pi + l_2 = \Pi$, де $\Delta\Pi = V_{\text{різ}} \cdot \tau$ – поточне значення припуску, м. З урахуванням залежності (1.42), маємо

$$V_{\text{різ}} \cdot \tau + \sqrt{\frac{2\lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \Pi . \quad (2.42)$$

У результаті отримане квадратне рівняння відносно невідомої величини τ . Його рішення (приймаючи $x = \tau^2$):

$$x = -\frac{A}{2 \cdot V_{\text{різ}}} + \sqrt{\frac{A^2}{4V_{\text{різ}}^2} + \frac{\Pi}{V_{\text{різ}}}} , \quad (2.43)$$

де $A = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho}}$.

Помножимо й розділимо отримане вираження на сполучену вели-

чину $\frac{A}{2 \cdot V_{\text{різ}}} + \sqrt{\frac{A^2}{4V_{\text{різ}}^2} + \frac{\Pi}{V_{\text{різ}}}}$, тоді

$$x = \frac{2 \cdot \Pi}{A} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2}}\right)^2} ; \quad (2.44)$$

$$\tau = x^2 = \frac{4 \cdot \Pi^2}{A^2} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2}}\right)^4} . \quad (2.45)$$

Відповідно $\Delta\Pi = V_{\text{різ}} \cdot \tau$:

$$\Delta\Pi = \frac{4 \cdot \Pi^2 \cdot V_{\text{різ}}}{A^2} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2}}\right)^4} \quad (2.46)$$

або

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2}}\right)^4} \quad (2.47)$$

Визначимо кількісно відносну величину $\frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2}$, наприклад, стосовно шліфування твердого сплаву ВК8 для таких вихідних даних: $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\Pi = 10^{-3}$ м; $V_{\text{різ}} = 10^{-3}$ м/хв. Ця величина дорівнює $1,7 \cdot 10^{-3}$, тобто значно менше одиниці. Із цього випливає, що підкореневе вираження в знаменнику залежності (2.47) дорівнює приблизно одиниці. Тоді

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{4 \cdot \Pi \cdot V_{\text{різ}}}{A^2} \cdot \frac{1}{16} = \frac{1,27 \cdot 10^{-3}}{16}$$

Як видно, відношення $\Delta\Pi/\Pi$ приймає досить мале значення й тому першим доданком у залежності (2.42) можна зневажити. У результаті рівняння (2.42) приймає простий вид: $\Pi = l_2$. Звідки з урахуванням залежності (1.42), визначається час обробки τ :

$$\tau = \frac{c \cdot \rho \cdot \Pi^2}{2 \cdot \lambda} \quad (2.48)$$

У загальному випадку $\tau = \Delta\Pi / V_{\text{різ}}$. У результаті приходимо до двох невідомих величин $\Delta\Pi$ і $V_{\text{різ}}$. Для визначення однієї з них накладемо обмеження на температуру θ . За умови $\Pi = I_2$, маємо

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot \Pi}{\lambda}. \quad (2.49)$$

Із залежності (2.49) визначається швидкість $V_{\text{різ}}$:

$$V_{\text{різ}} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot \Pi}. \quad (2.50)$$

Швидкість $V_{\text{різ}}$ тим більше, чим більше температура θ й менше величина припуску Π . У результаті прийшли до залежності, подібній до залежності (2.40). Знаючи параметри $V_{\text{різ}}$ й τ , визначимо величину $\Delta\Pi = V_{\text{різ}} \cdot \tau$ з урахуванням залежностей (2.48) і (2.50):

$$\Delta\Pi = \frac{c \cdot \rho \cdot \theta \cdot \Pi}{2 \cdot \sigma} \quad (2.51)$$

або

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{2 \cdot \sigma}. \quad (2.52)$$

Відповідно до залежності (1.40), відношення $\theta^* = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ визначає максимально можливу температуру, обумовлену тепловим насиченням адіабатичних стержнів, якими умовно представлений припуск, що знімається. Тоді залежність (2.52) прийме вигляд

$$\frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{\theta}{2 \cdot \theta^*}. \quad (2.53)$$

Оскільки $\theta < \theta^*$, відношення $\Delta\Pi/\Pi$ завжди менше одиниці. Тому умова $\Delta\Pi = \Pi$ може бути виконана лише при забезпеченні температури $\theta = 2 \cdot \theta^*$. Однак з фізичної точки зору це практично не здійснено й припуск Π необхідно видаляти частинами на окремих операціях, переходах або за рахунок періодичного переривання процесу обробки.

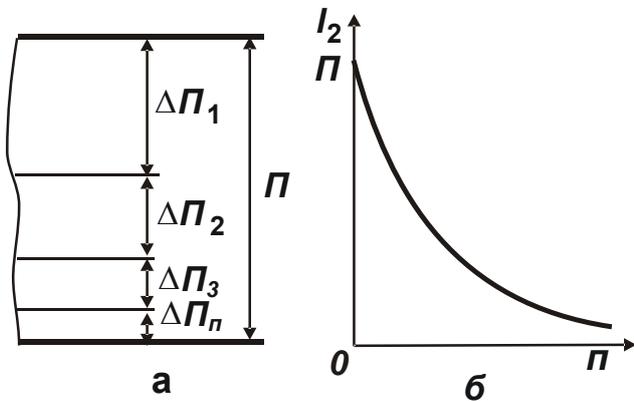


Рис. 2.19. Розрахункова схема знімання припуску (а) і характер зміни параметра I_2 залежно від кількості проходів круга n (б)

Припустимо, що на першому етапі обробки (а це може бути перша операція або перехід, перше переривання контакту круга з деталлю) здійснено знімання шару матеріалу товщиною $\Delta\Pi_1$. Частина припуску, що залишилася, дорівнює $\Pi - \Delta\Pi_1$. Тоді на другому етапі, виходячи із залежності (2.53), відбудеться знімання шару матеріалу меншої товщини $\Delta\Pi_2 < \Delta\Pi_1$, тому що припуск, що залишився після першого

етапу $\Pi - \Delta\Pi_1$, менше початкового припуску Π . На третьому етапі відбудеться знімання ще меншого шару припуску $\Delta\Pi_3 < \Delta\Pi_2$ й т. д. На останньому етапі відбудеться знімання нескінченно малого шару припуску $\Delta\Pi_n \rightarrow 0$ (рис. 2.19а). Із цього випливає, що для виконання умови $I_2 = \Pi$ необхідно забезпечити умовно періодичне переривання процесу обробки шляхом розбивки його на окремі операції або за рахунок періодичного виходу круга з контакту з оброблюваним матеріалом у межах однієї операції. Причому, шар оброблюваного матеріалу, що знімається, з кожним наступним перериванням процесу обробки повинен зменшуватися. Тоді знімання припуску буде відбуватися в межах порушеного поверхневого шару оброблюваної деталі $I_2 = \Pi$. У міру зменшення поточного значення припуску, що знімається, величина I_2 буде безупинно зменшуватися, приймаючи значення Π ; $\Pi - \Delta\Pi_1$; $\Pi - \Delta\Pi_1 - \Delta\Pi_2$; $\Pi - \Delta\Pi_1 - \Delta\Pi_2 - \Delta\Pi_3$ і т. д. У підсумку $I_2 \rightarrow 0$. Характер зміни величини I_2 залежно від кількості етапів обробки n зображений на рис. 2.19б.

Розглянемо цю закономірність, приймаючи в залежності нове позначення $z_1 = \frac{\theta}{2 \cdot \theta^*}$. Тоді $\frac{\Delta\Pi_1}{\Pi} = z_1$, звідки

$$\Delta\Pi_1 = z_1 \cdot \Pi. \quad (2.54)$$

На другому етапі обробки: $\frac{\Delta\Pi_2}{\Pi - \Delta\Pi_1} = z_1$, звідки

$$\Delta\Pi_2 = z_1 \cdot (1 - z_1) \cdot \Pi. \quad (2.55)$$

На третьому етапі обробки: $\frac{\Delta\Pi_3}{\Pi - \Delta\Pi_1 - \Delta\Pi_2} = z_1$, звідки

$$\Delta\Pi_3 = z_1 \cdot (1 - z_1)^2 \cdot \Pi. \quad (2.56)$$

Аналогічним чином визначаються величини $\Delta\Pi_4, \Delta\Pi_5 \dots$. У результаті приходимо до ряду з урахуванням $y = (1 - z_1)$:

$$\begin{aligned} \Delta\Pi_1 + \Delta\Pi_2 + \Delta\Pi_3 + \Delta\Pi_4 + \dots &= z_1 \cdot \Pi + z_1 \cdot (1 - z_1) \cdot \Pi + z_1 \cdot (1 - z_1)^2 \cdot \Pi + \\ &+ z_1 \cdot (1 - z_1)^3 \cdot \Pi + \dots = z_1 \cdot \Pi \cdot (1 + y + y^2 + y^3 + \dots) \end{aligned} \quad (2.57)$$

Цей ряд становить нескінченно убутну геометричну прогресію зі знаменником прогресії y . Сума прогресії дорівнює $1/(1 - y)$. Тоді

$$\Delta\Pi_1 + \Delta\Pi_2 + \Delta\Pi_3 + \Delta\Pi_4 + \dots = z_1 \cdot \Pi \cdot \frac{1}{1 - y} = \Pi, \quad (2.58)$$

тобто сума ряду дорівнює величині початкового припуску Π . Цим показано, по-перше, що розрахунки виконані правильно, по-друге, те, що на кожному наступному етапі обробки величина припуску $\Delta\Pi$ у $(1 - z_1)$ раз менше, ніж на попередньому етапі обробки. З цього випливає, що зменшення $\Delta\Pi$ із часом обробки відбувається за законом нескінченно убутної геометричної прогресії зі знаменником прогресії y .

На рис. 2.20 показаний характер зміни відношення $\Delta\Pi_n/\Pi$ й суми $\sum_1^n \Delta\Pi_n/\Pi = (\Delta\Pi_1 + \Delta\Pi_2 + \Delta\Pi_3 + \dots)/\Pi$ залежно від кількості етапів обробки n (або кількості проходів круга). Як видно з рисунка, зі збільшенням n відношення $\Delta\Pi_n/\Pi$ зменшується, причому тим інтенсивніше, чим більше величина z_1 . Відповідно сума $\sum_1^n \Delta\Pi_n/\Pi$ збільшується й тим швидше наближається до одиниці, чим більше величина z_1 . З фізичної точки зору відношення $\Delta\Pi_n/\Pi = V_{\text{різ}} \cdot \tau/\Pi$ визначає відносний час одного (поточного) етапу обробки або одного проходу круга (наприклад, при плоскому шліфуванні). Очевидно, з часом обробки фактична глибина шліфування $t_{\text{фп}}$ (рівна $\Delta\Pi_n$) повинна зменшуватися за законом зменшення $\Delta\Pi_n$.

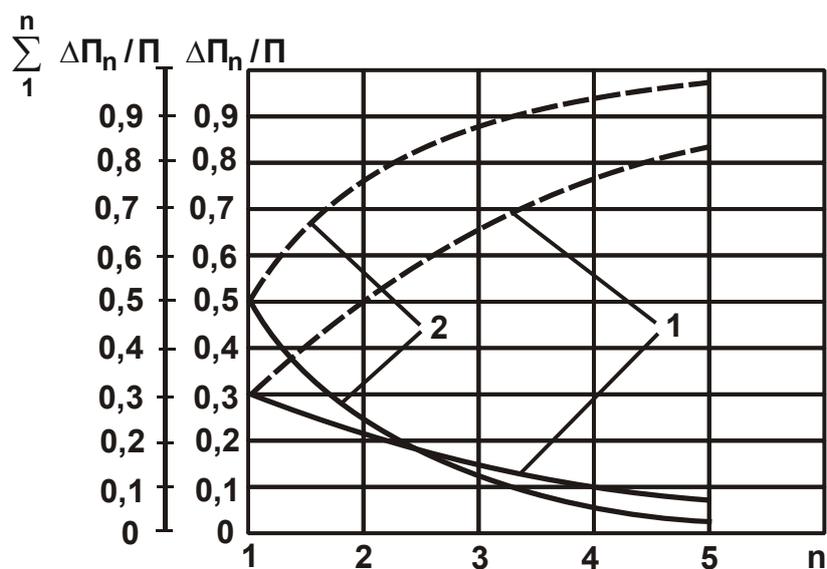


Рис. 2.20. Характер зміни відношення величини припуску, що знімається на кожному проході круга, до загального припуску $\Delta\Pi_n/\Pi$ (суцільна лінія) і відносного значення знятого припуску

$\sum_1^n \Delta\Pi_n/\Pi$ (пунктирна лінія) залежно від кількості проходів круга n

для $z_1 = 0,3$ (1) і $z_1=0,5$ (2)

Умовні позначення: $z_1 = \theta/(2 \cdot \theta^*)$.

У табл. 2.15 наведені розрахункові значення фактичної глибини шліфування $t_{\phi n} = \Delta\Pi_n$ і фактично знятого оброблюваного матеріалу $\sum_1^n t_{\phi n}$ залежно від n для $\Pi = 1$ мм. Реалізувати на плоскошліфувальному верстаті цей закон знімання припуску можна дискретним або безперервним регулюванням номінальної глибини шліфування t . У першому випадку необхідно “вручну” змінювати на верстаті глибину шліфування t на кожному проході. У другому випадку процес зміни глибини шліфування t по проходах необхідно автоматизувати шляхом застосування систем ЧПУ або, наприклад, створенням попереднього натягу в технологічній системі, використовуючи схему виходжування. У цьому випадку знімання припуску буде здійснюватися за рахунок пружно-відновлювальної сили, виникаючої в технологічній системі. Для оцінки ефективності застосування цього технічного рішення встановимо характер зміни глибини шліфування t по проходах.

Таблица 2.15

Розрахункові значення $t_{\phi n}$ і $\sum_1^n t_{\phi n}$ у мм

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$z_1 = 0,1$										
$t_{\phi n}$	0,1	0,09	0,081	0,073	0,066	0,059	0,054	0,048	0,043	0,039
$\sum_1^n t_{\phi n}$	0,1	0,19	0,271	0,344	0,41	0,468	0,522	0,569	0,612	0,651
$z_1 = 0,3$										
$t_{\phi n}$	0,3	0,21	0,147	0,1	0,072	0,05	0,035	0,025	0,018	0,012
$\sum_1^n t_{\phi n}$	0,3	0,51	0,66	0,76	0,83	0,88	0,914	0,939	0,957	0,969
$z_1 = 0,5$										
$t_{\phi n}$	0,5	0,25	0,125	0,063	0,031					
$\sum_1^n t_{\phi n}$	0,5	0,75	0,875	0,938	0,969					

2.12. Визначення характеру зміни глибини шліфування по проходах при плоскому шліфуванні за схемою виходжування

Припустимо, що при плоскому шліфуванні в технологічній системі створений натяг, рівний величині припуску П. Тоді при першому проході номінальна глибина шліфування t_1 буде дорівнювати величині припуску П. Внаслідок виникнення пружного переміщення y_1 в технологічній системі фактична глибина шліфування $t_{\phi 1}$ буде менше номінальної глибини шліфування t_1 на величину:

$$t_{\phi 1} = t_1 - y_1. \quad (2.59)$$

Величину пружного переміщення y_1 можна визначити по залежностях, наведених у роботі [146]:

$$y_1 = \frac{P_y}{c_1} = \frac{P_z}{c_1 \cdot K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{МИТ}}}{c_1 \cdot K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma}{c_1 \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{Q_{\phi}}{V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma}{c_1 \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi 1}}{V_{\text{кр}}} = \alpha \cdot t_{\phi 1}, \quad (2.60)$$

де c_1 – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

$S_{\text{МИТ}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м²;

Q_{ϕ} – фактична продуктивність обробки, м³/с;

$$\alpha = \frac{\sigma}{c_1 \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}.$$

Підставляючи залежність (2.60) у (2.59) і вирішуючи отримане рівняння відносно величини $t_{\phi 1}$, маємо

$$t_{\phi 1} = \frac{t_1}{(1 + \alpha)}. \quad (2.61)$$

Таким чином, отримана залежність, яка дозволяє визначити фактичну глибину шліфування $t_{\phi 1}$ при першому проході. Як видно, фактична глибина шліфування $t_{\phi 1}$ менше номінальної глибини шліфування t_1 .

Фактична глибина шліфування $t_{\phi 2}$ при 2-му проході дорівнює

$$t_{\phi 2} = t_2 - y_2, \quad (2.62)$$

де $t_2 = y_1 = \alpha \cdot t_{\phi 1}$ – номінальна глибина шліфування при 2-му проході, м.

Величина пружного переміщення y_2 визначається залежністю (2.60), розглядаючи в ній замість t_1 величину t_2 , тоді $y_2 = \alpha \cdot t_{\phi 2}$. Після перетворень залежність (2.62) приймає вид рівняння:

$$t_{\phi 2} = \alpha \cdot t_{\phi 1} - \alpha \cdot t_{\phi 2}. \quad (2.63)$$

Вирішуючи рівняння відносно невідомої величини $t_{\phi 2}$ з урахуванням залежності (2.61), одержимо

$$t_{\phi 2} = \frac{1}{(1+\alpha)} \cdot \frac{\alpha}{(1+\alpha)} \cdot t_1. \quad (2.64)$$

Фактична глибина шліфування $t_{\phi 3}$ при 3-му проході визначиться:

$$t_{\phi 3} = t_3 - y_3 = y_2 - y_3. \quad (2.65)$$

З урахуванням (2.60) величини y_2 , y_3 визначаються: $y_2 = \alpha \cdot t_{\phi 2}$; $y_3 = \alpha \cdot t_{\phi 3}$. Відповідно, $t_{\phi 2}$ визначається залежністю (2.64). Перетворюючи залежність (2.65) і вирішуючи її відносно величини $t_{\phi 3}$, маємо

$$t_{\phi 3} = \frac{1}{(1+\alpha)} \cdot \left[\frac{\alpha}{(1+\alpha)} \right]^2 \cdot t_1. \quad (2.66)$$

Аналогічно визначається фактична глибина шліфування $t_{\phi n}$ при n -му проході (за умови $t_1 = \Pi$):

$$t_{\phi n} = \frac{1}{(1+\alpha)} \cdot \left[\frac{\alpha}{(1+\alpha)} \right]^{n-1} \cdot \Pi. \quad (2.67)$$

Як видно, з кожним наступним проходом круга фактична глибина шліфування $t_{\phi n}$ зменшується в одне й теж число разів. Це вказує на те, що характер зміни величини $t_{\phi n}$ по проходах підкоряється нескінченно убутній геометричній прогресії зі знаменником прогресії $\frac{\alpha}{(1+\alpha)}$. Такий же характер знімання припуску був отриманий у попередньому параграфі (перший член геометричної прогресії дорівнює $z_1 \cdot \Pi$, а знаменник прогресії – $y = 1 - z_1$). Тому зрівняємо дві геометричні прогресії.

Позначаючи умовно $z_1 = \frac{1}{(1+\alpha)}$, приходимо до вираження $\alpha = \frac{(1-z_1)}{z_1}$. Тоді справедливо $\frac{\alpha}{(1+\alpha)} = (1-z_1) = y$, тобто знаменник геометричної прогресії (2.67) дорівнює знаменнику геометричної прогресії (2.57). З цього випливає, що дві розглянуті геометричні прогресії однакові. Отже, застосовуючи схему виходжування при плоскому шліфуванні й виконуючи умову $z_1 = \frac{1}{(1+\alpha)}$, можна забезпечити зміну інтенсивності зні-

мання припуску за законом (2.67), що властиво й потрібно було довести. Реалізація даного закону знімання припуску, як показано в попередньому параграфі, дозволяє підтримувати в процесі шліфування задану температуру поверхневого шару оброблюваної деталі, а також забезпечує

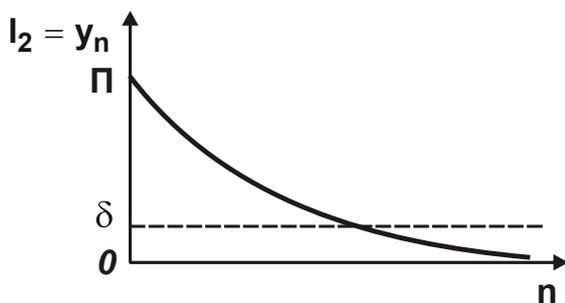


Рис. 2.21. Залежність величини $I_2 = y_n$ від кількості проходів круга n

зменшення із часом обробки глибини проникнення тепла в поверхневий шар деталі I_2 , тобто товщину дефектного шару деталі.

З фізичної точки зору величина I_2 дорівнює величині пружного переміщення y_n в технологічній системі при виходжуванні (похибці розміру обробленої деталі δ), тобто $I_2 = y_n$. Зменшення величини пруж-

ного переміщення в технологічній системі $y_n \rightarrow 0$ із часом обробки веде автоматично до зменшення величини l_2 (товщини дефектного шару обробленої деталі), рис. 2.21. Величина δ при виходжуванні, як правило, змінюється в межах 0 ... 10 мкм. Тому в таких же межах буде змінюватися й товщина дефектного шару оброблюваної деталі l_2 при виходжуванні. Таким чином показано, що застосування схеми виходжування при шліфуванні дозволяє домогтися істотного зменшення товщини дефектного шару оброблюваної деталі l_2 , який надалі нескладно усунути на операції доведення.

Проведемо більш детальний аналіз умови $z_1 = \frac{1}{(1+\alpha)}$. Для цього представимо її у вигляді

$$V_{\text{дет}} = \left(\frac{2\theta^*}{\theta} - 1 \right) \cdot \frac{c_1 \cdot K_{\text{ш}}}{\sigma} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{B}. \quad (2.68)$$

Залежність (2.68) встановлює зв'язок між температурою шліфування θ й умовами обробки. Задаючи необхідне значення температури шліфування θ , по залежності (2.68) можна визначити відповідну їй швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Як видно, чим більше θ , тим менше повинна бути швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Збільшенню $V_{\text{дет}}$ також сприяє підвищення ріжучої здатності шліфувального круга (збільшення $K_{\text{ш}}$ й зменшення умовної напруги різання σ), збільшення параметрів c_1 , $V_{\text{кр}}$ і зменшення B .

2.13. Розробка ефективних операцій фінішної механічної обробки деталей пар тертя поршневих насосів

2.13.1. Аналіз найбільш істотних проблем фінішної механічної обробки деталей пар тертя поршневих насосів

Для нагнітання робочої рідини (мінерального масла) у гідросистеми пристроїв гірничо-металургійного й хімічного виробництва, ковальсько-пресового встаткування, турбін АЕС і багатьох інших потужних гідрофікованих машин широко використовуються радіально- і аксіально-

поршневі насоси. Порівняно з шестеренними насосами, вони більш ефективні, забезпечують значно більші подачі й тиски робочої рідини на виході, табл. 2.16; 2.17.

Таблиця 2.16

**Технічні характеристики аксіально-поршневих
регульованих насосів типу НА...74М**

Найменування параметрів	Параметри		
	НА...45/32	НА...90/32	НА...224/32
Тип насоса	НА...45/32	НА...90/32	НА...224/32
Подача, л/хв.			
а) аксіально-поршневого	57	122	200
б) шестеренного	33	33	22
Частота обертання, с ⁻¹	25	25	16,6
Тиск на виході, МПа			
а) аксіально-поршневого	32	32	32
б) шестеренного	2,5	2,5	2,5
Потужність, кВт	40,5	73	118,5

Таблиця 2.17

**Технічні характеристики радіально-поршневих
регульованих насосів типу 50НРР**

Найменування параметрів	Параметри		
	50НРР125...	50НРР250...	50НРР500...
Тип насоса	50НРР125...	50НРР250...	50НРР500...
Подача, л/хв.			
а) радіально-поршневого	159	211	423
б) шестеренного	33	22	22
Частота обертання, с ⁻¹	25	16,6	16,6
Тиск на виході, МПа			
а) радіально-поршневого	50	50	50
б) шестеренного	2,5	2,5	2,5
Потужність, кВт	143	190	380

Створення високих тисків і гідроцільності в поршневих насосах вимагає застосування деталей підвищеної твердості з точними цилінд-

ричними, плоскими й сферичними поверхнями. У першу чергу це стосується до відповідальних деталей пар тертя. Ці деталі повинні бути виконані з високою точністю розмірів, форми й взаємного розташування поверхонь і їхньою шорсткістю на рівні 9 – 13 класів. Очевидно, це вимагає використання ефективних технологій фінішної механічної обробки: шліфування, доведення, притирання й т. д., у тому числі із застосуванням прогресивних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів.

У цей час накопичений значний практичний досвід механічної обробки таких деталей [5; 9; 35; 55; 58; 59; 67; 73; 74; 81; 82; 113]. Розроблені й використовуються типові технологічні процеси їхньої обробки [19; 140; 149]. Разом з тим, як установлено у ВАТ “Харківський завод Гідропривід”, що технологічні процеси недостатньо ефективні у зв'язку з високою трудомісткістю й низькою продуктивністю обробки. Це визначає досить високу вартість насосів і зниження їх конкурентоспроможності на світових ринках. Спроби підвищення продуктивності обробки деталей на технологічних операціях за рахунок жорсткості режимів різання приводять до зниження якості їхньої обробки, що виражається в зниженні надійності й ресурсу роботи поршневих насосів. Тому важливо забезпечити одночасно підвищення як продуктивності, так і якості обробки. Це відноситься до обробки циліндричних, плоских і сферичних поверхонь деталей із загартованих сталей. Типовими представниками таких деталей є деталі різних пар тертя. В аксіально-поршневих насосах: “підп'ятник – накладний диск”; “поршень – циліндр (втулка корпусу)”; “втулка розподільна – втулка корпусу”. У радіально-поршневих насосах – пари тертя “ротор – плунжер”.



Рис. 2.22. Деталі пари тертя “підп'ятник – диск накладний”

Розглянемо пари тертя “підп'ятник – накладний диск”, застосовувані в аксіально-поршневих насосах (рис. 2.22). Підп'ятник, зібраний з поршнем, опирається на диск, що сприймає осьове навантаження при створенні тиску. Диск (опора підп'ятника) виконаний зі сталі ШХ15, термообробленої до твердості $HRC_e 60 \dots 62$. Контактна з підп'ятником поверхня диска повинна бути оброблена з високими показниками точності й шорсткості: відхилення від площинності – 0,005 мм; відхилення від паралельності – 0,01 мм;

шорсткість поверхні – $R_a = 0,16$ мкм. Забезпечити ці показники можна на операціях плоского абразивного шліфування з наступним доведенням абразивною пастою.

Відповідно до діючої технології, основним недоліком операції плоского шліфування є відносно низька якість обробки, що проявляється в зниженні мікротвердості поверхні обробленої деталі в результаті дії температурного фактора. Усунути дефектний поверхневий шар обробленої деталі, у зв'язку з його досить великими розмірами, на наступній операції доведення утруднено. Зменшення параметрів режиму різання (глибини шліфування) на операції плоского шліфування також повною мірою не вирішує проблему, тому що при цьому відбувається зменшення продуктивності обробки, а це не завжди ефективно. Тому виникає завдання пошуку нових технологічних прийомів обробки, які дозволяють підвищити продуктивність і знизити трудомісткість обробки на операціях плоского шліфування й доведення при одночасному підвищенні якості обробки.

Високі вимоги до якості обробки пред'являються при виготовленні пари тертя “поршень – циліндр (втулка корпусу)”. Поршень виготовляється із загартованої сталі ШХ15 твердістю $HRC_e 60 \dots 62$. Забезпечити високі показники точності й шорсткості обробки (відхилення від циліндричності – $0,005$ мм, $R_a = 0,16$ мкм) можна на операції безцентрового шліфування циліндричної поверхні поршня. Сферична поверхня поршня, яка контактує з підп'ятником, обробляється на профільно-шліфувальному верстаті мод. ЛЗ190 (що працює по методу обкатування по сфері профільним шліфувальним кругом), а потім піддається притиранню на редукторі спеціальними абразивними пастами. Основним недоліком цієї технології є низька якість обробки на операціях шліфування у зв'язку з появою припикань і втратою розмірної стійкості профільного круга при обробці сферичної поверхні поршня, а також висока трудомісткість обробки, особливо на операції притирання, через низьку шорсткість оброблюваної поверхні, одержувану при шліфуванні.

2.13.2. Експериментальні дослідження твердості поверхні й товщини дефектного шару обробленої деталі

Оцінку температурного впливу на оброблювану поверхню деталі (накладного диска, рис. 2.22) виконаємо по зміні її твердості до й після

шліфування. Шліфування накладного диска здійснювалося на плоскошліфувальному верстаті мод. ЗЛ722 з режимом шліфування $V_{кр} = 35$ м/с і $V_{дет} = 30$ м/хв. Ширина шліфування – 10 мм. Використовувалися круги 1А1 450х63х203 24А 40 СМ1 К6 і 1А1 450х63х203 24А 40 СТ1 К6. Глибину шліфування змінювали в межах 0,01 – 0,2 мм. Обробка виконувалася із застосуванням охолодної рідини – емульсії.



а



б

Рис. 2.23. Прилади для виміру мікротвердості ПМТ-3 (а) і ТП-2 (б)

Після шліфування накладного диска, з нього вирізалися зразки, які використовувалися для виміру твердості по методу Вікерса на приладах ПМТ-3 і ТМ-2 (рис. 2.23).

На рис. 2.24 зображений характер зміни твердості поверхні обробленого зразка залежно від глибини шліфування з використанням абразивного круга 1А1 450 х 63 х 203 24А 40 СМ1 К6. Як видно з рис. 2.24, твердість поверхні зразка після обробки з глибиною шліфування $t = 0,01$ мм приблизно дорівнює твердості поверхні до обробки $HV = 7\,800$ Н/мм². Зі збільшенням глибини шліфування твердість поверхні безупинно зменшується. При $t = 0,2$ мм вона приймає значення $HV = 4\,800$ Н/мм², що в 1,62 рази менше твердості поверхні до обробки. Цим показано значний

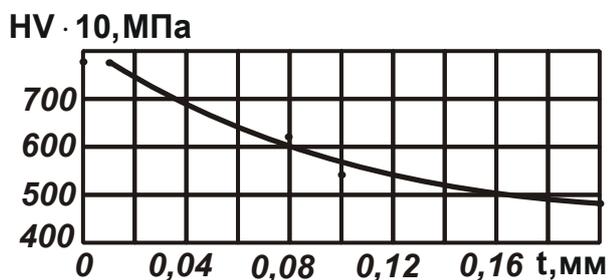


Рис. 2.24. Залежність твердості HV деталі від глибини шліфування t

вплив температурного фактора при шліфуванні на зниження твердості поверхні зразка. Чим більше глибина шліфування, тим більше температура шліфування й менше твердість поверхні зразка.

Тому, виходячи з рис. 2.24, можна зазначити, що з метою збереження вихідної твердості зразка шліфування необхідно виконувати з мінімально можливою глибиною шліфування, у цьому випадку рівною 0,01 мм. Збільшення глибини шліфування веде до зниження твердості поверхні, що буде негативно позначатися на експлуатаційних властивостях оброблюваної деталі – накладного диска, який працює в умовах інтенсивного тертя, тобто на його зносостійкості. Експериментально встановлено, що при $t = 0,2$ мм на оброблюваній поверхні виникає припикання. За допомогою мікроскопа ММР-4 була виконана оцінка мікроструктури поверхневого шару зразка (у місці припикання) після його травлення стандартним 4-відсотковим розчином азотної кислоти в спирті. У результаті встановлений схований голчастий мартенсит з рівномірно розподіленими включеннями карбіду.

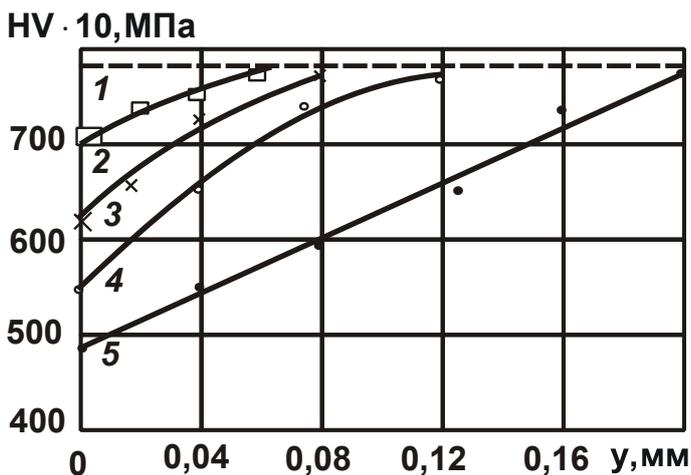


Рис. 2.25. Зміна твердості HV (а) по глибині дефектного шару деталі після її шліфування з різними глибинами t

Умовні позначення: 1 – вихідна твердість до шліфування; 2 – $t = 0,04$ мм; 3 – $t = 0,08$ мм; 4 – $t = 0,1$ мм; 5 – $t = 0,2$ мм.

Заслуговує уваги питання про визначення товщини дефектного поверхневого шару обробленого зразка. Із цією метою були проведені експериментальні дослідження з його визначення. На рис. 2.25 подані результати виміру на твердомірі ТМ-2 на різних рівнях поверхневого шару обробленої деталі. Як видно, за мірою віддалення від обробленої поверхні вглиб деталі твердість збільшується до вихідного значення $HV = 7\ 800$ Н/мм². Координата u , при якій твердість досягає вихідного значення, визначає товщину дефектного шару зразка. Чим більше глибина шліфування, тим більше товщина дефектного шару.

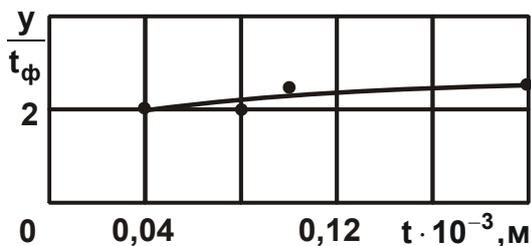


Рис. 2.26. Залежність y/t_{ϕ} від t

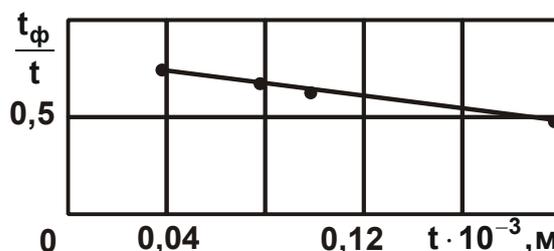


Рис. 2.27. Залежність t_{ϕ}/t від t

На рис. 2.26 графічно зображено зміну відношення товщини дефектного шару зразка y до фактичної глибини шліфування t_{ϕ} , яка відрізняється від номінальної глибини шліфування t , установлюваної по лімбу верстата (рис. 2.27). Як видно, у всьому діапазоні зміни номінальної глибини шліфування t , це відношення більше одиниці. Отже, дефектний поверхневий шар зразка, що утворюється, практично неможливо усунути на наступній операції доведення, яка характеризується незначним зніманням оброблюваного матеріалу. Тому основний шлях – це його зменшення в процесі шліфування, застосовуючи невеликі глибини шліфування, рівні $t = 0,01 - 0,02$ мм.

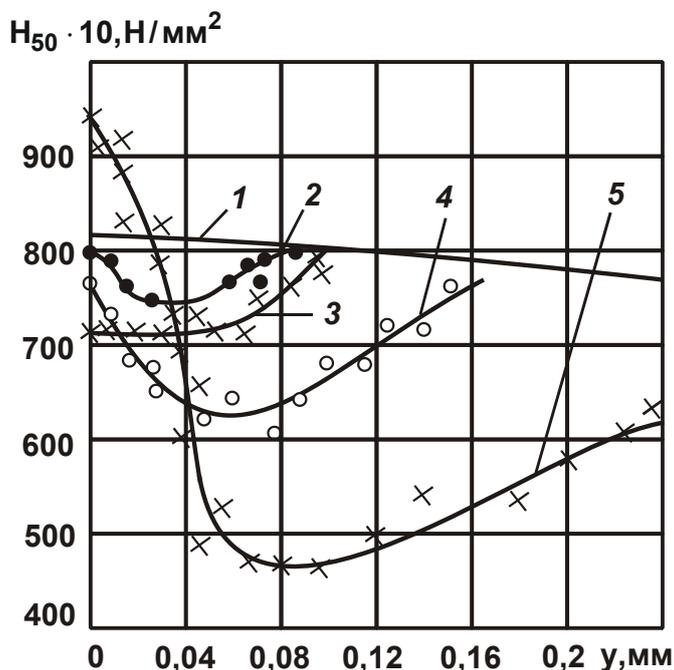


Рис. 2.28. Криві зміни мікротвердості й мікроструктури (x100) цементованої сталі 12Х2Н4А

Умовні позначення: 1 – вихідна твердість; після шліфування з різними глибинами: 2 – $t = 0,01$ мм; 3 – $t = 0,02$ мм; 4 – $t = 0,03$ мм; 5 – $t = 0,05$ мм.

Необхідно відзначити, що аналогічні результати були отримані проф. Якимовим О. В. [163] (рис. 2.28) при дослідженні товщини порушеного поверхневого шару оброблених деталей після шліфування. Як впливає з рис. 2.28, зі збільшенням глибини шліфування товщина порушеного шару збільшується, а її відношення до глибини шліфування приймає досить великі значення (4 ... 8).

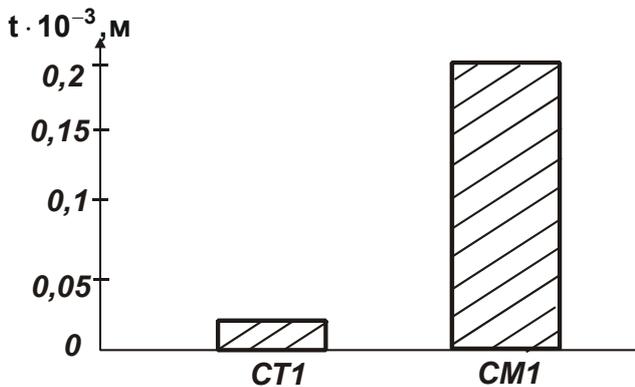


Рис. 2.29. Вплив твердості абразивних кругів на граничну глибину шліфування t

Були проведені експериментальні дослідження з визначення граничної глибини шліфування t , при якій на оброблюваній поверхні зразка виникає припикання. Для порівняння на рис. 2.29 показані граничні глибини шліфування, встановлені при шліфуванні абразивними кругами різної твердості: 1А1 450х63х203 24А 40 СМ1 К6 і 1А1 450х63х203 24А 40 СТ1 К6. Установлено, що зі зменшенням

твердості абразивного круга, тобто переходом від круга твердістю СТ1 до круга твердістю СМ1, гранична глибина шліфування t збільшується. Це пов'язано зі зменшенням теплової напруженості процесу шліфування.

2.13.3. Оцінка глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні

Для теоретичного аналізу наведених результатів експериментальних досліджень виконаємо розрахунок параметра l_2 . Для цього перетворимо визначальну його залежність (2.36):

$$l_2 = t \cdot \frac{z}{\bar{l}_1} \quad (2.69)$$

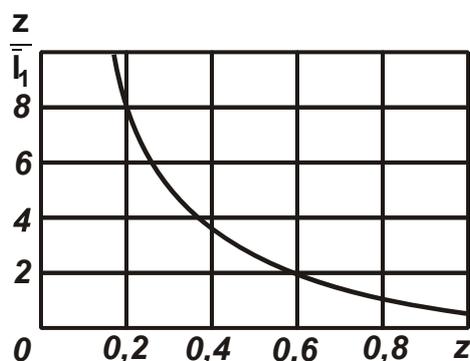


Рис. 2.30. Залежність z / \bar{l}_1 від величини z

Значення безрозмірної величини \bar{l}_1 / z наведені в табл. 2.1, а значення зворотної безрозмірної величини z / \bar{l}_1 графіч-

но зображені на рис. 2.30. Як видно, зі збільшенням відносної величини температури z у межах від 0 до 1 безрозмірна величина z/\bar{l}_1 безупинно зменшується, досягаючи при $z = 0,8$ значення 1,0, а при $z \rightarrow 1$ – значення менше 1,0. Отже, при зміні z у межах від 0 до 0,8 безрозмірна величина z/\bar{l}_1 приймає значення більше одиниці. Це вказує на те, що відношення l_2/t , яке визначається залежністю (2.69), у діапазоні зміни z від 0 до 0,8 завжди більше одиниці. Причому, зі зменшенням z це відношення необмежено збільшується.

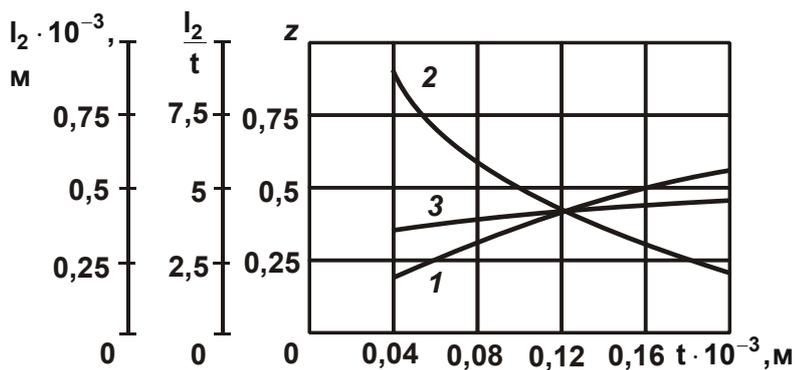


Рис. 2.31. Характер зміни розрахункових значень z (1), відношення l_2/t (2) і параметра l_2 (3) залежно від глибини шліфування t

На рис. 2.31 зображений характер зміни розрахункових значень z , відношення l_2/t й параметра l_2 залежно від глибини шліфування t . Розрахунок безрозмірної величини \bar{l}_1 , виконаний по залежності (2.4), відносної величини температури z – за встановленим значенням \bar{l}_1 відповідно до табл. 2.1, а параметра

l_2 – по залежності (2.69). Відношення l_2/t , виходячи із залежності (2.69), дорівнює безрозмірній величині \bar{l}_1/z . Вихідні дані для розрахунку: коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 $a = \lambda/c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $R_{кр} = 0,225 \text{ м}$; $V_{дет} = 30 \text{ м/хв}$. Як випливає з рис. 2.31, зі збільшенням глибини шліфування t відносна величина температури z збільшується, а відношення l_2/t зменшується. Теоретичні результати узгоджуються з експериментальними даними, наведеними на рис. 2.26 і рис. 2.28, з яких випливає, що відношення $y/t_{ф}$ (відповідне відношенню l_2/t) завжди більше одиниці. Отже, для цих умов обробки відносна величина температури z буде менше значення 0,8.

Порівнюючи розрахункові значення l_2 (див. рис. 2.31) і експериментальні значення товщини дефектного шару y (див. рис. 2.25; 2.28), вста-

новлено, що у всьому досліджуваному діапазоні зміни глибини шліфування t експериментальні значення у менше розрахункових значень l_2 . Це свідчить про те, що умови формування дефектного шару оброблюваної деталі у при шліфуванні підкоряються більш складним фізичним законам, ніж параметра l_2 . Однак, той факт, що експериментальні дані товщини дефектного шару y , установлені на основі виміру твердості поверхні, менші розрахункових значень l_2 указує на вірогідність розробленої в роботі математичної моделі формування температури при шліфуванні.

2.13.4. Розробка ефективного технологічного процесу плоского шліфування з урахуванням обмеження по температурному фактору

Наведені вище результати теоретичних і експериментальних досліджень дозволяють обґрунтувати структуру й параметри технологічного процесу плоского шліфування накладного диска, що забезпечує підвищення продуктивності і якості обробки. Відповідно до технічних вимог на обробку, на операції плоского шліфування потрібно видалити припуск величиною 0,3 мм на сторону, зберігаючи при цьому фактично вихідну твердість поверхні обробленої деталі.

Із рис. 2.25 випливає, що зменшення твердості поверхні зі збільшенням глибини шліфування пов'язане зі збільшенням товщини дефектного шару обробленої деталі. Тому домогтися фактично вихідної твердості поверхні оброблюваної деталі при шліфуванні можна за рахунок істотного зменшення глибини шліфування. Однак це призводить до зменшення продуктивності обробки. Щоб реалізувати умову високопродуктивного знімання матеріалу при одночасному забезпеченні фактично вихідної твердості поверхні, необхідно шліфування виконати за кілька переходів. На першому переході – здійснити знімання основної частини припуску з максимально можливою продуктивністю обробки. Потім, на другому переході дефектний шар, що утворився, обробленої деталі видалити з меншою продуктивністю, наприклад, виконуючи обробку з глибиною шліфування $t = 0,01 - 0,02$ мм. На третьому переході слід ще зменшити глибину шліфування. Однак, як правило, на плоскошліфувальних верстатах можна реалізувати глибину шліфування, не менше 0,005 мм. Тому з метою зменшення глибини шліфування на практиці використовую-

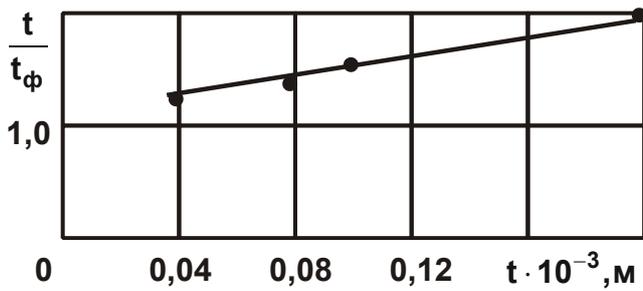


Рис. 2.32. Залежність t/t_ϕ від t

ють схему виходжування, тобто шліфування ведуть із відключеною радіальною подачею. Знімання припуску в цьому випадку відбувається за рахунок виникаючої в технологічній системі пружно-відновлювальної сили, тобто за рахунок зменшення пружного

переміщення. Очевидно, чим більше ця величина, тим більше буде відмінність фактичної й номінальної глибин шліфування. Ця відмінність, як показано в п. 2.11 і 2.12, може бути ефективно використана для зменшення товщини дефектного шару оброблюваної деталі. Для цього необхідно, щоб товщина дефектного шару дорівнювала значенню номінальної глибини шліфування. Ця умова припускає створення значного натягу в технологічній системі, який перевищує, по суті, фактичну глибину шліфування. Відношення y/t_ϕ в цьому випадку дорівнює відношенню номінальної глибини шліфування t до фактичної глибини шліфування t_ϕ , тобто t/t_ϕ . Тоді, виходячи з рис. 2.26, відношення t/t_ϕ повинне змінюватися в межах 2,0 ... 2,33. При невиконанні цього відношення, повністю усунути дефектний шар при виходжуванні не вдасться.

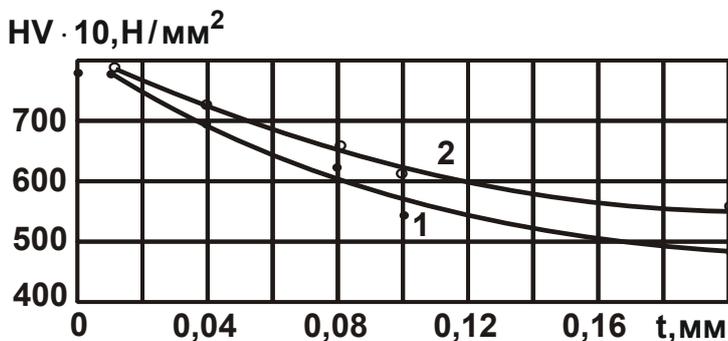


Рис. 2.33. Залежність твердості HV поверхні обробленого зразка від глибини шліфування t до (1) і після (2) виходжування

На рис. 2.32 наведені експериментально встановлені при плоскому шліфуванні значення t/t_ϕ залежно від номінальної глибини шліфування t . Ці значення змінюються в межах 1,33 ... 2,0, чого недостатньо для повного видалення дефектного шару. Для того щоб його видалити, необхідно використовувати верстат з більш податливою пружною систе-

мою (з меншою жорсткістю) і при виходжуванні виконати умову: $l_2/t = t/t_\phi$.

На рис. 2.33 зображений характер зміни твердості поверхні залежно від глибини шліфування до й після виходжування. Як видно, застосування виходжування дозволяє підвищити твердість обробленої поверхні. Однак досягти вихідної твердості не вдалося із причин, зазначених вище. Таким чином зображено, що з метою підвищення твердості обробленої поверхні й відповідно зменшення товщини дефектного шару, після шліфування необхідно обов'язково виконувати виходжування. Це дозволить, крім поліпшення якості оброблюваних поверхонь, збільшити глибину шліфування й відповідно продуктивність обробки.

На основі отриманих результатів можуть бути запропоновані такі практичні рекомендації. На першому переході, при попередньому шліфуванні, обробку доцільно виконувати з глибиною шліфування $t = 0,04 - 0,05$ мм. Дефектний шар, товщиною приблизно $0,05$ мм, який при цьому утворюється, необхідно видалити на переході остаточного шліфування, виконуючи обробку із глибиною шліфування $t = 0,01 - 0,02$ мм. Дефектний шар товщиною $0,02$ мм, що утворюється після остаточного шліфування, як показано вище, можна лише частково видалити при шліфуванні за схемою виходжування. З цього випливає, що припуск при попередньому шліфуванні, слід приймати рівним $0,25$ мм, а припуск при остаточному шліфуванні – рівним $0,05$ мм.

2.13.5. Експериментальні дослідження потужності шліфування й розрахунково-експериментальне визначення умовної напруги різання і температури шліфування

Для кількісної оцінки інтенсивності теплової напруженості процесу плоского шліфування були проведені експериментальні дослідження потужності шліфування N , продуктивності обробки Q й умовної напруги різання при шліфуванні σ залежно від глибини шліфування t (рис. 2.34). У результаті встановлено, що зі збільшенням глибини шліфування t потужність шліфування N збільшується. Це пов'язане зі збільшенням продуктивності обробки Q .

Відношення потужності шліфування N до продуктивності обробки Q визначає умовна напруга різання при шліфуванні σ . Як випливає з рис. 2.34, зі збільшенням глибини шліфування t умовна напруга різання σ зменшується, що викликано, як відомо, поліпшенням умов стружкоут-

ворення й зменшенням інтенсивності тертя шліфувального круга з оброблюваним матеріалом. Установлені значення σ у 4 ... 6,5 разів перевищують тимчасовий опір σ_B загартованої сталі ШХ15 (рівний 2 000 Н/мм²). Це свідчить про те, що при розрахунках у першому наближенні можна використовувати аналітичну залежність (1.56) для визначення σ , отриману без урахування тертя шліфувального круга з оброблюваним матеріалом. У цій залежності роль параметра σ_B виконує межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск $\sigma_{ст}$. У цьому випадку, виходячи із залежності (1.56), коефіцієнт різання $K_{різ}$ приймає більші значення – на рівні 0,3 – 0,5. Це пов'язане з домінуванням в енергетичному балансі шліфування “чистого різання”.

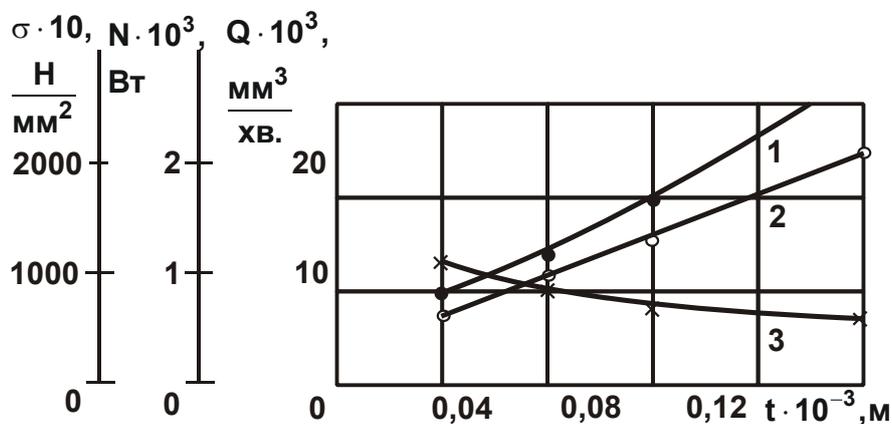


Рис. 2.34. Залежності параметрів N (1), Q (2) і σ (3) від глибини шліфування t

Знаючи експериментальне значення σ , а також величину z (див. рис. 2.31), можна визначити температуру при шліфуванні θ по залежності (1.40). Для цього прийемо вихідні дані, наведені в п. 2.13.3.

Таблиця 2.18

Розрахункові значення відносної величини z і температури при шліфуванні θ

t, мм	0,04	0,08	0,12	0,2
z	0,19	0,3	0,4	0,55
θ °С	506	600	711	880

У табл. 2.18 наведені розраховані по залежності (1.40) значення θ , з урахуванням даних z (див. рис. 2.31). Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t температура при шліфуванні θ збільшується, досягаючи при $t = 0,2$ мм (у момент появи припікання на оброблюваній поверхні) значення 880 °С. Це узгоджується з відомими експериментальними даними [70].

Найбільше значення температури (при $z = 1$), розраховане по залежності (1.40), дорівнює $\theta = 1600$ °С, що приблизно відповідає температурі плавлення сталі ШХ15. Отже, при обробці сталі ШХ15 може бути реалізований сталий тепловий процес ($z = 1$) шляхом застосування глибокого шліфування, що забезпечує підвищення продуктивності обробки без погіршення якості оброблюваної поверхні.

2.13.6. Експериментальні дослідження шорсткості й точності обробки плоских поверхонь при плоскому шліфуванні і доведенні вільним абразивом

У результаті проведених експериментальних досліджень були визначені значення шорсткості поверхні R_a й основних параметрів точності обробки: відхилення від площинності й відхилення від паралельності при зміні глибини шліфування в межах від $0,01 \dots 0,05$ мм (табл. 2.19). З табл. 2.19 випливає, що експериментально встановлені значення зазначених параметрів перевищують необхідні значення: $R_a = 0,16$ мкм; відхилення від площинності $0,005$ мм; відхилення від паралельності $0,01$ мм. Отже, для забезпечення необхідних значень зазначених параметрів необхідно або зменшити глибину шліфування, або використовувати схему виходжування, тобто схему шліфування з відключеною радіальною подачею. Як установлене експериментально, зменшення глибини шліфування в межах $0,01 - 0,05$ мм, а також застосування схеми виходжування мало впливає на зменшення шорсткості поверхні. Параметр R_a при цьому зменшується лише до значень $0,25 - 0,45$ мкм. Тому зменшити параметр R_a до необхідного значення $0,16$ мкм можна на операції доведення вільним абразивом.

Як випливає з табл. 2.19, застосування виходжування ефективно з погляду підвищення точності обробки, тому що при цьому забезпечуються необхідні значення параметрів точності обробки: відхилення від площин-

ності й відхилення від паралельності. Крім того, як показано в п. 2.13.4, застосування схеми виходжування дозволяє зменшити глибину проникнення тепла в поверхневий шар зразка при шліфуванні. Це знижує ймовірність появи температурних дефектів на оброблених поверхнях, що в остаточному підсумку сприяє підвищенню якості обробки.

Таблиця 2.19

**Експериментально встановлені значення шорсткості R_a
й параметрів точності обробки**

Вид обробки	Параметр шорсткості обробки R_a , мкм	Відхилення від площинності, мм	Відхилення від паралельності, мм
Шліфування	0,3 – 0,5	0,008 – 0,015	0,015 – 0,025
Виходжування	0,25 – 0,45	0,003 – 0,005	0,005 – 0,01
Доведення вільним абразивом	0,12 – 0,16	0,003 – 0,005	0,005 – 0,01

З метою забезпечення необхідних значень шорсткості поверхні, які не досягаються на операції плоского шліфування, проведені експериментальні дослідження процесу доведення вільним абразивом накладного диска на плоско-доводочному верстаті. Встановлено, що в цьому випадку при використанні абразивних паст M16 – M20 стабільно забезпечується шорсткість поверхні на рівні $R_a = 0,16$ мкм. Це відповідає технічним вимогам на обробку розглянутого накладного диска.

На основі проведених експериментальних досліджень може бути запропонований ефективний технологічний процес фінішної механічної обробки відповідальної деталі пари тертя – накладного диска, що включає дві операції: плоске шліфування й доведення на притиральній плиті із застосуванням абразивних паст M16 – M20. Як показано в п. 2.13.4, на операції плоского шліфування припуск величиною 0,3 мм на сторону доцільно видалити за два переходи, виконуючи попереднє й остаточне шліфування. При попередньому шліфуванні слід зняти припуск величиною 0,25 мм, а при остаточному шліфуванні – відповідно припуск величиною 0,05 мм. Виходячи з умови бездефектної обробки, попереднє

шліфування необхідно виконувати із глибиною шліфування 0,04 – 0,05 мм, а остаточне шліфування – із глибиною шліфування 0,01 – 0,02 мм і наступним виходжуванням – для забезпечення необхідних показників точності обробки. Необхідна шорсткість обробки, як показано, досягається на операції доведення вільним абразивом.

2.13.7. Оцінка ефективності застосування точіння замість шліфування при обробці сферичних поверхонь

У п. 2.13.1 показано, що відповідно до діючої технології, для фінішної обробки сферичних поверхонь деталей пар тертя поршневих насосів в умовах ВАТ “Харківський завод Гідропривід” використовувався профільно-шліфувальний верстат мод. ЛЗ190, який реалізує кінематичну схему обкатування по сфері профільним шліфувальним кругом (діаметром 650 мм і шириною 20 мм) оброблюваної деталі. Такий спосіб обробки сферичних поверхонь мав істотні обмеження, пов'язані, по-перше, з



Рис. 2.35. Залежність твердості HRA обробленої деталі від глибини різання t

появою припикань на оброблюваних поверхнях, тому що застосовувалися профільні шліфувальні круги підвищеної твердості з метою забезпечення їх високої розмірної стійкості. По-друге, зі складністю їхньої правки. Тому нами запропоновано замінити операцію шліфування на операцію тонкого точіння на сферо-токарному

верстаті мод. 16М25. Це дозволить зменшити температуру різання при одночасному збільшенні продуктивності обробки, тобто домогтися подвійного ефекту: підвищити якість і продуктивність обробки.

З метою перевірки правильності цього теоретичного положення проведені експериментальні дослідження твердості циліндричної поверхні поршня після поздовжнього точіння. Для цього використовувалися різці з металокераміки ВОК-60 і синтетичних надтвердих матеріалів (ельбора й гексаніта). Глибина різання встановлювалася в межах $t = 0,1 - 0,2$ мм, швидкість різання – $V = 100$ м/хв., подача – $S = 0,07$ мм/об.

На рис. 2.35 зображений характер зміни твердості по Роквелу (HRA) обробленої поверхні деталі залежно від глибини різання t . Як ви-

дно, твердість поверхні обробленої деталі фактично не змінюється зі збільшенням глибини різання, приймаючи значення, близькі до вихідної твердості (до обробки) HRA 82, що відповідає твердості HRC 60. Установлено, що в розглянутому діапазоні зміни глибини різання були відсутні припикання на оброблених поверхнях, тоді як при шліфуванні вони з'являлися при значно меншій продуктивності обробки. Цим доведена ефективність застосування тонкого точіння замість шліфування. Для забезпечення необхідних значень шорсткості поверхні $R_a = 0,16$ мкм і відхилення від циліндричності $0,003 - 0,005$ мм, після точіння на сферотокарному верстаті мод. 16M25 сферична поверхня піддавалася притиранню на редукторах пастою M16 – M20.

2.13.8. Результати практичного використання розроблених технологічних процесів фінішної абразивної й лезової обробки деталей пар тертя поршневих насосів

Розроблені технологічні процеси плоского шліфування й тонкого точіння деталей пар тертя поршневих насосів були впроваджені в основне виробництво ВАТ “Харківський завод Гідропривід”. Порівняно з діючою технологією, це дозволило на операції плоского шліфування підвищити твердість обробленої поверхні при одночасному збільшенні глибини шліфування й відповідно продуктивності обробки. Такий ефект обумовлений застосуванням оптимального за структурою й параметрами технологічного процесу шліфування, що включає переходи попереднього й остаточного шліфування й виходжування. Розроблений технологічний процес припускає строгий контроль твердості оброблених поверхонь деталей після шліфування й при необхідності коректування режимів різання. Технологічний процес, що діяв на заводі, цього не передбачав. Це і стало основним фактором відносно низької якості обробки, у результаті чого знижувалися експлуатаційні властивості оброблених деталей пар тертя (їхня зносостійкість) і ресурс роботи поршневого насоса.

Дослідженнями встановлено, що за рахунок науково обґрунтованого вибору оптимальних умов обробки на операції плоского шліфування продуктивність збільшилася на 30 %. Значно скоротилися витрати на виправлення браку, пов'язаного з появою на оброблених поверхнях різних температурних дефектів (головним чином припикань) і зниженням твер-

дості обробленої поверхні. Введення нового переходу – виходжування на операції плоского шліфування – дозволило також поліпшити параметри шорсткості й точності обробки й тим самим знизити високу трудомісткість наступної операції доведення вільним абразивом.

Важливим фактором підвищення ефективності плоского шліфування з погляду зниження інтенсивності теплової напруженості процесу стало застосування шліфувальних кругів меншої твердості (СМ1, СМ2) замість шліфувальних кругів твердістю СТ1, що раніше застосовувалися. Як зображено на рис. 2.29, застосування зазначених шліфувальних кругів дозволяє підвищити глибину шліфування, при якій утворюються припкання й, відповідно, відбувається значне зменшення твердості обробленої поверхні.

Запропонована методика вибору оптимальних режимів шліфування за критерієм бездефектної обробки була ефективно використана також на операції безцентрового шліфування на верстаті мод. 3А184 поршнів пари тертя “поршень – циліндр (втулка корпус)”. З цією метою була розроблена технологія безцентрового шліфування в три переходи, що дозволило, зменшуючи глибину шліфування від переходу до переходу, підвищити твердість обробленої поверхні. А це, у свою чергу, стало важливим фактором підвищення експлуатаційних властивостей пари тертя “поршень – циліндр (втулка корпус)”. При цьому досягалася шорсткість поверхні $R_a = 0,32$ мкм і відхилення від циліндричності 0,005 мм. Наступним доведенням вільним абразивом забезпечувалася необхідна шорсткість $R_a = 0,16$ мкм.

Завдяки проведеним дослідженням була розроблена й впроваджена ефективна технологія тонкого точіння сферичної поверхні поршня пари тертя “підп'ятник – накладний диск” (див. рис. 2.22) на сфероточарному верстаті мод. 16М25 замість малоефективної технології їхньої обробки на профільно-шліфувальному верстаті мод. Л3190, що застосовувалася на заводі. Перехід від шліфування до точіння дозволив істотно зменшити інтенсивність теплової напруженості процесу, підвищити якість і продуктивність обробки, забезпечити фактично вихідну (до обробки) твердість поверхні деталі, зменшити витрати шліфувальних кругів. У результаті вдалося підвищити ресурс їхньої роботи більш ніж у два рази, що порівняно з ресурсом роботи поршневих насосів, вироблених, наприклад, всесвітньо відомими фірмами Parker Hydraulics і Bosch Rexroth.

Розділ 3

Порівняння параметрів теплового процесу при шліфуванні й лезовій обробці

3.1. Аналітичне визначення температури при різанні окремим абразивним зерном і лезовим інструментом

Для того щоб проводити порівняння параметрів операцій фінішної абразивної й лезової обробки за температурним критерієм, важливо з єдиних позицій визначити температуру, що виникає при різанні окремим абразивним зерном, у процесі шліфування й при різанні лезовим інструментом (різцем). Для цього розглянемо розрахункову схему (рис. 3.1), аналогічну схемі визначення температури різання лезовим інструментом (див. рис. 2.12). У ній припуск, що знімається, умовно поданий у вигляді безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які перерізуються зі швидкістю переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі $V_{\text{різ}}$. Для цієї схеми справедливі залежності (1.40), (2.6) і (2.9), розглядаючи в них величину $\sigma / c \cdot \rho = \theta_{\text{max}}$ як максимально можливу температуру різання, а параметр a – як товщину зрізу одиничним зерном, параметр V – як швидкість круга $V_{\text{кр}}$. З урахуванням наведеного, залежності (1.40), (2.6) і (2.9) приймуть вигляд

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z = \theta_{\text{max}} \cdot z; \quad (3.1)$$

$$V_{\text{різ}} = \frac{a}{\tau} = a \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{h} = V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta; \quad (3.2)$$

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta = -\ln(1-z) - z, \quad (3.3)$$

де τ – час перерізання адіабатичного стержня, с;

h – довжина зони різання, що охоплена площиною зсуву матеріалу, м.

За фізичною суттю відносна величина температури z визначає частку тепла, що йде в стружки. Чим більше z , тим вона більше. При $z \rightarrow 1$ фактично все тепло, що виділяється при різанні, йде в стружки. В оброблювану деталь іде незначна частина тепла. На рис. 3.1 графічно зображений характер зміни z залежно від шляху переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня $l_1 = V_{\text{різ}} \cdot \tau$. Як видно, величина z

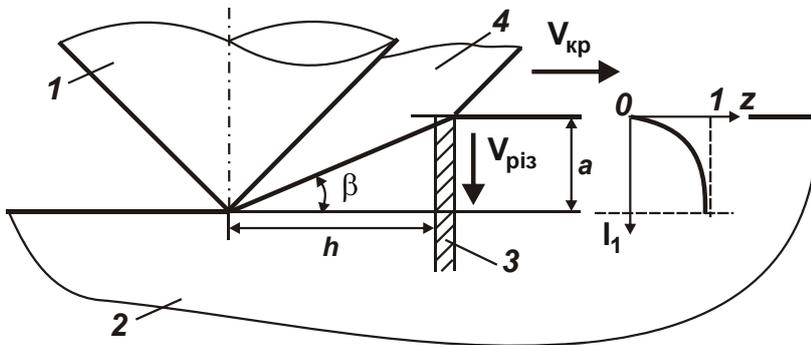


Рис. 3.1. Розрахункова схема процесу різання окремим зерном

Умовні позначення: 1 – зерно; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень; 4 – стружка.

змінюється в межах від нуля до одиниці. Отже, шар матеріалу (що зрізається) товщиною a й стружка, що утворюється, будуть нагріватися нерівномірно. Чим більше товщина зрізу a , тим більше величина z . Відповідно більше частка тепла, що йде в стружку, і менше частка тепла, що

йде в оброблювану деталь (див. рис. 1.13). При досягненні максимально можливої температури різання θ_{max} (тобто при $z \rightarrow 1$) фактично все тепло, що виділяється при різанні окремим зерном, йде в стружку. Тому середня температура нагрівання стружки збільшується й наближається до максимально можливої температури θ_{max} .

На рис. 3.2 наведені значення z , розраховані по залежності (3.3) з урахуванням даних табл. 2.1. Як видно, зі збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$ у межах 2,5 ... 27,5 м/с величина z спочатку збільшується, потім фактично стабілізується, асимптотично наближаючись до одиниці. Цю температуру буде мати нижня сторона стружки. При цьому середня температура стружки зі збільшенням $V_{\text{кр}}$ буде безупинно збільшуватися аж до максимально можливої температури різання θ_{max} . Зроблений висновок впливає із графіка, зображеного на рис. 3.3, відповідно до якого зі збільшенням $V_{\text{кр}}$ стабілізація величини z настає при менших поточних значеннях величини l_1 , тобто збільшується частина стружки, нагрітої до максимально можливої температури різання θ_{max} .

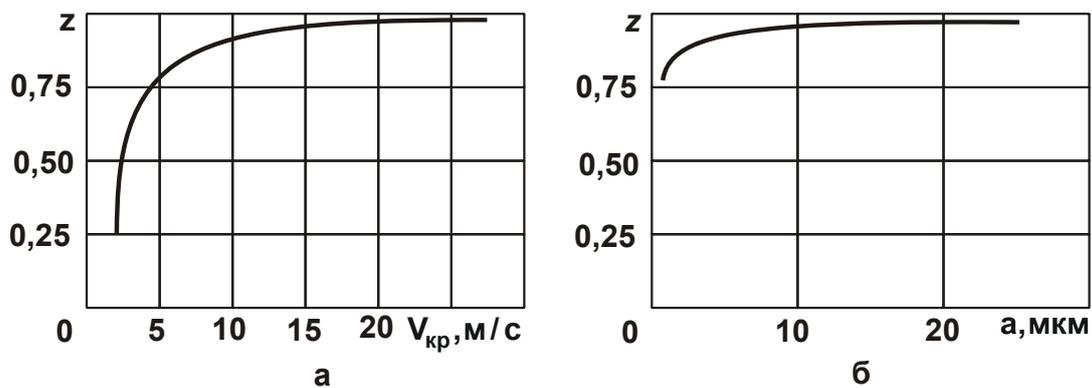


Рис. 3.2. Залежності відносної величини температури z від швидкості круга $V_{кр}$ (а) і товщини зрізу a (б) при різанні окремим зерном загартованої сталі ШХ15:
а – $a = 5$ мкм; б – $V_{кр} = 27,5$ м/с

Такий же характер зміни величини z від товщини зрізу a . У цьому випадку при швидкості круга $V_{кр} = 27,5$ м/с величина z в широкому діапазоні зміни товщини зрізу a (починаючи з 5 мкм) приймає значення, близькі до одиниці.

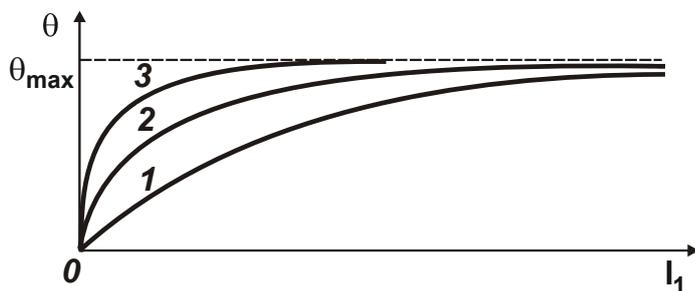


Рис. 3.3. Залежність миттєвої температури θ від I_1 для різних значень $V_{кр}$ ($V_{кр1} < V_{кр2} < V_{кр3}$)

Розрахункові значення z , зображені на рис. 3.2, отримані стосовно умов різання алмазним конусом ($2\alpha = 120^\circ$, $\rho = 10$ мкм і $h_M = 5$ мкм) сталі ШХ15 (рис. 3.4 і 3.5 [137]). Значення $\text{tg}\beta$ визначені по залежності [159]: $\text{tg}\beta \approx K_{різ} / 2$, де $K_{різ} = P_z / P_y$; P_z , P_y – тангенціальні й радіальна складові сили різання, Н. Виходячи з рис. 3.5, у розрахунках прийняте $K_{різ} = P_z / P_y = 0,5$, тобто $\text{tg}\beta = 0,25$. Коефіцієнт теплопроводності сталі ШХ15 дорівнює $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Таким чином, теоретично показано, що при різанні окремим зерном сталі ШХ15 у широких діапазонах зміни параметрів обробки реалізується сталий тепловий процес ($z \rightarrow 1$). Це узгоджується з експериментальними даними (рис. 3.4 і 3.5).

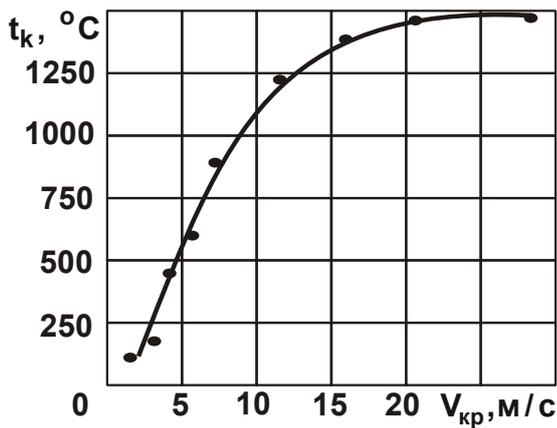


Рис. 3.4. Залежність температури від швидкості при мікрорізанні

Зробимо розрахунок миттєвої температури при різанні окремим зерном, використовуючи залежність (3.1). З наведених графіків і залежності (3.1) випливає, що існує сталий тепловий процес при різанні окремим зерном ($z \rightarrow 1$), який не залежить від умов обробки, а обумовлений лише умовною напругою різання σ (оскільки вхідні в залежність (3.1) параметри c, ρ є характеристиками оброблюваного матеріалу).

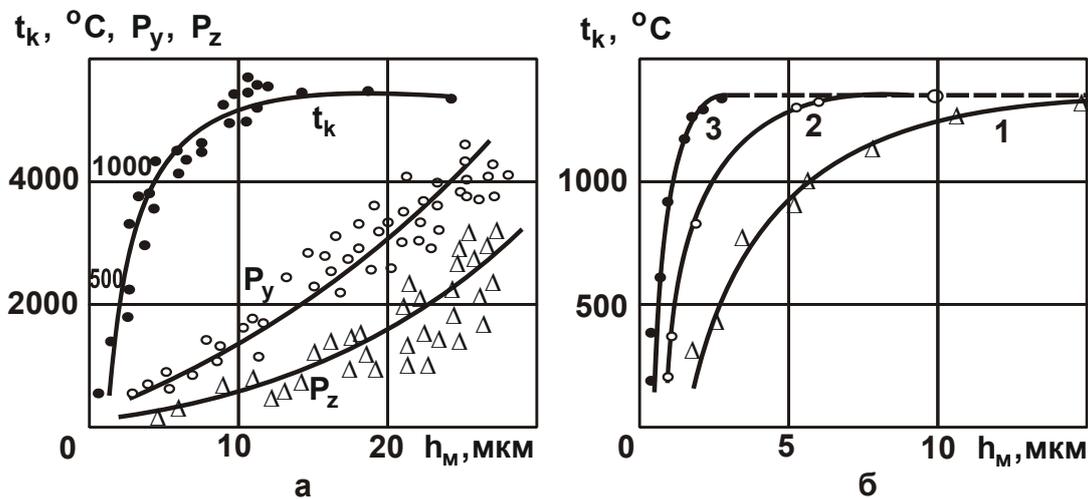


Рис. 3.5. Залежності контактної температури t_k й складових сили різання P_y, P_z (у грамах) від глибини різання h_m при мікрорізанні конусом зі швидкістю 27,5 м/с

Умовні позначення: а – сира сталь ШХ15; б – 1 – сталь ШХ15 (твердість 210 НВ) алмазом; 2 – загартована сталь ШХ15 (твердість 775 НВ) алмазом; 3 – загартована сталь ШХ15 (твердість 775 НВ) карбідом кремнію.

Що ж становить умовна напруга різання σ ? У роботі [156] наведена аналітична залежність для її визначення

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{K_{різ}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right), \quad (3.4)$$

де $\tau_{зсув} \approx 0,5 \cdot \sigma_{ст}$; $\sigma_{ст}$ – відповідно межі міцності на зсув та стиск оброблюваного матеріалу, Н/м².

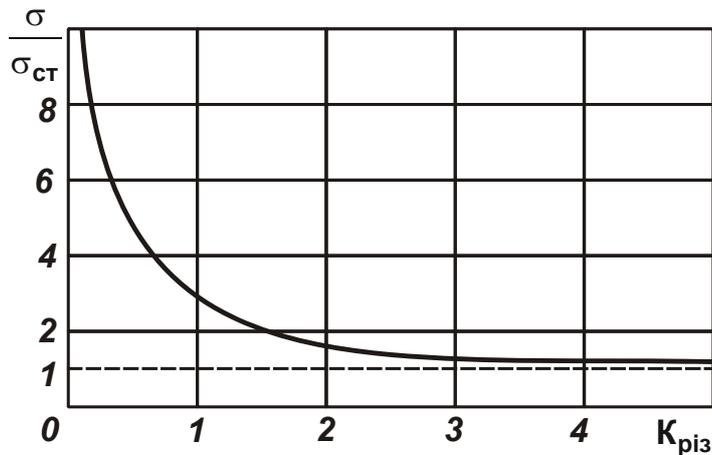


Рис. 3.6. Залежність $\sigma/\sigma_{ст}$ від $K_{риз}$

Характер зміни умовної напруги різання σ залежно від коефіцієнта різання $K_{риз}$ зображений на рис. 3.6 і в табл. 3.1 [98]. Як видно, зі збільшенням $K_{риз}$ умовна напруга різання σ безупинно зменшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув}$. Із цього випливає,

що при різанні виникають значно більші напруги, чим при звичайному руйнуванні досліджуваного зразка в результаті його стиску або розтягання на іспитовій машині. І тільки при $K_{риз} \rightarrow \infty$ (або $P_y \rightarrow 0$) значення напруги σ у двох випадках рівні.

Таблиця 3.1

Розрахункові значення $\sigma/\sigma_{ст}$

$K_{риз}$	0,1	0,3	0,5	1	2	3	4	∞
$\sigma/\sigma_{ст}$	20	6,81	4,23	3	1,62	1,39	1,28	1

Відомо [161], що при шліфуванні виконується умова $K_{риз} < 1$, а при лезовій обробці (точінні), як правило, $K_{риз} \geq 1$. Отже, зменшити σ можна за рахунок переходу від абразивної до лезової обробки, збільшуючи таким чином коефіцієнт різання $K_{риз}$. При лезовій обробці (тобто за умови $K_{риз} \geq 1$) умовна напруга різання σ до 3 разів більше мінімального значення $\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув}$, а при абразивній обробці (шліфуванні) – в 3 ... 20 раз. На основі сказаного можна зазначити, що оскільки існує мінімальне значення умовної напруги різання $\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув}$, то повинно існувати й міні-

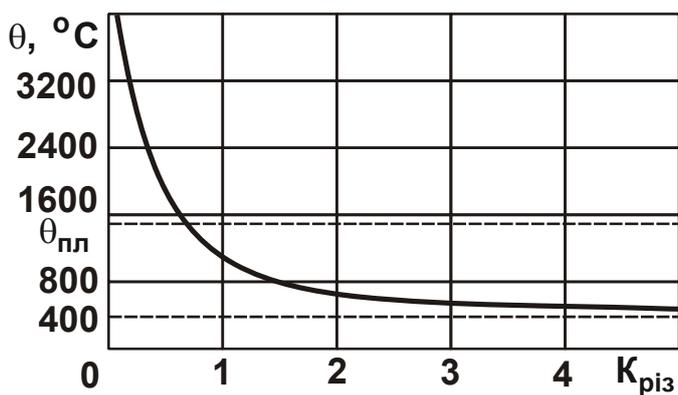


Рис. 3.7. Залежність температури θ від коефіцієнта різання $K_{різ}$

Умови обробки: оброблюваний матеріал – сталь ШХ15).

встановлено, що ці значення, як правило, не перевищують температури плавлення зазначених матеріалів $\theta_{пл}$ (див. рис. 3.7). Отже, існує можливість реалізації при різанні даних матеріалів сталого теплового процесу. Найбільш просто це досягається в умовах лезової обробки ($K_{різ} \geq 1$). Установлено, що в цьому випадку температура θ збільшиться до 3 разів порівняно з мінімальним значенням, тобто прийме значення 800 ... 1 200 °С, що нижче температури плавлення сталі ШХ15 – $\theta_{пл} = 1\,500$ °С. Це відкриває можливість багаторазового збільшення продуктивності обробки без збільшення температури різання.

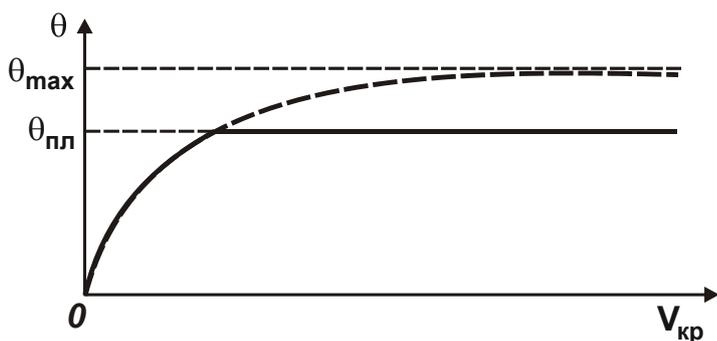


Рис. 3.8. Загальний вигляд залежності температури θ від швидкості круга $V_{кр}$

міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$. Відповідно до залежності (3.5), це веде до зменшення температури й вона приймає значення,

маленьке значення температури сталого теплового процесу при механічній обробці, яке визначається:

$$\theta = \frac{2\tau_{зсув}}{c \cdot \rho} \quad (3.5)$$

На основі залежності (3.5) були розраховані значення температури θ для різних оброблюваних матеріалів (сталей та інших металевих матеріалів) і

При шліфуванні миттєва температура θ , як впливає з рис. 3.7 і залежності (3.1), може перевищити температуру плавлення оброблюваного матеріалу $\theta_{пл}$. Однак це не означає, що в цьому випадку не буде реалізований сталий тепловий процес, тому що зі збільшенням температури, як відомо, зменшується межа

яке дорівнює температурі плавлення оброблюваного матеріалу (рис. 3.8). Зроблений висновок узгоджується з наведеними експериментальними даними проф. Сагарди А. О. [137], отриманими ним при різанні окремими алмазними й абразивними зернами сталі ШХ15 (рис. 3.4 і 3.5). Як впливає з рисунків, за умови $K_{\text{різ}} < 1$ температура сталого теплового процесу дорівнює температурі плавлення сталі ШХ15 і не залежить від її твердості, марки ріжучого зерна, швидкості й глибини різання, тобто від режимів обробки. Температура θ , розрахована по залежності (3.5) для сталі ШХ15 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/м³·град.; $\tau_{\text{зсув}} = 10^9$ Н/м²) дорівнює 400 °С. Це в 3,75 рази менше температури плавлення сталі ШХ15 (1 500 °С). Отже, при різанні алмазним зерном (при $K_{\text{різ}} = 0,5$) сталий тепловий процес може бути реалізований лише при температурі θ , рівній температурі плавлення сталі ШХ15. Цим властиво й пояснюються наведені на рисунках залежності. Тому, для того щоб зменшити температуру сталого теплового процесу необхідно збільшити коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ (або коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$) до значення, близького до одиниці, що потенційно може бути реалізовано при різанні окремим зерном і відповідно при шліфуванні. У цьому випадку температура θ порівняно з мінімально можливим значенням 400 °С, установленим по залежності (3.5), збільшиться всього в 3 рази й прийме значення 1 200 °С, що нижче температури плавлення розглянутої сталі ШХ15 (рис. 3.7).

Теоретичні рішення погодяться з отриманими результатами експериментальних досліджень температури різання при точінні сталі ШХ15 різцями з синтетичних надтвердих матеріалів (рис. 3.9 [124]). Як впливає з рисунка, зі збільшенням швидкості різання температура спочатку збільшується, потім фактично стабілізується. При цьому найбільша температура менше температури плавлення оброблюваної сталі ШХ15 (1 500 °С) і менше температури, отриманої при різанні окремим зерном сталі ШХ15 (див. рис. 3.4). Отже, процес точіння протікає при більших значеннях коефіцієнта різання, ніж процес різання окремим зерном. За експериментальними даними при точінні коефіцієнт різання більше одиниці, тоді як при різанні окремим зерном – менше одиниці.

Заслуговує на особливу увагу також той факт, що досягнення найбільших значень температури різання при точінні й при різанні окремим зерном відбувається приблизно при одних значеннях відносної величини

температури z , які були встановлені розрахунковим шляхом по залежності (3.3) з використанням умов проведення експериментів. Це свідчить про вірогідність запропонованого теоретичного підходу до визначення температури різання. Необхідно відзначити, що зі збільшенням швидкості різання, як встановлено експериментально [124], глибина проникнення температури в поверхневий шар оброблюваного матеріалу невелика, становить усього кілька мікрометрів. На глибині 20 мкм зафіксована температура всього 160 °С.

Використовуючи отримані результати, проведемо теоретичний аналіз умов зниження миттєвої температури при одночасному підвищенні продуктивності обробки. Із залежності (3.3) випливає, що за рахунок збільшення параметрів a , $V_{кр}$ і β можна необмежено збільшувати безрозмірну величину \bar{l}_1 . При цьому відносна величина температури z буде залишатися фактично незмінної $z \rightarrow 1$, так само як і миттєва температура θ , яка визначається залежністю (3.1), оскільки умовна напруга різання σ мало змінюється при зміні умов обробки. Отже, при $z \rightarrow 1$ миттєва температура θ залежить лише від умовної напруги різання σ . Зменшуючи σ до певного значення (при $z \rightarrow 1$), можна обробку вести при необхідній миттєвій температурі θ , що виключає припикання й інші температурні дефекти обробки. У цьому випадку безрозмірна величина \bar{l}_1 може приймати будь-які значення, у результаті чого фактично відсутні обмеження на збільшення товщини зрізу a й швидкості круга $V_{кр}$.

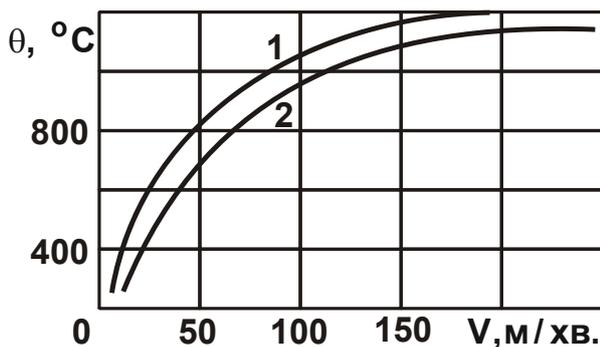


Рис. 3.9. Вплив швидкості різання на температуру при точінні

Умови обробки: подача $S = 0,05$ мм/об; глибина різання $t = 0,1$ мм; оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (HRC 63); різці: 1 – гексаніт-Р; 2 – ельбор-Р.

Тому з метою підвищення продуктивності обробки швидкість круга $V_{кр}$ необхідно збільшувати до технічно досяжного на верстаті рівня, забезпечуючи задане значення σ , щоб миттєва температура θ , виходячи із залежності (3.1), не перевищувала припустиме значення. Це рішення є фізичною умовою здійснення високошвидкісного різання лезовими й абразивними інструментами. При лезовій обробці температура різання θ буде менше,

ніж при абразивній обробці, тому що менше σ . За умови $K_{\text{різ}} < 1$, тобто при абразивній обробці, залежність (3.4) спрощується й приймає вигляд

$$\sigma = \frac{4\tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}}. \quad (3.6)$$

Із цього випливає, що для здійснення високошвидкісного шліфування необхідно істотно зменшити σ у першу чергу за рахунок підвищення ріжучої здатності круга, застосовуючи ефективні методи його правки, використовуючи круги із синтетичних надтвердих матеріалів (які характеризуються високою гостротою ріжучих кромки), а також за рахунок зменшення тертя круга з оброблюваним матеріалом.

Із залежності (3.3) випливає можливість збільшення товщини зрізу a , оскільки за умови $z \rightarrow 1$ це не приведе до збільшення миттєвої температури θ відповідно до залежності (3.1). Таким чином, це рішення слід розглядати як фізичну умову для реалізації глибокого шліфування й силового різання лезовими інструментами.

Необхідно відзначити, що зменшення σ припускає збільшення умовного кута зсуву матеріалу при різанні β , тому що вони зв'язані обернено пропорційною залежністю, отриманою шляхом підстановки в (3.4) коефіцієнта різання $K_{\text{різ}} = \text{tg}2\beta$ [159]:

$$\text{tg}\beta = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\sigma}. \quad (3.7)$$

У свою чергу, збільшення кута β , відповідно до залежності (3.3), веде до збільшення безрозмірної величини \bar{l}_1 й відповідно величини z . Отже, умовна напруга різання σ (яка входить у залежність (3.1) як безпосередньо, так і у вигляді функції z) неоднозначно впливає на миттєву температуру θ , обумовлену залежністю (3.1). У зв'язку з цим зробимо оцінку впливу σ на миттєву температуру θ . Для цього підставимо залежність (3.7) у залежність (3.3) і розв'яжемо її відносно σ [129]:

$$\sigma = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\bar{l}_1} \cdot a \cdot V_{\text{кр}}. \quad (3.8)$$

Як видно, зі збільшенням \bar{l}_1 й z умовна напруга різання σ зменшується. Отриману залежність (3.8) підставимо в залежність (3.1):

$$\theta = \frac{\sigma_{ст}}{\lambda} \cdot \frac{z}{\bar{l}_1} \cdot a \cdot V_{кр} . \quad (3.9)$$

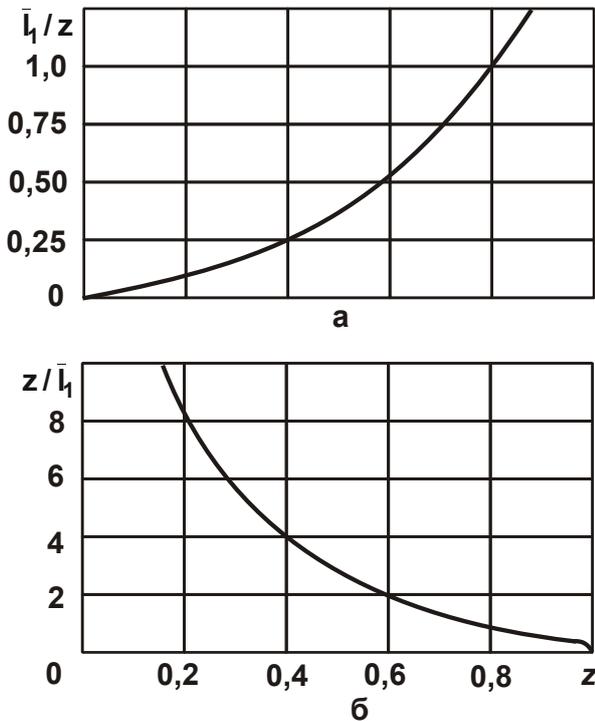


Рис. 3.10. Залежності \bar{l}_1 / z від z (а) й z / \bar{l}_1 від z (б)

Залежності \bar{l}_1 / z від z й z / \bar{l}_1 від z , отримані на основі даних табл. 2.1, наведені на рис. 3.10. Зі збільшенням відносної величини температури z функція z / \bar{l}_1 і відповідно температура різання θ безупинно зменшуються. Однак зі збільшенням \bar{l}_1 (або z), як впливає із залежності (3.8), зменшується умовна напруга різання σ . Тому зі зменшенням σ буде зменшуватися й миттєва температура θ . Отже, між миттєвою температурою θ й умовною напругою різання σ існує цілком однозначний зв'язок: чим менше σ , тим менше θ . Таким

чином, теоретично обґрунтовані основні напрямки підвищення ефективності механічної обробки за рахунок зниження негативної ролі температурного фактора. Показано, що домогтися істотного збільшення продуктивності обробки без збільшення миттєвої температури θ можна шляхом здійснення сталого теплового процесу при різанні ($z \rightarrow 1$), забезпечуючи необхідне значення σ відповідно до залежності (3.1).

3.2. Умови зниження силової напруженості механічної обробки

Проведемо аналіз умов збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$ на основі аналітичної залежності, отриманої в роботі [159]:

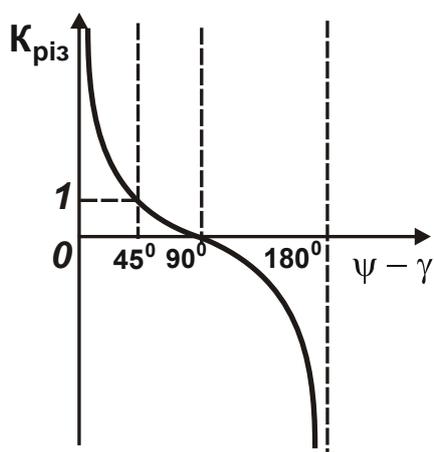


Рис. 3.11. Залежність $K_{різ}$ від кута $\psi - \gamma$

$$K_{різ} = \text{ctg}(\psi - \gamma) = \text{tg}2\beta, \quad (3.10)$$

де γ – передній кут інструмента, град.;

ψ – умовний кут тертя оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента ($\text{tg}\psi = f$ – коефіцієнт тертя);

β – кут зсуву оброблюваного матеріалу.

Характер зміни коефіцієнта різання $K_{різ}$ від кута $(\psi - \gamma)$ зображений на рис. 3.11 і в табл. 3.2 [105].

Оскільки коефіцієнт різання $K_{різ}$ позитивна величина, то кут $(\psi - \gamma)$ може змінюватися в межах від 90° до 0 . При $(\psi - \gamma) = 90^\circ$ маємо $K_{різ} = 0$, при $(\psi - \gamma) = 45^\circ$ маємо $K_{різ} = 1$, при $(\psi - \gamma) = 0^\circ$ маємо $K_{різ} \rightarrow \infty$. Отже, збільшити коефіцієнт різання $K_{різ}$ можна зменшенням кута $(\psi - \gamma)$ від 90° до 0 (рис. 3.12).

Таблиця 3.2

Значення функції $\text{ctg}(\psi - \gamma)$

$(\psi - \gamma)$, град.	10	30	50	70	90
$\text{ctg}(\psi - \gamma)$	5,67	1,73	0,84	0,36	0

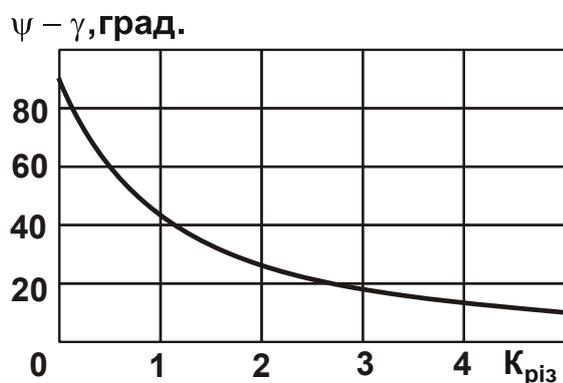


Рис. 3.12. Залежність кута $(\psi - \gamma)$ від $K_{різ}$

За визначенням кут $\omega = \psi - \gamma$ є кутом дії. Використовуючи рис. 3.12, визначимо передній кут інструмента $\gamma = \psi - \omega$ для різних значень коефіцієнта різання $K_{різ}$ (рис. 3.13). Як видно, кут γ приймає як негативні, так і позитивні значення. При умові $K_{різ} < 1$ кут γ є негативною величиною для всього діапазону зміни кута $\psi = 0 \dots 45^\circ$ (ко-

ефіцієнт тертя $f = 0 \dots 1$). При $K_{різ} > 1$ кут γ може бути як негативним, так і позитивним. В області малих значень $\psi \leq 10^\circ$ (або $f \leq 0,176$) кут γ негативний, а при більших значеннях коефіцієнта тертя – позитивний. Отже, існування відносно невеликих значень $K_{різ} < 1$ обумовлено негативним кутом γ . При переході від негативного до позитивного переднього кута інструмента γ й зі збільшенням коефіцієнта тертя f коефіцієнт різання $K_{різ}$ збільшується й приймає значення більше одиниці.

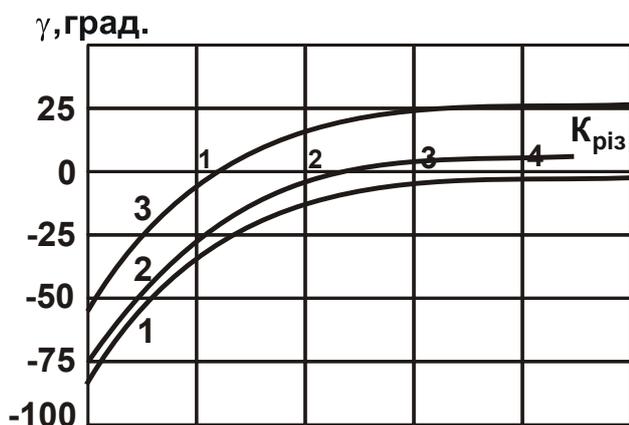


Рис. 3.13. Залежність кута γ від $K_{різ}$

Умови обробки: 1 – $\psi = 10^\circ$ ($f = 0,176$);
2 – $\psi = 20^\circ$ ($f = 0,364$); 3 – $\psi = 40^\circ$
($f = 0,839$).

Реалізуючи досить малі значення коефіцієнта тертя f , можна забезпечити збільшення $K_{різ}$ при обробці інструментом з негативним переднім кутом γ . Це відповідає умовам різання (шліфування) абразивними або алмазними зернами круга, які мають негативні передні кути. Таким чином зображено, що основною умовою збільшення коефіцієнта різання $K_{різ}$ є зменшення коефіцієнта тертя f . У цьому випадку процес різання може бути здійснений інструментами як з позитивними, так і з негативними передніми кутами, підтвердженням чому є процеси абразивної обробки. Разом з тим, виходячи з рис. 3.13, коефіцієнт різання $K_{різ} = 1$ досягається при відносно невеликих негативних передніх кутах $\gamma < -35^\circ$. Забезпечити такі передні кути в ріжучих зернах можна, як установлено на практиці, у початковий період обробки. У міру зношування зерен їх негативні передні кути збільшуються аж до значень $\gamma \rightarrow -90^\circ$, що веде до зменшення коефіцієнта різання $K_{різ} \rightarrow 0$. Отже, при шліфуванні важко реалізувати значення $K_{різ} = 1$. Внаслідок затуплення зерен коефіцієнт різання $K_{різ} \ll 1$, що є основною причиною збільшення умовної напруги різання σ й відповідно температури різання θ , які визначаються залежностями (3.4) і (3.1). У зв'язку із цим, найважливішою умовою збільшення коефіцієнта

ента різання $K_{різ}$ при шліфуванні необхідно розглядати застосування алмазно-абразивних інструментів, оскільки алмаз має найменший коефіцієнт тертя з усіх абразивних матеріалів ($f = 0,07$; $\psi = 4^\circ$). У цьому випадку потенційно можна досягти значення $K_{різ} = 1$.

Підводячи підсумки, можна зазначити, що нівелювати негативну роль тертя оброблюваного й інструментального матеріалів можна двома шляхами: збільшенням позитивного переднього кута інструмента γ й зменшенням коефіцієнта тертя оброблюваного й інструментального матеріалів. У другому випадку доцільно використовувати в якості інструментальних матеріалів синтетичні надтверді матеріали (синтетичний алмаз, ельбор, кубічний нітрид бору тощо, а також застосовувати ефективні технологічні середовища й високошвидкісну обробку. В узагальненому виді умови підвищення $K_{різ}$ зображені на рис. 3.14.

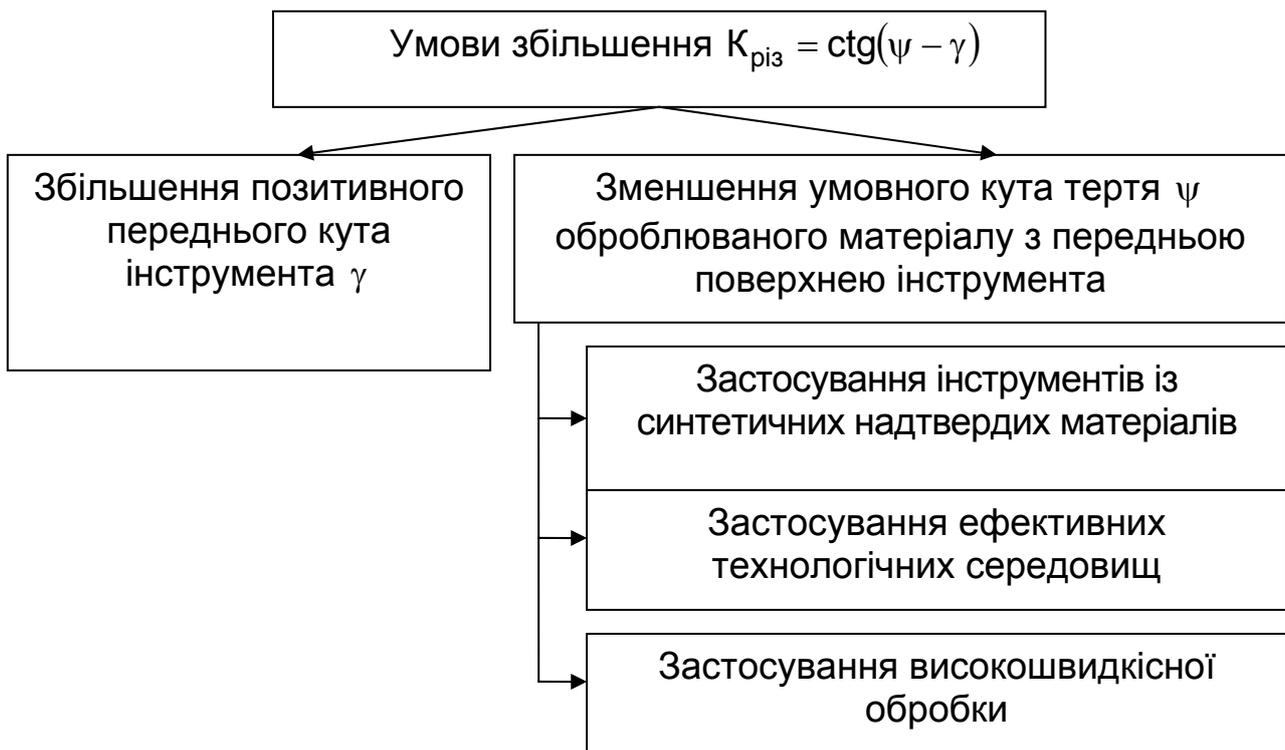


Рис. 3.14. Структурна схема умов підвищення коефіцієнта різання $K_{різ}$

Проведемо аналіз умовної напруги різання σ по залежності (3.4), перетвореної з урахуванням залежності (3.10) до вигляду

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi - \gamma}{2}\right) = \sigma_{\text{ст}} \cdot \operatorname{ctg}\beta. \quad (3.11)$$

Графік функції $\operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi - \gamma}{2}\right)$ зображений на рис. 3.15. Для наочності рішення на цьому ж рисунку наведений графік залежності (3.10), який узгоджує коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ з кутом $(\psi - \gamma)$. Як установлено, кут $(\psi - \gamma)$ змінюється в межах $0 \dots 90^{\circ}$, тому що $K_{\text{різ}}$ – позитивна величина. Тому функція $\operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi - \gamma}{2}\right)$ буде змінюватися в межах $1 \dots \infty$. При $(\psi - \gamma) = 0$ вона дорівнює одиниці. Тоді σ , відповідно до залежності (3.11), буде приймати найменше значення $\sigma = 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}$, а $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$. При $(\psi - \gamma) = 90^{\circ}$, навпаки, $\sigma \rightarrow \infty$, а $K_{\text{різ}} = 0$. Необхідно відзначити, що представлена графічна інтерпретація теоретичного рішення погодиться з наведеним аналізом зміни коефіцієнта $K_{\text{різ}}$ залежно від кутів ψ і γ .

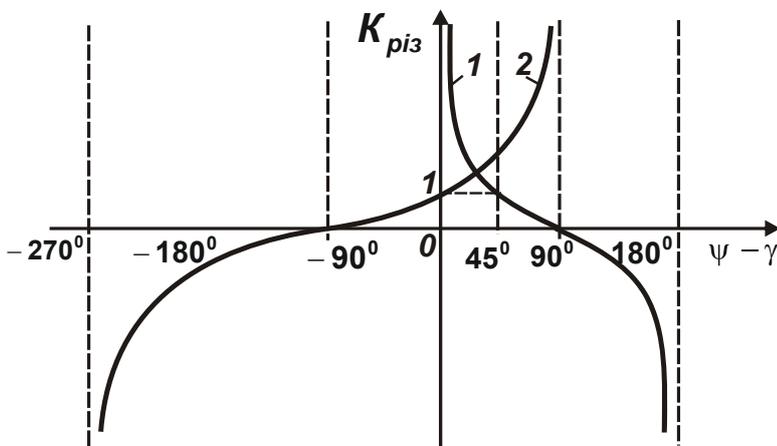


Рис. 3.15. Залежності $K_{\text{різ}}$ (1) і функції

$\operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi - \gamma}{2}\right)$ (2) від кута $(\psi - \gamma)$

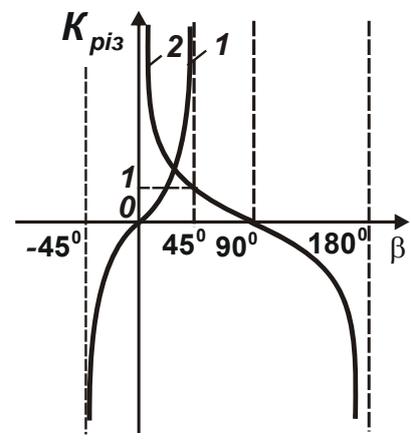


Рис. 3.16. Залежності

$K_{\text{різ}}$ (1) і функції $\operatorname{ctg}\beta$

(2) від кута β

Як витікає із залежності (3.11), умовна напруга різання σ може бути визначена як через кут $(\psi - \gamma)$, так і через кут β . Тому на рис. 3.16 графічно зображені залежності $K_{\text{різ}}$ й функції $\operatorname{ctg}\beta$ від кута β . Як видно, параметри $K_{\text{різ}}$ й σ можуть змінюватися в діапазоні $\beta = 0 \dots 45^{\circ}$. При $\beta = 0$

коефіцієнт різання $K_{\text{різ}} = 0$, а умовна напруга різання $\sigma \rightarrow \infty$. При $\beta = 45^\circ$ коефіцієнт різання $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$, а умовна напруга різання σ приймає найменше значення $\sigma = 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}$. Таким чином, випадок $\beta = 45^\circ$ є найкращим з погляду стружкоутворення. При $\beta \leq 0$ процес стружкоутворення не здійснений, можливий лише процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу, тобто для здійснення процесу різання необхідно виконати умову $\beta > 0$. Зроблені виводи погодяться з відомими результатами експериментальних досліджень. Так, установлене (рис. 3.17 [8]), що зі збільшенням кута дії ω (за рахунок збільшення кута ψ) відбувається зменшення кута β .

Зі зменшенням переднього кута інструмента γ всі три складові сили різання P_z , P_y , P_x , а відповідно й умовна напруга різання σ збільшуються (рис. 3.18 [8]). Відношення $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$, рівне коефіцієнту різання $K_{\text{різ}}$, зі збільшенням позитивного переднього кута інструмента γ збільшується й приймає значення більше одиниці. Так, при $\gamma = 20^\circ$ маємо $K_{\text{різ}} \approx 4$. Це ще одне підтвердження вірогідності проведеного теоретичного аналізу й виявлених на його основі умов зниження силової напруженості процесу різання.

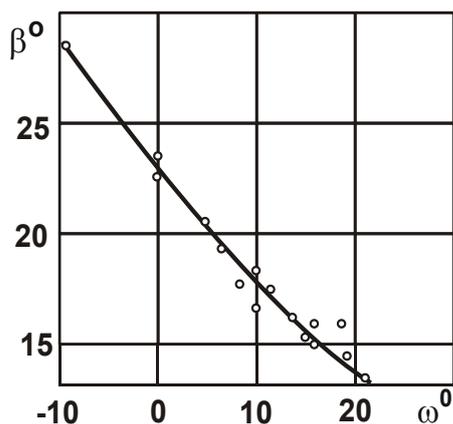


Рис. 3.17. Вплив кута дії ω на кут зсуву матеріалу β при постійному передньому куті інструмента

Умови обробки: вільне різання сталі 20Х; $\gamma = 20^\circ$.

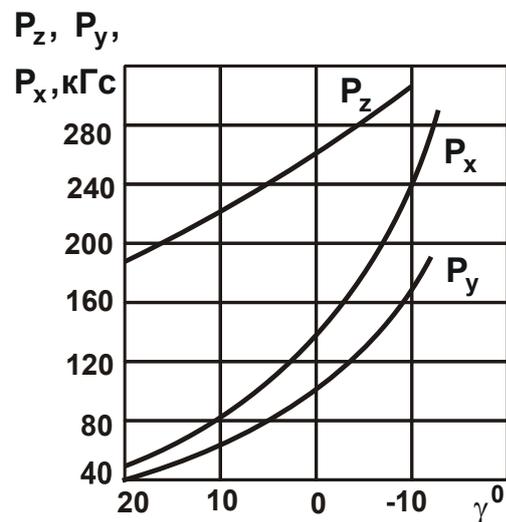


Рис. 3.18. Вплив переднього кута на складові сили різання P_z , P_y , P_x при точінні

Умови обробки: сталь 40; $\varphi = 60^\circ$; $t = 4$ мм; $S = 0,285$ мм/об.; $V = 40$ м/хв.

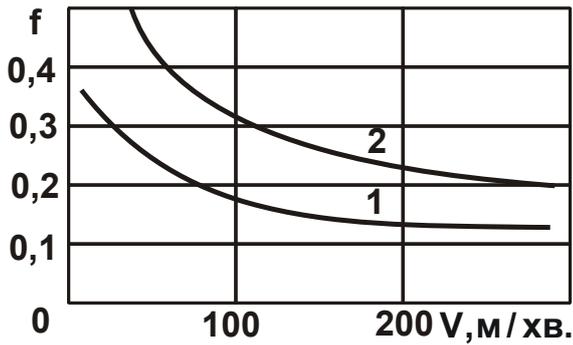


Рис. 3.19. Вплив швидкості різання V на коефіцієнт тертя ельбора-Р по сталі ШХ15

Умовні позначення: 1 – HRC 62;
2 – HB 200.

Щини зрізу a (рис. 3.20). Це впливає з умови: $a + R \cdot \cos(90^\circ - \gamma) = R$ або

$$\frac{a}{R} = 1 - \sin \gamma, \quad (3.12)$$

де R – радіус ріжучого зерна, м.

Очевидно, чим більше a , тим менше передній (від'ємний) кут γ ріжучого зерна і більше коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$, який визначається залежністю (3.10).

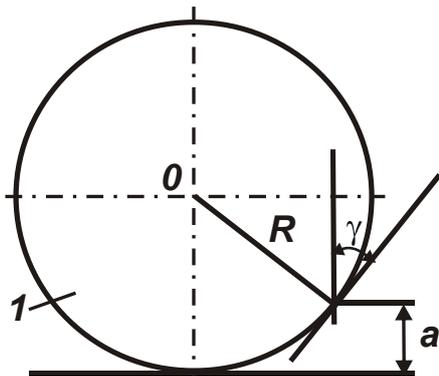


Рис. 3.20. Розрахункова схема переднього кута ріжучого зерна 1

Ця закономірність погодиться з експериментальними даними (рис. 3.21 [159]). Як видно, зі збільшенням товщини зрізу a коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ (або $K_{\text{ш}}$) збільшується, приймаючи значення менше одиниці. Це свідчить про те, що кут $(\psi + \gamma)$ змінюється в діапазоні $45^\circ \dots 90^\circ$, оскільки в цьому діапазоні функція $\text{tg}(\psi + \gamma)$ приймає значення більше одиниці. Отже, збільшення товщини зрізу

a є важливим чинником збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ й зменшення умовної напруги різання σ (рис. 3.21).

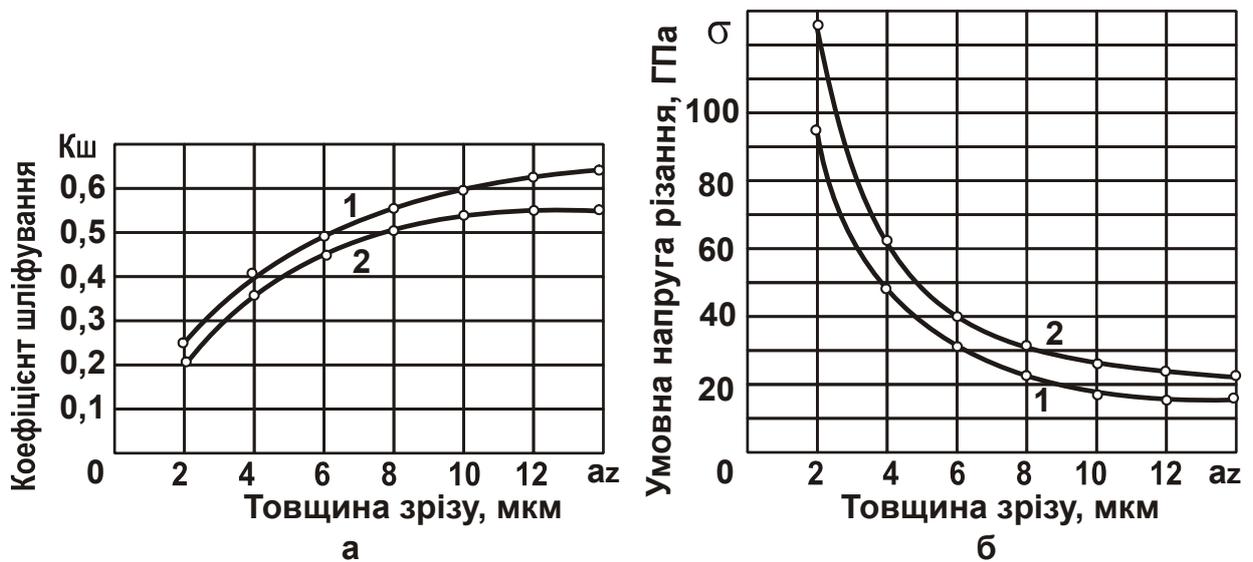


Рис. 3.21. Вплив товщини зрізу на коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ (а) і умовну напругу різання σ (б)

Умови мікрорізання: зерно АС50, швидкість різання $V = 20$ м/с; оброблюваний матеріал: 1 – Т15К6; 2 – ТН-20.

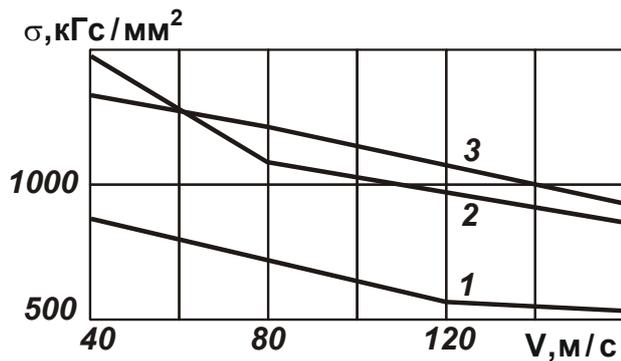


Рис. 3.22. Залежність σ від швидкості різання V

Умовні позначення: 1 – сталь 45 (HRC 48 ... 52); 2 – сталь P18 (HRC 60 ... 62); 3 – сталь X18H10T.

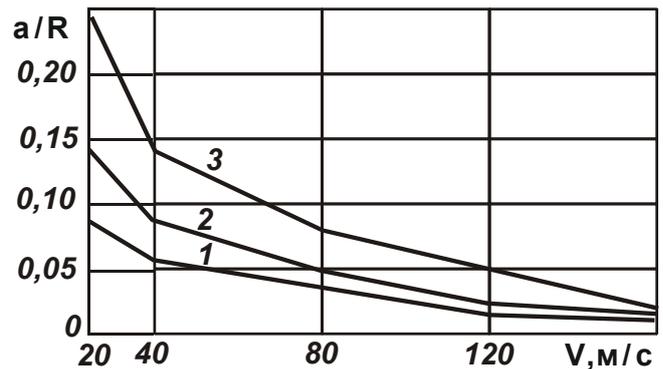


Рис. 3.23. Залежність відношення a/R від швидкості різання V

Умовні позначення: 1 – $R = 110$ мкм; 2 – $R = 60$ мкм; 3 – $R = 30$ мкм.

Зі збільшенням швидкості різання окремим зерном умовна напруга різання σ й граничні значення a/R зменшуються (рис. 3.22, 3.23 [164]). Це пов'язане зі зменшенням коефіцієнта тертя оброблюваного матеріалу з ріжучим зерном. Для більш детального аналізу встановленої закономірності розглянемо залежність (3.10). Як відзначалося, процес стружкоутворення при різанні здійснюється за умови $\beta > 0$. Підкоряючи цій умові залежність (3.10), маємо: $\gamma < \psi - 90^\circ$. Оскільки умовний кут тертя ψ змі-

нуються в межах $0 \dots 45^\circ$, то граничні значення переднього кута зерна γ повинні бути негативними.

На рис. 3.24 наведені розраховані по залежності $\gamma = \psi - 90^\circ$ граничні значення переднього кута зерна γ . Як видно, зі збільшенням кута ψ граничні значення переднього кута зерна γ зменшуються.

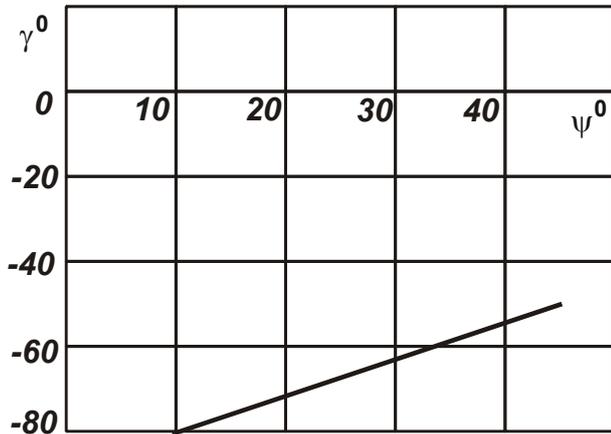


Рис. 3.24. Залежність граничного переднього кута зерна γ від кута ψ

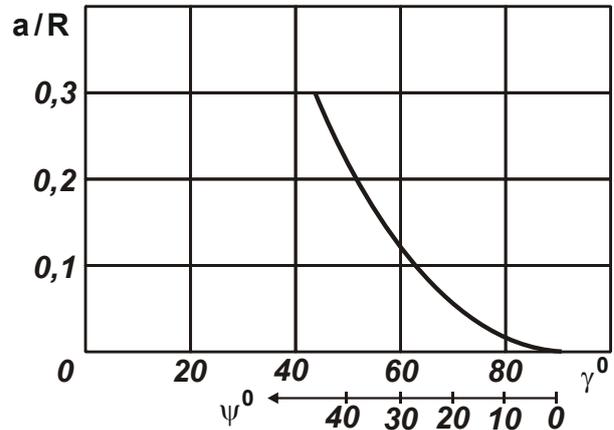


Рис. 3.25. Залежність граничного відношення a/R від кута γ (і кута ψ)

Використовуючи розрахункові дані, наведені на рис. 3.24, по залежності (3.12) визначені граничні значення a/R (див. рис. 3.25). Як видно, відношення a/R тим більше, чим більше кут ψ . При $\psi = 45^\circ$ відношення a/R приймає найбільше значення, рівне 0,3. Тому зменшити граничне значення a/R можна зменшенням кута ψ шляхом застосування алмазних зерен і переходом в область високошвидкісної обробки.

3.3. Визначення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при різанні окремим зерном

Оцінку глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при різанні окремим зерном виконаємо по параметру l_2 , який визначає товщину поверхневого шару оброблюваної деталі, у якому концентрується тепло, що виділяється при різанні. Для цього розглянемо розрахункову схему (рис. 3.26), у якій параметр $l_1 = a$ визначає довжину

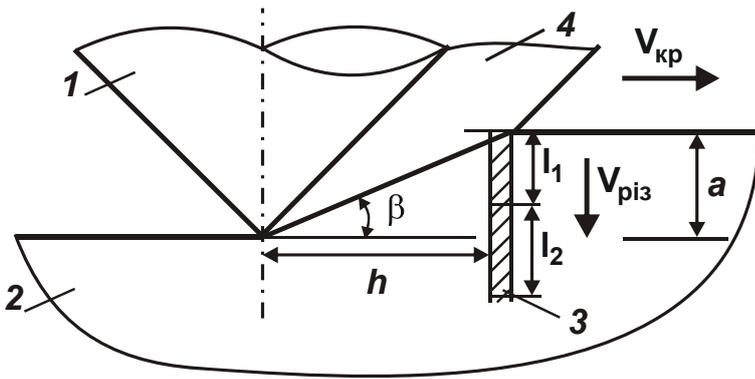


Рис. 3.26. Розрахункова схема процесу різання окремим зерном

Умовні позначення: 1 – зерно; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень; 4 – стружка.

перерізаної частини адіабатичного стержня. Параметр l_2 по фізичній суті відповідає товщині дефектного шару обробленої деталі й у загальному випадку описується аналітичною залежністю (1.54). Стосовно процесу різання окремим зерном з урахуванням вираження $V_{різ} = V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\beta$ параметр l_2 опишеться

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\beta}. \quad (3.13)$$

Представимо залежність (1.50) з урахуванням умови $l_1 = a$ у вигляді

$$V_{різ} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \bar{l}_1. \quad (3.14)$$

Підставимо залежність (3.14) в (3.13), розглядаючи швидкість різання $V_{різ}$ у вигляді $V_{різ} = V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\beta$. Тоді одержимо

$$l_2 = a \cdot \frac{z}{\bar{l}_1}. \quad (3.15)$$

Розрахункові значення відношення z / \bar{l}_1 , отримані на основі даних табл. 2.1, подані на рис. 3.10б. Як видно, зі збільшенням відносної величини температури z відношення z / \bar{l}_1 безупинно зменшується. При $z > 0,8$ відношення z / \bar{l}_1 приймає значення менше одиниці. Отже, при $z > 0,8$ параметр l_2 стає менше товщини зрізу a . Таким чином, в умовах сталого теплового процесу при обробці ($z \rightarrow 1$), який реалізується при різанні окремим зерном, з'являється можливість істотного зменшення тов-

щини l_2 поверхневого шару оброблюваної деталі, у якому концентрується тепло, що виділяється при різанні.

Із залежності (3.3) випливає, що чим менше умовна напруга різання $\sigma = \sigma_{ст} / \text{tg}\beta$, тим більше відносна величина температури z й менше параметр l_2 . Отже, зменшення σ дозволяє одночасно зменшити параметр l_2 і миттєву температуру θ , що підтверджується експериментальними даними, наведеними в науково-технічній літературі.

Забезпечити умову $z \rightarrow 1$ при різанні окремим зерном можна в результаті збільшення швидкості круга $V_{кр}$ (див. рис. 3.2а й рис. 3.27а). Тому здійснення високошвидкісного шліфування зі швидкістю круга $V_{кр} = 300$ м/с і більше, поряд з підвищенням продуктивності обробки, дозволяє зменшити параметр l_2 і тим самим підвищити якість обробки.

Із залежності (3.3) і рис. 3.2б також випливає можливість збільшення відносної величини температури z й відповідно зменшення відношення z/\bar{l}_1 в залежності (3.15) за рахунок збільшення товщини зрізу a окремим зерном круга (рис. 3.27б). Однак параметр a самостійно входить у залежність (3.15) і приводить до збільшення величини l_2 . Очевидно, параметр a неоднозначно впливає на l_2 , але в підсумку (як установлено розрахунками й зображено на рис. 3.27б) збільшення a приводить до збільшення l_2 .

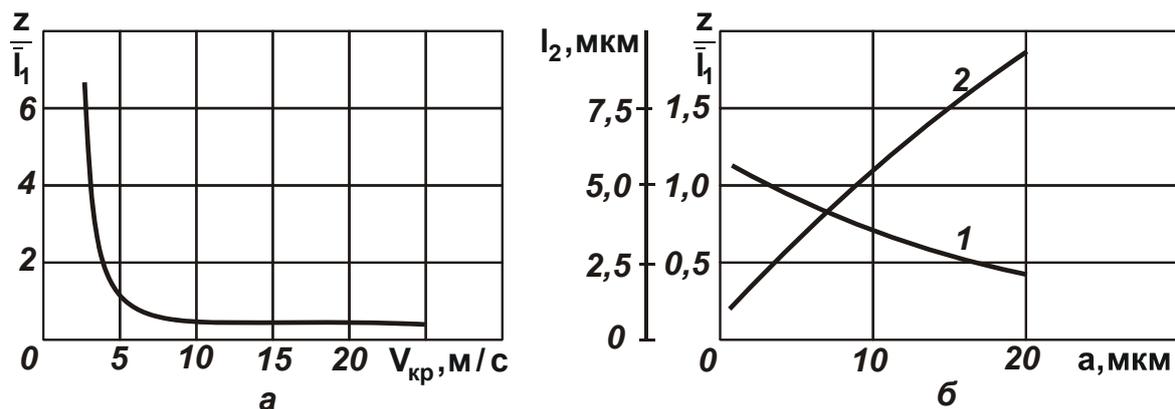


Рис. 3.27. Залежності z/\bar{l}_1 від швидкості круга $V_{кр}$ (а), z/\bar{l}_1 (1) і l_2 (2) від товщини зрізу a (б) при мікрорізанні загартованої сталі ШХ15
Умови обробки: а – $a = 5$ мкм; б – $V_{кр} = 27,5$ м/с.

На рис. 3.28 зображений характер зміни z й I_2 залежно від швидкості круга $V_{кр}$ й товщини зрізу a . Як видно, для зменшення параметра I_2 товщину зрізу a доцільно зменшувати, а швидкість круга $V_{кр}$ – збільшувати. Це свідчить про те, що основним шляхом збільшення якості обробки при одночасному збільшенні продуктивності шліфування є збільшення швидкості круга $V_{кр}$, тобто перехід в область високошвидкісного шліфування.

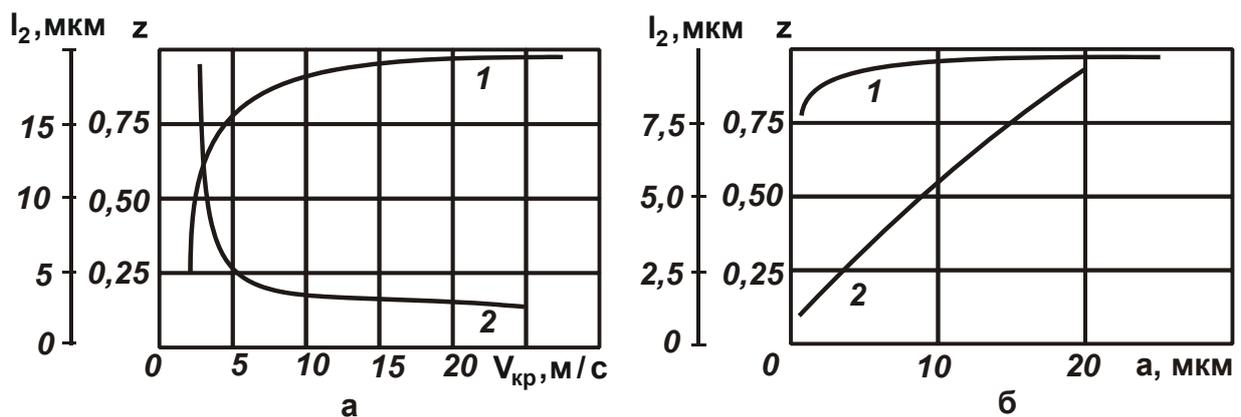


Рис. 3.28. Залежності відносної величини температури z (1) і параметра I_2 (2) від швидкості круга $V_{кр}$ (а) і товщини зрізу a (б)

Умови обробки: а – $a = 0,05$ мм; б – $V_{кр} = 27,5$ м/с.

Ця закономірність справедлива як для процесів шліфування, так і лезової обробки (точіння, фрезерування тощо). Однак у всіх випадках необхідно обов'язково зменшувати товщину зрізу a до мінімально можливого рівня. Це основна умова здійснення високошвидкісної обробки.

Збільшення відносної величини температури z приводить до зростання миттєвої температури θ при різанні окремим зерном відповідно до залежності (3.1). При цьому, виходячи із (1.47) і (1.48), збільшується частка тепла, що йде в стружку

$\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1}$, і зменшується частка тепла,

що йде в оброблювану деталь $\frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1}$ (див. рис. 1.13). Таким чином,

зменшення параметра I_2 обумовлене збільшенням частки тепла, що йде в стружку Q_1/Q , а також відносної величини температури z й миттєвої температури θ при різанні окремим зерном. Іншими словами, для того

щоб зменшити параметр l_2 необхідно практично все тепло, що утворюється при різанні, відвести в стружку й реалізувати умову $z \rightarrow 1$, тобто сталий тепловий процес. При цьому важливо збільшення миттєвої температури θ у зв'язку зі збільшенням z у залежності (3.1) компенсувати зменшенням умовної напруги різання σ (зменшуючи інтенсивність тертя ріжучого зерна з оброблюваним матеріалом). В узагальненому вигляді умови зменшення частки тепла, що йде в оброблювану деталь, і відповідно умови підвищення якості обробки зображені на рис. 3.29.

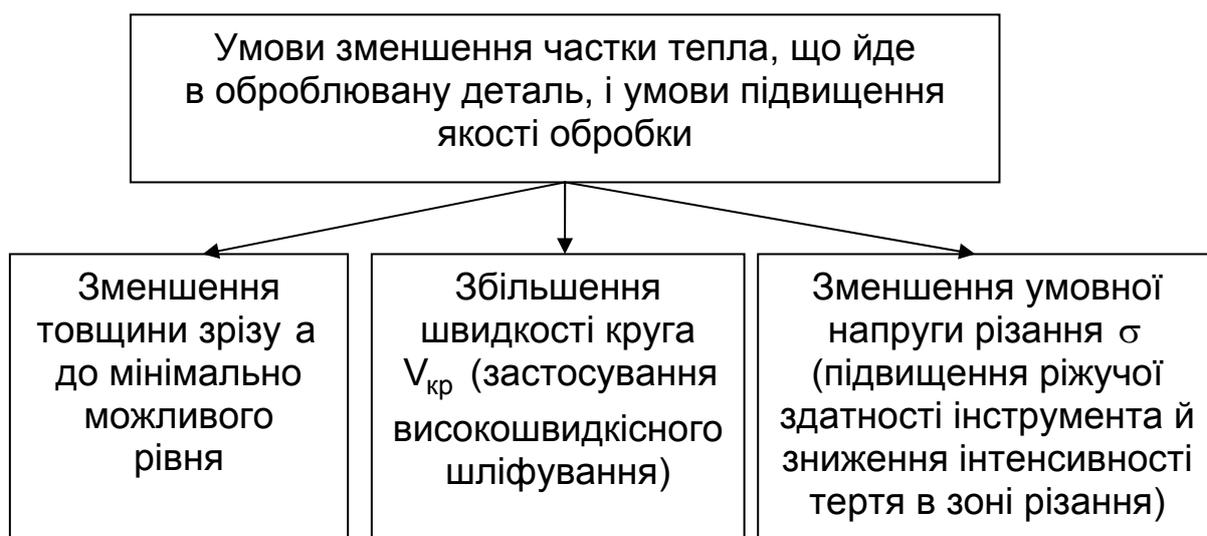


Рис. 3.29. Структурна схема умов зменшення частки тепла, яке йде в оброблювану деталь, і умов підвищення якості обробки

Таким чином встановлено, що зменшення параметра l_2 пов'язано зі збільшенням температури при різанні окремим зерном. Тому рівень зниження l_2 повинен бути обмежений максимально припустимою миттєвою температурою θ . Отримане рішення відповідає закону теплопровідності:

$$Q = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau, \quad (3.16)$$

який за умови $Q = N \cdot \tau = q \cdot S \cdot \tau$ приймає більш простий вигляд:

$$q = \lambda \cdot \frac{\theta}{l_2}, \quad (3.17)$$

де Q – кількість тепла, що утворюється при різанні окремим зерном, Дж;
 $N = q \cdot S$ – потужність теплового джерела, Вт;
 S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня (див. рис. 3.26), м²;
 τ – час дії теплового джерела на фіксований стержень, с.

Підставляючи в (3.17) залежності (3.1) і (3.15) з урахуванням $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ [173], видно, що ліва й права частини (3.17) рівні між собою, тобто отримане рішення правильне. Із залежності (3.17) випливає, що збільшити чисельник (миттєву температуру θ) і одночасно зменшити знаменник (параметр l_2) можна за рахунок збільшення щільності теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$. Швидкість руху теплового джерела вздовж адіабатичного стержня $V_{\text{різ}}$ описується залежністю: $V_{\text{різ}} = V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta$. Тоді

$$q = \sigma \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta. \quad (3.18)$$

Отже, збільшити щільність теплового потоку q й відповідно $V_{\text{різ}}$ можна шляхом збільшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$. Підставляючи в залежність (3.18) замість функції $\text{tg}\beta$ вираз (3.7), маємо

$$q = \sigma_{\text{ст}} \cdot V_{\text{кр}}. \quad (3.19)$$

Тоді, відповідно до залежності (3.17), одержимо [103]:

$$\theta = \sigma_{\text{ст}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{l_2}{\lambda}. \quad (3.20)$$

Задаючи значення θ й l_2 , по залежності (3.20) можна визначити оптимальну швидкість круга, яка відповідає заданому відношенню θ / l_2 . За фізичною суттю це відношення визначає градієнт температур.

Очевидно, за умови $\theta = \text{const}$ збільшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$ веде до зменшення параметра l_2 . Це погодиться з отриманим рішенням, заснованим на використанні відносної величини температури z . Таким чи-

ном, перехід в область високошвидкісного шліфування є важливим резервом підвищення якості обробки з погляду зменшення ймовірності появи температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Аналізуючи залежність (3.20), видно, що вона не містить умовну напругу різання σ , тобто однакова для різних методів обробки лезовими й абразивними інструментами, які відрізняються між собою значеннями σ . Із цього випливає, що незалежно від методів обробки при однаковій швидкості різання (у цьому випадку $V_{кр}$) відношення θ / I_2 буде залишатися однаковим.

Установлена закономірність має велике практичне значення, тому що дозволяє прогнозувати оптимальні умови обробки для різних методів різання й шліфування матеріалів. Задаючи необхідні значення параметрів θ і I_2 , можна визначити оптимальну швидкість різання $V_{кр}$, потім вибрати оптимальний метод механічної обробки, який забезпечує задану миттєву температуру θ й відповідно параметр I_2 , при якому виключається утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Установлена таким чином оптимальна швидкість різання є справедливою для всього різноманіття існуючих методів механічної обробки.

Необхідно відзначити, що забезпечення заданої миттєвої температури θ пов'язане з досягненням необхідного значення умовної напруги різання σ відповідно до залежності (3.1). Тому важливо знати технологічні можливості різних методів механічної обробки в плані досягнення необхідних значень σ .

3.4. Спрощений розрахунок миттєвої температури й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при різанні окремим зерном

Залежність (3.15) неявно виражена через відносну величину температури z , що обмежує можливості її аналізу. Тому виразимо z через параметри шліфування, для чого вхідну у вираз $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ функцію $\ln(1-z) = \ln x$ розкладемо в ряд [129]:

$$\ln x = \frac{x-1}{1} - \frac{(x-1)^2}{2} + \frac{(x-1)^3}{3} - \dots = -\left(\frac{z}{1} + \frac{z^2}{2} + \frac{z^3}{3} + \dots \right). \quad (3.21)$$

Тоді

$$\bar{l}_1 = \frac{z^2}{2} + \frac{z^3}{3} + \frac{z^4}{4} + \dots \quad (3.22)$$

Підставимо (3.22) у залежність (3.15):

$$l_2 = \frac{a}{\left(\frac{z}{2} + \frac{z^2}{3} + \frac{z^3}{4} + \dots \right)}. \quad (3.23)$$

Як випливає із залежності (3.23), зі збільшенням відносної величини температури z параметр l_2 зменшується, що добре узгоджується із графіком функції z/\bar{l}_1 , зображеним на рис. 3.10б. Оскільки $z < 1$, подано залежність (3.22) у першому наближенні в спрощеному вигляді

$$\bar{l}_1 = \frac{z^2}{2}. \quad (3.24)$$

Тоді залежність (3.23) опишеться

$$l_2 = \frac{2 \cdot a}{z}. \quad (3.25)$$

Підставимо залежність (3.24) в (3.3) і отримане вираження розв'яжемо відносно z з урахуванням $V_{\text{різ}} = V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta$:

$$z = \sqrt{2 \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{\text{різ}}}. \quad (3.26)$$

Таким чином, отримана аналітична залежність у явному вигляді встановлює зв'язок між відносною величиною z температури й параметрами шліфування. Як видно, зі збільшенням товщини зрізу a й швидкості руху теплового джерела вздовж прямолінійного адіабатичного стержня

$V_{різ}$ відносна величина температури z збільшується. З урахуванням залежності $V_{різ} = V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\beta$ залежність (3.26) прийме вигляд

$$z = \sqrt{2 \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\beta}. \quad (3.27)$$

У підсумку прийшли до залежності, яка за структурою аналогічна залежності (3.3). Виразимо в отриманій залежності (3.27) функцію $\operatorname{tg}\beta$ через умовну напругу різання σ відповідно до залежності (3.7), тоді

$$z = \sqrt{2 \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot \frac{\sigma_{ст}}{\sigma}}. \quad (3.28)$$

Визначимо l_2 , для чого підставимо залежність (3.26) в (3.25):

$$l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{a}{V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\beta}}, \quad (3.29)$$

де $\tau = a/V_{різ}$ – час дії теплового джерела, с.

Таким чином зображено, що параметр l_2 цілком однозначно визначається часом τ дії теплового джерела на фіксований адіабатичний стержень, тобто часом перерізання стержня. Чим менше τ , тим менше глибина проникнення тепла l_2 в поверхневий шар оброблюваної деталі. Зменшити час τ можна зменшенням a і збільшенням $V_{кр}$. З урахуванням залежності (3.7) залежність (3.29) виразиться

$$l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{a}{V_{кр}} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{ст}}}. \quad (3.30)$$

Як видно, зменшити глибину проникнення температури в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 можна зменшенням товщини зрізу a , умовної напруги різання σ й збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Необхідно відзначити, що цей висновок був одержаний раніше при аналізі залеж-

ності (3.15). Отже, спрощене рішення (3.30) правочинне. З урахуванням залежності (3.26) може бути в явному вигляді виражена залежність (3.1) для визначення миттєвої температури θ при різанні окремим зерном:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot \text{tg}\beta}. \quad (3.31)$$

Підставляючи (3.31) у залежність (3.7), остаточно маємо

$$\theta = \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot \sigma \cdot \sigma_{ст}}. \quad (3.32)$$

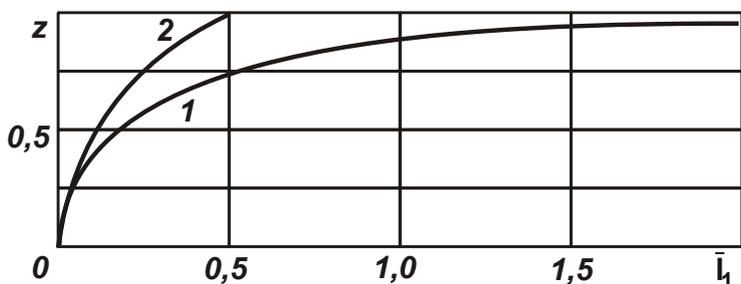


Рис. 3.30. Графіки залежностей

$$\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z \quad (1) \text{ й } \bar{l}_1 = \frac{z^2}{2} \quad (2)$$

Як видно, зменшити миттєву температуру θ можна зменшенням умовної напруги різання σ , товщини зрізу a й швидкості круга $V_{кр}$. Причому, всі три зазначених параметри однаковою мірою впливають на миттєву температуру θ .

Відповідно до залежності (3.30), як відзначалося, зменшити параметр l_2 можна зменшенням товщини зрізу a , умовної напруги різання σ й збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Із цього випливає, що $V_{кр}$ по-різному впливає на параметр l_2 і миттєву температуру θ . Очевидно, з метою підвищення якості обробки за рахунок зменшення параметра l_2 швидкість круга $V_{кр}$ ефективно збільшувати, а з метою зменшення температури, навпаки, її необхідно зменшувати. Тому при виборі $V_{кр}$ слід виходити з умов і вимог на обробку. Якщо, наприклад, обробка виконується інструментом з відносно низкою красностійкістю, то, безсумнівно, необхідно обмежувати швидкість круга (швидкість різання). Якщо ж інструмент може ефективно працювати в умовах високих температур, то доцільно швидкість різання істотно збільшити. Ефективно в цьому випадку в якості інструментальних матеріалів застосовувати синтетичні надтверді мате-

ріали (кубічний нітрид бору тощо), різальні інструменти зі зносостійкими покриттями, раціональні по складу технологічні середовища й т. д.

Необхідно відзначити, що спрощене рішення (3.24) і отримані на його основі аналітичні залежності (3.26), (3.29) і (3.31) справедливі для умови $z < 0,6$, тобто для несталого теплового процесу, зображеного на рис. 3.30.

3.5. Розрахунок миттєвої й середньої температур при шліфуванні

Процес шліфування відбувається в результаті знімання оброблюваного матеріалу великою кількістю ріжучих зерен, розташованих на робочій поверхні шліфувального круга. Тому умови формування температури при шліфуванні підкоряються більш складним закономірностям, чим при різанні окремим зерном. Їхні відмінності полягають, по-перше, у тому, що ріжучі зерна при шліфуванні контактують не з “холодним”, а з “гарячим” оброблюваним матеріалом, нагрітим зернами, які проробили раніше. По-друге, у тому, що при шліфуванні відбувається тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, а це є додатковим джерелом тепло-

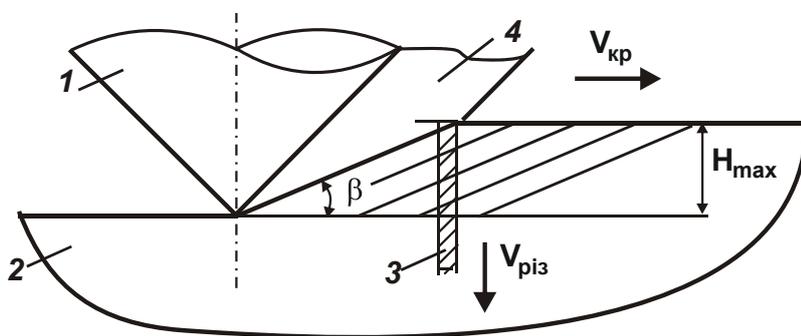


Рис. 3.31. Розрахункова схема визначення температури при різанні окремим зерном круга

Умовні позначення: 1 – зерно; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень; 4 – стружка, що утворюється.

утворення. Виходячи з наведеного, можуть бути запропоновані три принципові підходи до розрахунку температури при шліфуванні [101].

Першим і найбільш простим слід розглядати підхід, аналогічний підходу до розрахунку температури різання окремим зерном. Він припускає контакт фіксованого ріжучого зерна з “холод-

ним” оброблюваним матеріалом, нагрівання якого зернами, що проробили раніше, не враховується. У цьому випадку розрахунок температури при шліфуванні виконується на основі наведених у п. 3.1 аналітичних залеж-

ностей, розглядаючи замість товщини зрізу а максимальну товщину зрізу окремим зерном круга H_{\max} (рис. 3.31).

Другий підхід полягає в урахуванні нагрівання оброблюваного матеріалу зернами круга, що проробили раніше. Він дозволяє більш правильно визначити температуру при шліфуванні, тому що припускає контакт ріжучих зерен не з “холодним”, а з “гарячим” оброблюваним матеріалом, що більш повно відображає реальні умови обробки.

Третій підхід пов'язаний з розглядом зони шліфування у вигляді “плями контакту” круга з оброблюваним матеріалом, у межах якого діє плоске теплове джерело. У цьому випадку силова напруженість процесу різання, яка обумовлена стружкоутворенням і тертям зерен та зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, ураховується узагальнено за допомогою таких показників як потужність і щільність теплового потоку. Цей підхід дозволяє визначити середню температуру при шліфуванні. Для оцінки можливостей практичного використання кожного з підходів, проведемо їхній аналіз.

Перший підхід, як відзначалося, припускає розрахунок температури при шліфуванні на основі залежностей (3.1) і (3.3), розглядаючи в останній залежності як параметр а максимальну товщину зрізу окремим зерном круга, яка, наприклад, для плоского шліфування периферією алмазного круга з частковою поздовжньою подачею, рівною одиниці, описується залежністю [106]:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot (1 + \eta)}}, \quad (3.33)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен в крузі (для 100-відсоткової концентрації круга $m = 100$);

γ – половина кута при вершині конусоподібного ріжучого зерна;

η – безрозмірний параметр, що враховує ступінь затуплення зерен круга ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна).

Тоді залежність (3.3) за умови $a = H_{\max}$ прийме вигляд

$$\bar{t}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot H_{\max} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.34)$$

Підставляючи залежність (3.33) в (3.3), маємо

$$\bar{t}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t} \cdot (1-\eta)^2}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot (1+\eta)}}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.35)$$

Із залежності (3.35) випливає, що збільшення безрозмірного параметра \bar{t}_1 й відносної величини температури z відбувається в результаті збільшення параметрів $V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$, t , \bar{X} і зменшення m .

Необхідно відзначити, що при значеннях $a = H_{\max} < 5$ мкм і $V_{\text{кр}} =$

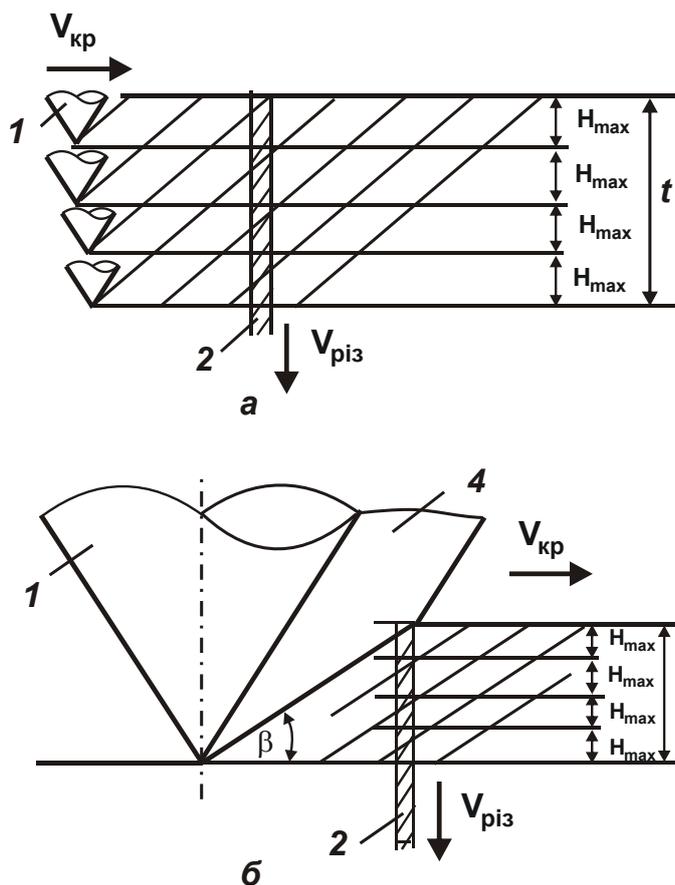


Рис. 3.32. Розрахункові схеми визначення миттєвої температури при різанні всіма зернами круга

$= 30$ м/с має місце збільшення відносної величини температури z зі збільшенням H_{\max} (відповідно до даних, наведених на рис. 3.2б). При $H_{\max} > 5$ мкм відносна величина температури z залишається фактично постійною зі збільшенням H_{\max} у зв'язку з реалізацією сталого теплового процесу при шліфуванні ($z \rightarrow 1$).

Якщо в першому підході при визначенні температури при шліфуванні враховували роботу лише одного ріжучого зерна, то в другому підході необхідно враховувати роботу всіх ріжучих зерен, розташованих на робочій поверхні круга. У цьому випадку зерна будуть періодично, проходячи "слід у слід", контактувати з

оброблюваним матеріалом, здійснюючи зріз наведеного на рис. 3.32а адіабатичного стержня зі швидкістю $V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{t/2R_{кр}}$. Допускаючи в першому наближенні, що охолодження оброблюваного матеріалу в період між роботою двох сусідніх зерен не відбувається, задачу визначення температури можна спростити й звести до схеми зрізу всього прямолінійного адіабатичного стержня одним умовним зерном зі швидкістю $V_{різ} = V_{кр} \cdot \text{tg}\beta$ (рис. 3.32б). У цьому випадку як би переходимо від зрізу товщиною H_{max} до умовного зрізу з набагато більшою товщиною t . Цей підхід цілком правочинний і допустимий. Тоді товщина зрізу H_{max} умовно дорівнює глибині шліфування t , а залежність (3.3) прийме вигляд

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{кр} \cdot \text{tg}\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (3.36)$$

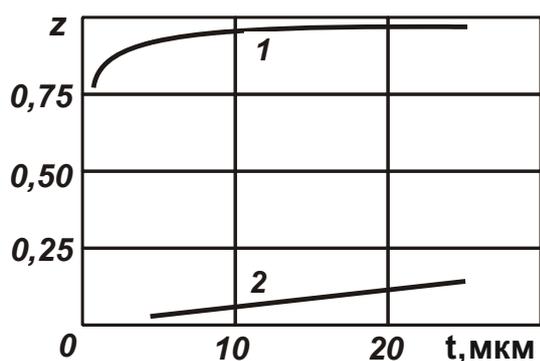


Рис. 3.33. Залежності величини z від глибини шліфування t

Умови обробки: 1 – $V_{кр} = 27,5$ м/с; $\text{tg}\beta = 0,25$; 2 – $V_{дет} = 30$ м/хв.; $D_{кр} = 0,45$ м; оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с).

Очевидно, безрозмірний параметр \bar{l}_1 і відносна величина температури z , розраховані по залежності (3.36), будуть більше встановлених по залежності (3.35). На рис. 3.33 подані розраховані за залежностями (3.35) і (3.36) значення z (крива 1), а також значення z (крива 2), розраховані по залежності (1.50). Значення z , розраховані по залежності (3.35), охоплюють діапазон зміни $t = H_{max} = 0 \dots 5$ мкм. Відповідно, значення z , розраховані по залежності (3.36), охоплюють діапазон зміни глибини шліфування $t = 5 \dots 25$ мкм, тобто від залежності (3.35) переходимо до залежності (3.36), заміняючи в ній параметр H_{max} на глибину шліфування t . Як впливає з рис. 3.33, у діапазоні $t = 5 \dots 25$ мкм відносна величина температури z приймає значення, близькі до одиниці, тобто має місце сталий тепловий процес. Отже, фактично все тепло, що утворюється при різанні, йде в стружки. В оброблювану деталь іде мала частка тепла.

Безсумнівно, у реальних умовах шліфування буде мати місце охолодження оброблюваного матеріалу в період між роботою двох сусідніх зерен. Це приведе до зниження температури. Чим менше товщина зрізу H_{\max} й більше період часу між контактом двох сусідніх зерен, тим вище ступінь охолодження оброблюваного матеріалу й менше температура. Тому з метою зниження температури при шліфуванні, виходячи із запропонованого теоретичного підходу, ефективно зменшувати товщину зрізу H_{\max} за рахунок зменшення параметрів $V_{\text{дет}}$, \bar{X} і збільшення m . Збільшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$ також приведе до зменшення H_{\max} , однак при цьому необхідно враховувати те, що швидкість круга самостійно входить у залежність (3.36) і її збільшення веде до збільшення \bar{l}_1 й z . Отже, для зменшення відносної величини температури z доцільно швидкість круга $V_{\text{кр}}$ зменшувати. Необхідно відзначити, що у випадку врахування охолодження оброблюваного матеріалу величина z буде збільшуватися зі збільшенням H_{\max} , незважаючи на те, що цей параметр не входить у залежність (3.36). Іншими словами, величина z й відповідно миттєва температура при шліфуванні θ будуть збільшуватися зі збільшенням параметрів $V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$, \bar{X} і зменшенням m .

Таким чином зображено, що відносну величину температури z , розраховану по залежності (3.36), слід розглядати як максимально можливо. Реальні значення z будуть розташовуватися в проміжку між значеннями z , отриманими по залежностях (3.35) і (3.36).

Для визначення середньої температури при шліфуванні відповідно до третього підходу можна скористатися відомим вирішенням (2.5), отриманим на основі розрахункової схеми, наведеної на рис. 1.2б.

Порівнюючи аналогічні залежності (2.5) і (3.36), видно, що вони відрізняються двома вхідними в них параметрами. Залежність (2.5) містить добуток параметрів $V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t/2R_{\text{кр}}}$, а залежність (3.36) – добуток параметрів $V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta$. Очевидно, $V_{\text{кр}} \gg V_{\text{дет}}$, а $\text{tg}\beta > \sqrt{t/2R_{\text{кр}}}$. Тому значення відносної величини температури z , розраховані по залежності (3.36) будуть більше значень z , розрахованих по залежності (2.5) і наведених на рис. 3.33 (крива 2). Разом з тим, розраховані по залежностях (2.5) і (3.35) значення z за певних умов можуть бути порівнянні. Отже, миттєва тем-

пература завжди більше середньої температури при шліфуванні. Це узгодиться з результатами проф. Маслова Є. М. [79].

Підводячи підсумки, можна відзначити, що перші два запропоновані підходи, по суті, дозволяють визначити миттєву температуру при шліфуванні – по запропонованій класифікації температур при шліфуванні проф. Маслова Є. М. [79]. Більш загальним у цьому плані слід розглядати другий підхід, на основі якого надалі й буде оцінюватися миттєва температура при шліфуванні. Третій підхід дозволяє визначити середню (або сталу) температуру при шліфуванні. За структурою залежності для визначення миттєвої й середньої температур при шліфуванні одні й ті самі. Їхня відмінність полягає у величині $V_{різ}$, яка у випадку визначення середньої температури менше, що й веде до менших значень середньої температури.

3.6. Визначення глибин проникнення миттєвої й середньої температур у поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні

Як і в п. 3.3, оцінку глибин проникнення миттєвої й середньої температур у поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні виконаємо по параметру l_2 . Для цього розглянемо три запропонованих вище підходи до розрахунку температури при шліфуванні.

Відповідно до першого підходу, коли формування температури відбувається в результаті контакту лише одного зерна з оброблюваним матеріалом, параметр l_2 буде визначатися так само, як і при різанні окремим зерном, тобто на основі залежності (3.15). Підкоряючи залежність умові $a = H_{max}$, маємо

$$l_2 = H_{max} \cdot \frac{z}{l_1} . \quad (3.37)$$

Очевидно, всі висновки, отримані в п. 3.3 стосовно дослідження миттєвої температури при різанні окремим зерном, будуть справедливими й у цьому випадку. Внаслідок більших значень $z \rightarrow 1$ і відповідно невеликих значень відношення z/l_1 (рис. 3.10б), параметр l_2 буде приймати до-

силь малі значення, порівняні з товщиною зрізу H_{\max} . Це, безсумнівно, буде позитивно впливати на якість обробки з погляду виключення температурних дефектів. Разом з тим, судячи з наведених у науково-технічній літературі результатів експериментальних досліджень, глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі приймає значно більші значення, які перевищують як товщину зрізу H_{\max} , так і глибину шліфування t . Тому цей розрахунок миттєвої температури θ й параметра l_2 на основі товщини зрізу H_{\max} справедливий для умов шліфування, коли відсутнє тертя круга з оброблюваним матеріалом, тобто коли є лише контакт ріжучих зерен круга з оброблюваним матеріалом.

При другому підході до розрахунку миттєвої температури при шліфуванні пропонується враховувати роботу всіх зерен круга, що проходять "слід у слід", шляхом розгляду розрахункової схеми, в якій зріз матеріалу товщиною $H_{\max} = t$ умовно здійснюється одним ріжучим зерном, що рухається зі швидкістю круга $V_{\text{кр}}$ (див. рис. 3.32). При такому підході параметр l_2 може бути визначений на основі залежності (3.37) за умови $H_{\max} = t$, тобто

$$l_2 = t \cdot \frac{z}{\bar{l}_1} . \quad (3.38)$$

Виходячи з рис. 3.10б, при $z \rightarrow 1$ відношення z/\bar{l}_1 приймає досить малі значення – менше одиниці. Отже, параметр l_2 буде завжди менше глибини шліфування t . Це свідчить про незначну глибину проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Цей випадок аналогічний попередньому випадку й, як вже відзначалось, справедливий для умов шліфування, коли відсутнє тертя круга з оброблюваним матеріалом.

На рис. 3.34 зображений характер зміни z й l_2 залежно від швидкості круга $V_{\text{кр}}$ й глибини шліфування t . Розрахунок величини z й відношення z/\bar{l}_1 виконано на основі залежності (3.36) стосовно шліфування сталі ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $\text{tg}\beta = 0,25$). Як впливає з рис. 3.34а, зі збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$ відносна величина температури z збільшується, асимптотично

наближаючись до одиниці. Такий же характер зміни миттєвої температури при шліфуванні, виходячи із залежності (3.2). При цьому параметр l_2 зі збільшенням $V_{кр}$ зменшується. Отже, збільшення швидкості круга $V_{кр}$ дозволяє фактично підтримувати при шліфуванні миттєву температуру на одному рівні, забезпечуючи зменшення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні, що є найважливішим чинником підвищення якості обробки.

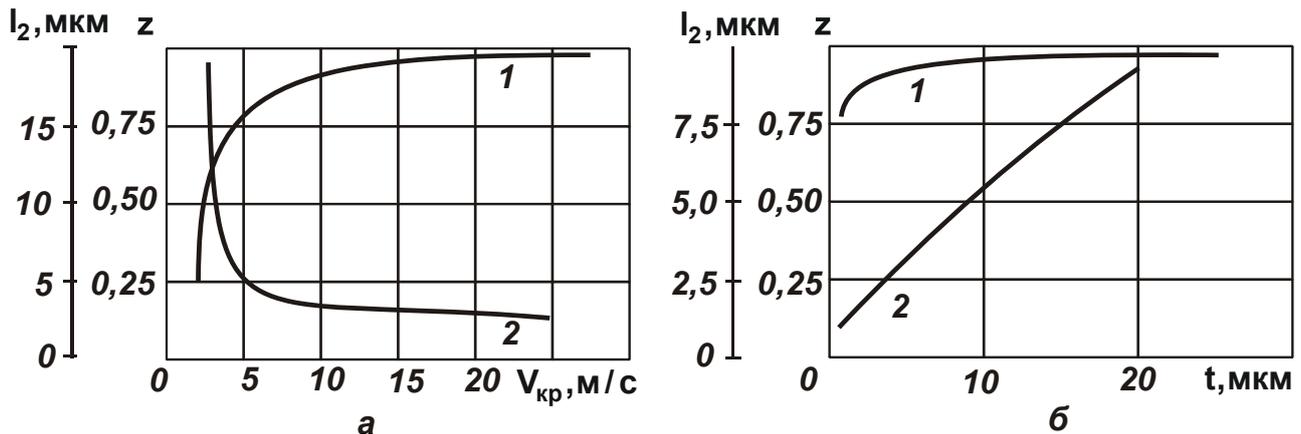


Рис. 3.34. Залежності відносної величини температури z (1) і параметра l_2 (2) від швидкості круга $V_{кр}$ (а) і глибини шліфування t (б)

Умови обробки: а – $t = 0,05$ мм; б – $V_{кр} = 27,5$ м/с.

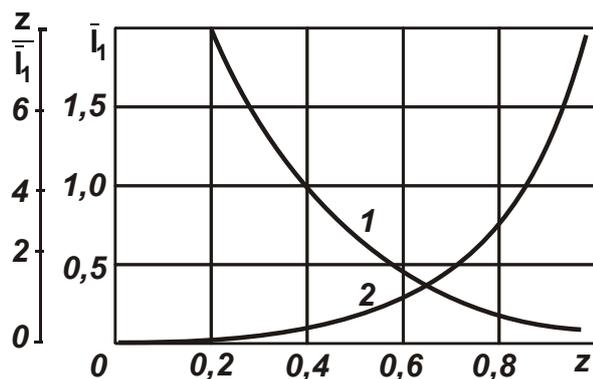


Рис. 3.35. Залежності z/\bar{l}_1 (1) і \bar{l}_1 (2) від z

Крім того, збільшення $V_{кр}$ дозволяє збільшити швидкість деталі $V_{дет}$ й відповідно продуктивність обробки без збільшення максимальної товщини зрізу H_{max} , виходячи із залежності (3.33). Цим показано, що за рахунок збільшення швидкості круга $V_{кр}$ можна одночасно забезпечити підвищення якості й продуктивності обробки. Збільшення глибини шліфування t , згідно з

рис. 3.34б, також сприяє підтримці температури при шліфуванні на одному рівні ($z \rightarrow 1$). Однак при цьому збільшується параметр l_2 , що під-

вищує ймовірність появи в поверхневому шарі оброблюваної деталі різних температурних дефектів. Отже, основною умовою підвищення якості й продуктивності обробки при шліфуванні необхідно розглядати збільшення швидкості круга $V_{кр}$. Але для цього необхідно фактично вилучити тертя круга з оброблюваним матеріалом.

При третьому підході до розрахунку температури при шліфуванні параметр I_2 , як і при другому підході, буде визначатися залежністю (3.38), однак при інших значеннях z і z/\bar{l}_1 . Із залежності (3.38) випливає, що зменшити параметр I_2 можна за рахунок зменшення глибини шліфування t й відношення z/\bar{l}_1 . Зменшення відношення z/\bar{l}_1 , як випливає з рис. 3.35, пов'язане зі збільшенням величини z , що при плоскому шліфуванні визначається безрозмірною величиною \bar{l}_1 :

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = -\ln(1-z) - z. \quad (3.39)$$

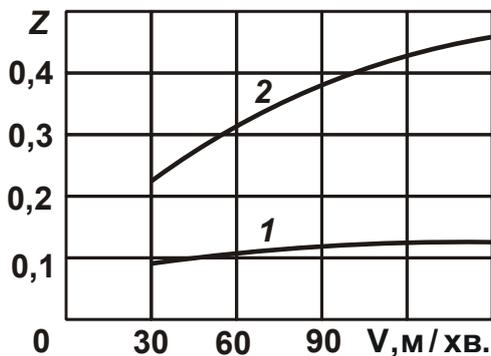


Рис. 3.36. Залежність z від швидкості деталі $V_{дет}$

Умови обробки: 1 – $t = 0,02$ мм; 2 – $t = 0,08$ мм; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8 ($c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\lambda = 50$ Вт/(м·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³); $D_{кр} = 0,3$ м

Зі збільшенням z безрозмірна величина \bar{l}_1 збільшується (рис. 3.35). Тому збільшити величину z можна за рахунок збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ й глибини шліфування t . Однак, збільшення глибини шліфування t , відповідно до залежності (3.38) і розрахункових даних, зображених на рис. 2.37, веде до збільшення I_2 . В зв'язку з цим, основним шляхом зменшення I_2 є збільшення $V_{дет}$.

З рис. 3.35 випливає, що при $z \rightarrow 1$ відношення $z/\bar{l}_1 \rightarrow 0$. Отже, домогтися істотного зменшення параметра I_2 можна в умовах сталого теплового процесу ($z \rightarrow 1$) за рахунок значного збільшення швидкості деталі $V_{дет}$. На рис. 3.36 графічно зображений характер зміни розрахункових значень z залежно від швидко-

сті деталі $V_{дет}$ й глибини шліфування t . При зміні параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ й t у широких межах величина z змінюється не суттєво: усього в межах $0 \dots 0,47$. Це свідчить про те, що при звичайному багатопрохідному шліфуванні має місце несталий тепловий процес ($z < 1$) і відношення z/\bar{l}_1 приймає значення більше одиниці. Для наочності отриманого рішення подано залежність (3.38) у такому вигляді:

$$\frac{l_2}{t} = \frac{z}{\bar{l}_1}. \quad (3.40)$$

Графік зміни відношення z/\bar{l}_1 залежно від z зображений на рис. 3.35. Використовуючи його, розраховані значення l_2/t , які наведені на рис. 3.37 [132]. Заштрихована область 1 визначає значення l_2/t , отримані при зміні z у межах $0 \dots 0,47$, тобто при використанні третього підходу до розрахунку температури при шліфуванні. Заштрихована область 2 на рис. 3.37 визначає значення l_2/t , отримані при зміні z у межах $0,8 \dots 1,0$, тобто при використанні другого підходу до розрахунку температури при шліфуванні (крива 1 на рис. 3.33). Як видно, в області 1 значення l_2/t більші. Отже, наявність процесу тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом при шліфуванні суттєво збільшує параметр l_2 і тим самим погіршує якість обробки. Параметр l_2 при цьому може істотно перевищувати глибину шліфування t , тобто тепло, що утворюється при шліфуванні, концентрується в досить великому поверхневому шарі l_2 . На основі проведеного аналізу можна зробити висновок, що збільшення $V_{дет}$ в реалізованих на практиці діапазонах не дозволяє вирішити задачу істотного зменшення параметра l_2 . Зменшити l_2 в цих умовах можна зменшенням глибини шліфування t . Однак це веде до зниження продуктивності обробки. Таким чином встановлено, що збільшення па-

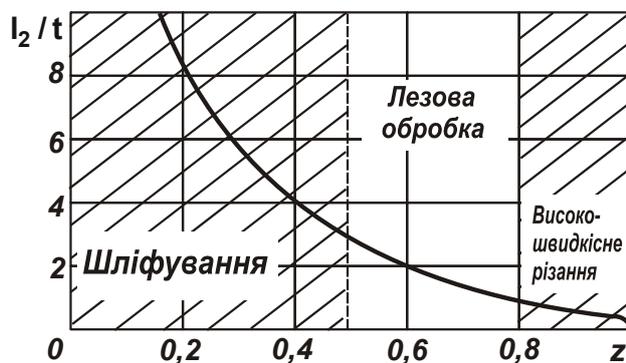


Рис. 3.37. Залежність відношення l_2 / t від z

рама збільшення $V_{дет}$ в реалізованих на практиці діапазонах не дозволяє вирішити задачу істотного зменшення параметра l_2 . Зменшити l_2 в цих умовах можна зменшенням глибини шліфування t . Однак це веде до зниження продуктивності обробки. Таким чином встановлено, що збільшення па-

раметра l_2 при шліфуванні відбувається в результаті тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. В іншому випадку параметр l_2 приймає невеликі значення, порівнянні із глибиною шліфування t й навіть із товщиною зрізу H_{\max} , як це впливає з рис. 3.34а. Отже, зменшити параметр l_2 і відповідно знизити ймовірність появи різних дефектів на оброблених поверхнях, обумовлених температурним фактором, можна шляхом зменшення або виключення тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Тому параметр l_2 , який визначається залежністю (3.39), при шліфуванні формується за рахунок дії сили тертя круга з матеріалом.

Як відомо, практично виключити контакт зв'язки круга з оброблюваним матеріалом можна за рахунок застосування ефективних методів правки круга, що забезпечують своєчасне видалення з його робочої поверхні зношених зерен й значне виступання зерен над рівнем зв'язки. Досить ефективні в цьому напрямі електрофізикохімічні методи правки алмазних кругів на металевих зв'язках, а також комбіновані методи шліфування, які виключають засалювання алмазного круга та забезпечують підтримку його високої ріжучої здатності в процесі шліфування.

Зменшити тертя круга з оброблюваним матеріалом можна за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ, імпрегнації шліфувальних кругів, обробки їх у "холоді", створення на робочих поверхнях кругів пазів, тобто застосування переривчастих кругів і т. д.

Залежність (3.38), аналогічно залежності (3.15), неявно виражена через відносну величину температури z , що, як відзначалося, обмежує можливості залежності (3.38). Тому скористаємося наближеною залежністю (3.39) для визначення параметра l_2 при несталому тепловому процесі ($z < 1$), у якій час τ представимо у вигляді

$$\tau = \frac{t}{V_{\text{різ}}} = \frac{\sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}}{V_{\text{дет}}}, \quad (3.41)$$

тоді

$$l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}}{V_{\text{дет}}}}. \quad (3.42)$$

Відповідно до залежності (3.42), зменшити l_2 можна зменшенням t і збільшенням $V_{\text{дет}}$. Величина z визначиться спрощеною залежністю

$$z = \sqrt{2 \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{\text{кр}}}} \quad (3.43)$$

Як видно, зі збільшенням t і $V_{\text{дет}}$ величина z збільшується. З урахуванням залежності (3.43) може бути в явному вигляді виражена й середня температура при шліфуванні θ , яка визначається залежністю (3.1):

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot t \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{\text{кр}}}} \quad (3.44)$$

Середня температура при шліфуванні θ тим менше, чим менше умовна напруга різання σ й параметри режиму шліфування t й $V_{\text{дет}}$.

Аналізуючи залежності (3.42) і (3.44), видно, що $V_{\text{дет}}$ інакше впливає на параметр l_2 і середню температуру θ . Чим більше $V_{\text{дет}}$, тим менше l_2 і більше θ . Безсумнівно, з погляду підвищення якості обробки необхідно l_2 зменшувати, тобто збільшувати $V_{\text{дет}}$. Збільшення θ при цьому слід компенсувати зменшенням глибини шліфування t . Цим можна домогтися зменшення l_2 й θ без зменшення продуктивності обробки, обумовленої добутком параметрів $V_{\text{дет}} \cdot t$. Необхідно відзначити, що наближені залежності (3.42), (3.43) і (3.44) дозволяють з достатньою для практики точністю розрахувати параметри l_2 , z і θ , оскільки наближене вирішення (3.24) справедливо для умови $z < 0,6$, що реалізується в розглянутому діапазоні зміни параметрів режиму шліфування t й $V_{\text{дет}}$ (див. рис. 3.36).

3.7. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних рішень

У науково-технічній літературі наведений великий об'єм експериментальних досліджень температури при шліфуванні й розподілу залиш-

кових напруг і мікротвердості по глибині поверхневого шару обробленої деталі [3; 15; 16; 25; 120; 123; 137; 139; 165; 168; 171; 172]. Їхній аналіз показує, що глибина проникнення тепла в поверхневий шар багаторазово перевищує глибину шліфування, тобто параметр l_2 значно більше глибини шліфування. Це погодиться з отриманими теоретичними рішеннями й свідчить про те, що формування параметра l_2 відбувається в основному під впливом сили тертя шліфувального круга з оброблюваним матеріалом, тобто при шліфуванні є інтенсивне тертя круга з оброблюваним матеріалом. Підтвердженням сказаному можуть бути наведені на рис. 3.38 [120] експериментальні дані про зміну температури по глибині поверхневого шару деталі при шліфуванні. Як видно, глибина проникнення тепла в поверхневий шар деталі досягає значень 2 мм і більше. З цього випливає, що для визначення параметра l_2 при шліфуванні необхідно використовувати залежність (3.39), яка дозволяє одержати розрахункові значення параметра l_2 , порівнянні з експериментальними даними.

Розрахунки по залежності (3.37) приводять до значно менших значень параметра l_2 , що, природно, не відображає реальні умови шліфування.

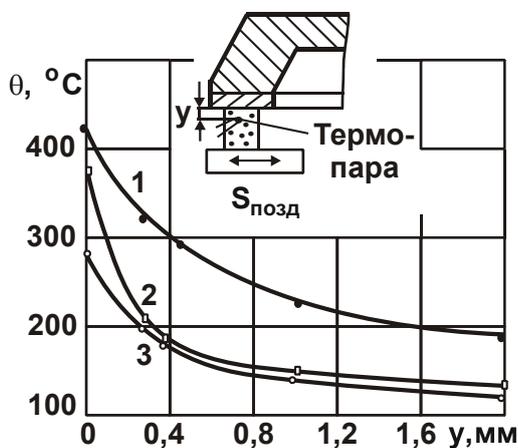


Рис. 3.38. Зміна температури по глибині поверхневого шару деталі при шліфуванні алмазами різних марок

Умовні позначення: 1 – алмаз АС6; 2 – алмаз АС4; 3 – алмаз АС2.

Залежність (3.37) може бути застосовна для розрахунку параметра l_2 при різанні окремим зерном, а також при шліфуванні у випадку відсутності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Зроблені висновки вказують на те, що розрахунок величини z при шліфуванні необхідно виконувати на основі рівняння (3.39). Формування величини z в цьому випадку відбувається в результаті дії рівномірно розподіленого по “плямі” контакту круга з оброблюваним матеріалом теплового джерела заданої щільності. Як впливає з рис. 3.34, значення z відносно невеликі – не перевищують 0,5, тобто має місце несталий тепловий процес. Це узгоджується з експеримен-

тальними даними. Так, характер зміни температури шліфування зі збільшенням швидкості круга й подач, зображений на рис. 3.39 [114], вказує на те, що в реальних умовах шліфування реалізується випадок $z < 1$.

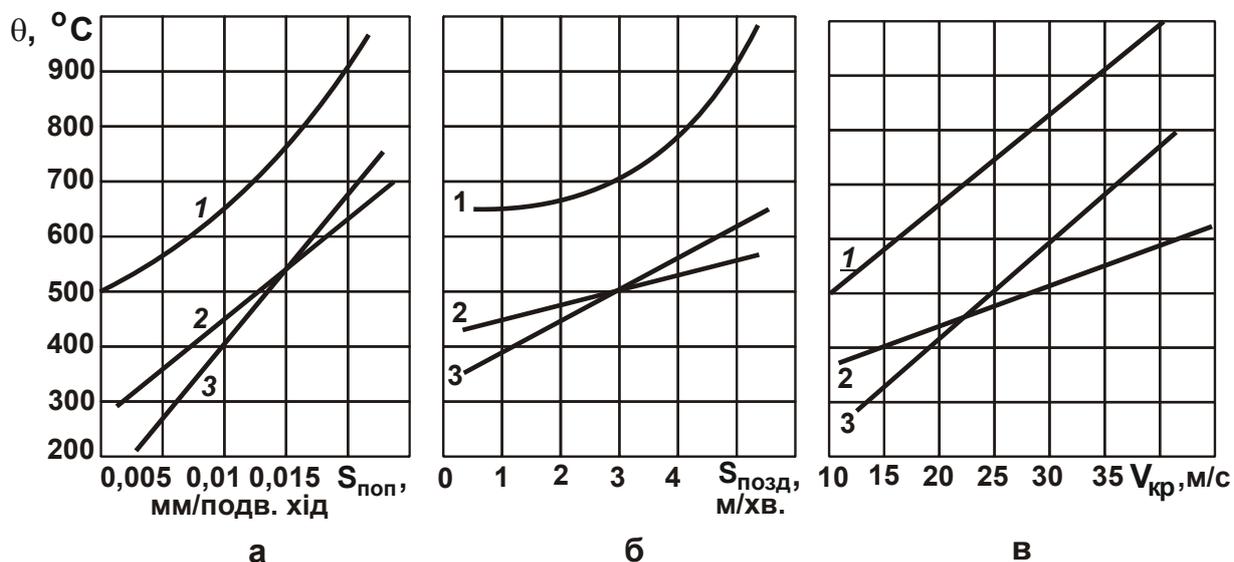


Рис. 3.39. Залежність температури від поперечної (а), поздовжньої (б) подач і швидкості круга (в) при шліфуванні сплавів Р18 (1), ВК6М (2) і мінералокераміки ЦМ-332 (3)

кругами АСО 50/40 – 50 % – Б1

Умови обробки: а – $V_{\text{кр}} = 19$ м/с; $S_{\text{позд}} = 1,0$ м/хв.; б – $V_{\text{кр}} = 19$ м/с; $S_{\text{поп}} = 0,01$ мм/подв. хід; в – $S_{\text{поп}} = 0,01$ мм/подв. хід; $S_{\text{позд}} = 1,0$ м/хв.

Збільшення температури при шліфуванні сталі Р18 свідчить про те, що в цьому випадку більші товщини зрізів окремими зернами й більша сила тертя, ніж при шліфуванні твердого сплаву ВК6М і мінералокераміки ЦМ-332. Необхідно відзначити, що експериментально встановлені значення температури шліфування (рис. 3.39 [114]) є середніми, обумовленими як тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, так і різанням окремими зернами круга.

Як видно з рис. 3.4, температура при різанні окремим зерном може досягати температури плавлення оброблюваного матеріалу. Однак ця температура зосереджена в досить малих об'ємах (поблизу ризки-подряпини) і, отже, не визначає значення величини z й середньої температури шліфування. Визначальним фактором у формуванні середньої температури при шліфуванні є інтенсивність тертя круга з оброблюваним матеріалом. У результаті величина z приймає відносно невеликі значен-

ня. При різанні окремим зерном величина z приймає більші значення: $z \rightarrow 1$, що реалізують сталий тепловий процес. Таким чином, по виду графіка залежності температури шліфування від одного з параметрів режиму шліфування можна судити про величину z й перевагу того або іншого фактора (тертя або процесу різання) у формуванні температури шліфування. Якщо, наприклад, графік залежності носить лінійний характер, то, мабуть, $z < 1$ і у формуванні температури шліфування переважає тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

За умови стабілізації температури шліфування зі збільшенням розглянутого параметра режиму шліфування, мабуть, величина z буде приймати значення, близькі до одиниці ($z \rightarrow 1$), і домінуючим буде процес різання окремими зернами. Роль тертя зв'язки круга з матеріалом у цьому випадку нижче.

3.8. Умови підвищення якості й продуктивності обробки при шліфуванні

На основі проведеного аналізу температури при шліфуванні й глибини проникнення її в поверхневий шар оброблюваної деталі можна сформулювати основні умови підвищення якості й продуктивності обробки. Як видно з рис. 3.34, швидкість круга $V_{кр}$ й глибина шліфування t однаково впливають на відносну величину температури z – вони її збільшують, необмежено наближаючи до значення $z \rightarrow 1$, тобто в цьому випадку реалізується сталий тепловий процес. У той же час параметр I_2 зі збільшенням $V_{кр}$ зменшується, а зі збільшенням t – збільшується. Отже, ефективно збільшувати швидкість круга $V_{кр}$, зменшуючи при цьому глибину шліфування t (відповідно, товщину одиничного зрізу a), оскільки це буде сприяти підвищенню якості обробки фактично при незмінній миттєвій температурі. Важливо також зменшити коефіцієнт тертя ріжучого зерна з оброблюваним матеріалом за рахунок застосування при шліфуванні ефективних технологічних середовищ і забезпечити високу гостроту ріжучих зерен. Це дозволить зменшити миттєву температуру й глибину її проникнення в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні.

Цей висновок зроблений на основі аналізу миттєвої температури при шліфуванні. Проведемо тепер аналіз середньої температури при шліфуванні й величини z відповідно до залежності (3.39). Як відзначалося, залежності (3.39) і (3.36) за структурою побудови ідентичні, розглядаючи замість швидкості деталі $V_{дет}$ швидкість круга $V_{кр}$, а замість множника $\sqrt{t/2R_{кр}}$ функцію $\text{tg}\beta$. Отже, для цієї залежності в першому наближенні будуть справедливі графіки, наведені на рис. 3.34а, розглядаючи замість швидкості круга $V_{кр}$ швидкість деталі $V_{дет}$ (рис. 3.40) [132]. Зважаючи на те, що швидкість деталі $V_{дет}$ до 100 разів менше швидкості круга $V_{кр}$, зміна величин z і I_2 буде відбуватися при невеликих значеннях $V_{кр}$, наприклад, у діапазоні $V_{кр} = 0 \dots 3$ м/с (рис. 3.40 – заштрихована частина).

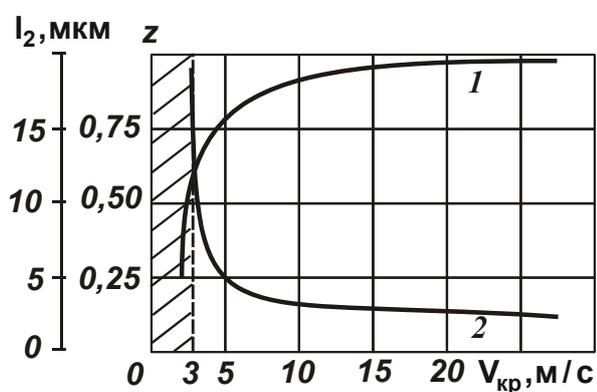


Рис. 3.40. Залежності величин z (1) і I_2 (2) від швидкості круга $V_{кр}$

Умови обробки: оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$); $t = 0,05$ мм.

круга з оброблюваним матеріалом практично неможливо, хоча за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ, введення в зону шліфування твердих змащень, а так само додаткової електричної й механічної енергій можна значно його зменшити. Про значне тертя круга з оброблюваним матеріалом при звичайному й високошвидкісному шліфуванні свідчать численні експериментальні дані, згідно з якими глибини залишкових напруг розтягування, у поверхневому шарі оброблюваної дета-

Як видно, у цьому діапазоні відносна величина температури z приймає невеликі значення, а параметр I_2 , навпаки, відносно великі значення. Виходячи із цього, можна сформулювати необхідну й достатню умови підвищення якості й продуктивності обробки при шліфуванні за температурним критерієм. Необхідною умовою слід розглядати істотне зниження інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, а достатньою умовою – збільшення швидкості круга $V_{кр}$.

Безсумнівно, забезпечити процес шліфування без наявності тертя

лі, викликаних дією температурного фактора, багаторазово перевищують глибину шліфування (рис. 3.41 [164]). Причому, при шліфуванні затупленим кругом рівень залишкових напруг розтягування і глибини їх залягання більше, ніж при шліфуванні гострим кругом. Про значну глибину проникнення температури в поверхневий шар оброблюваної деталі свідчать експериментальні дані про зміну мікротвердості поверхневого шару після шліфування (див. рис. 2.34 [162]).

Виконати зазначені необхідну й достатню умови підвищення якості й продуктивності обробки найбільш просто при різанні лезовими інструментами, наприклад, при точінні й фрезеруванні. У зв'язку із цим представляється доцільним використовувати високошвидкісне фрезерування з великою частотою обертання фрези – до 20 000 об./хв. Як установлено на практиці, цей процес забезпечує істотне підвищення продуктивності та якості обробки. Разом з тим, з погляду теплофізики різання він малодосліджений. У науково-технічній літературі наведені в основному результати експериментальних досліджень, аналітичні дослідження температури

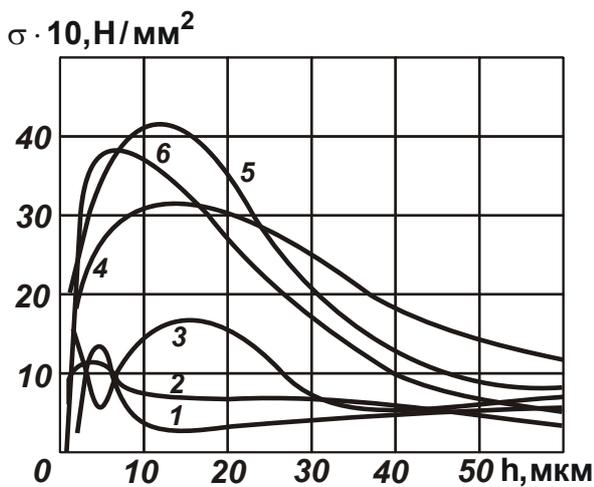


Рис. 3.41. Епюри розподілу залишкових напруг в зразках із сталі 45

Умови обробки: $V_{кр} / V_{дет} = 60$;
 $S = 1,3$ м/хв.; $t = 0,01$ мм/хід;
 1, 4 – $V_{кр} = 35$ м/с; 2, 5 – $V_{кр} = 70$ м/с;
 3, 6 – $V_{кр} = 100$ м/с; (1, 2, 3 – гострий круг; 4, 5, 6 – затуплений круг).

різання фактично відсутні. У цій роботі наведені теоретичні рішення про ефективність застосування як високошвидкісного шліфування, так і високошвидкісного фрезерування з позиції теплофізики різання, що дозволяє більш повно вивчити технологічні можливості цих прогресивних методів механічної обробки.

Виходячи з отриманих результатів, основний фізичний ефект високошвидкісного фрезерування, як і всієї високошвидкісної механічної обробки, полягає в тому, що фактично все тепло, що утворюється при різанні, іде в стружку. В оброблювану деталь іде лише незначна частина тепла, у результаті чого деталь після обробки залишається практично “холодною”, що забезпечує підвищення

якості й одночасно продуктивності обробки. Ця закономірність підтверджується відомими експериментальними даними, що свідчить про вірогідність розробленої в роботі математичної моделі визначення миттєвої температури при шліфуванні, яка у першому наближенні може бути використана й для аналізу теплофізики високошвидкісного різання лезовими інструментами.

Необхідно відзначити, що процес високошвидкісного фрезерування характеризується меншими значеннями умовної напруги різання σ порівняно з процесом шліфування, тому що коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ у нього більше, а це, виходячи із залежності (3.4), знижує σ й відповідно температуру різання θ . Як зображено на рис. 3.7, при $K_{\text{різ}} > 1$ (що характерно для процесу фрезерування) температура різання θ менше температури плавлення $\theta_{\text{пл}}$ оброблюваного матеріалу. Отже, порівняно з високошвидкісним шліфуванням, при високошвидкісному фрезеруванні можна домогтися більш якісної обробки поверхонь деталей. Зазначену умову істотного зменшення тертя при обробці можна також успішно реалізувати при точінні й розточуванні отворів. Однак це вимагає багаторазового збільшення швидкості різання (швидкості обертання оброблюваної деталі) – до швидкості круга, що далеко не завжди реалізується на практиці. Набагато простіше збільшити швидкість обертання осьового інструмента, наприклад, шліфувального круга або фрези.

Таким чином, теоретично визначені основні шляхи підвищення якості й продуктивності обробки за температурним критерієм. В узагальненому вигляді вони зведені до зменшення параметра l_2 (забезпечення умови $l_2 < t$), рис. 3.42. Це дозволило деякою мірою узагальнити наведені в науково-технічній літературі експериментальні дані з температури різання й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі для різних процесів механічної обробки. Отримані результати дозволяють провести класифікацію теплових процесів, що виникають при абразивній і лезовій обробці, відносно відношення l_2/t й параметра z . Як видно з рис. 3.37, при $l_2/t > 3$ і $z < 0,5$ реалізується процес шліфування, при $1 < l_2/t < 3$ і $0,5 < z < 0,8$ – лезова обробка, при $l_2/t < 1$ і $z > 0,8$ – високошвидкісне різання лезовим інструментом. Фактично, крім тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто крім середньої температури, можна в діапазоні $l_2/t < 1$ і $z > 0,8$ реалізувати й високо-

швидкісне шліфування, забезпечуючи тим самим істотне підвищення якості й продуктивність обробки.

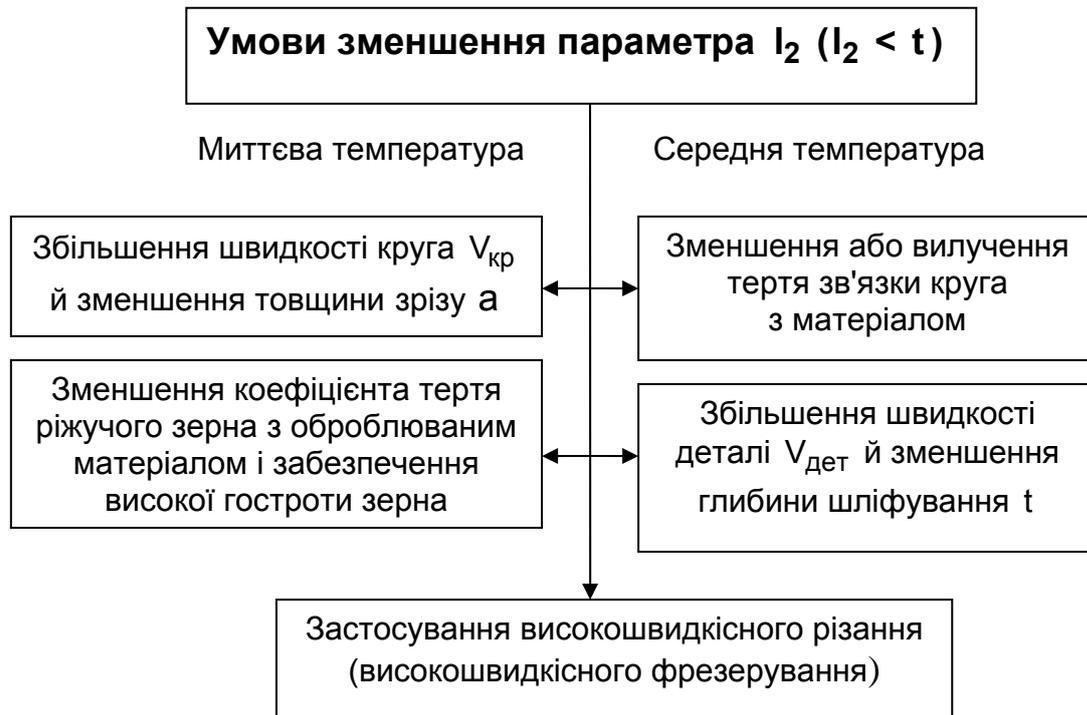


Рис. 3.42. Структурна схема умов зменшення параметра I_2 ($I_2 < t$)

З метою оцінки вірогідності теоретичних результатів були проведені експериментальні дослідження відношення I_2/t при внутрішньому шліфуванні деталі “кожух” (виготовленої зі сталі 16ХЗНВФМБ після цементації) абразивним кругом ЧК 50 х 25 х 13 25А 25П СМ1 7 на режимах: $V_{дет} = 36$ м/с, $S_{рад} = 0,11$ мм/хв.; $t = 0,78$ мкм; $V_{кр} = 20 \dots 35$ м/с. Установлено, що в процесі обробки в широких межах зміни режимів шліфування на оброблюваних поверхнях утворюються припікання глибиною $I_2 = 100 \dots 200$ мкм. Отже, справедливі умови: $I_2/t \gg 1$; $z \ll 1$, які відповідають теоретичним даним, наведеним на рис. 3.37.

Визначено I_2/t при високошвидкісному фрезеруванні твердосплавною кінцевою фрезою отворів у деталях, виготовлених зі сталі 7ХГ2ВМФ (HRC 51 ... 56), з частотою обертання фрези $n = 8\,000$ об./хв., глибиною різання $t = 0,15$ мм, круговою подачею $S = 0,25$ мм/об. й вертикальною подачею – 125 мм/хв. Установлено, що на оброблюваних поверхнях припікання не утворюються, а відношення $I_2/t = 0,5 \dots 1$. Це погодиться з теоретичними даними (див. рис. 3.37).

Визначалися також значення l_2/t на основі експериментальних даних, наведених у науково-технічній літературі. Так, за експериментальними даними Філімонова Л. М. (див. рис. 3.41 [164]) при круглому зовнішньому абразивному швидкісному шліфуванні сталі $l_2/t = 3 \dots 8$. За даними Якімова О. В. (див. рис. 2.34 [162]) при плоскому абразивному шліфуванні сталі $l_2/t = 4 \dots 8$. За даними Попова С. О. (див. рис. 3.38 [120]) при алмазному шліфуванні за пружною схемою твердого сплаву $l_2/t > 10$. За даними Грабченко А. І. (див. рис. 3.9 [124]) при точінні сталі різцями із синтетичних надтвердих матеріалів $l_2/t = 0,5 \dots 2$. Як видно, наведені експериментальні результати погодяться з теоретичними (див. рис. 3.37), що свідчить про їхню вірогідність. Це дозволяє за аналогією із залежностями (3.1), (3.3) і (3.15) остаточно описати найбільшу температуру θ , яка досягається в точці А при умовах $l_1 = a$; $l_1 = t$ (рис. 3.43), і довжину l_2 для схем мікрорізання окремим зерном (різцем) і шліфування одними й тими ж аналітичними залежностями, які відрізняються лише параметрами l_1 , $V_{\text{різ}}$ і σ :

$$\theta = \theta_{\text{max}} \cdot z; \quad l_2 = l_1 \cdot \frac{z}{l_1}; \quad \bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{\text{різ}} = -\ln(1-z) - z. \quad (3.45)$$

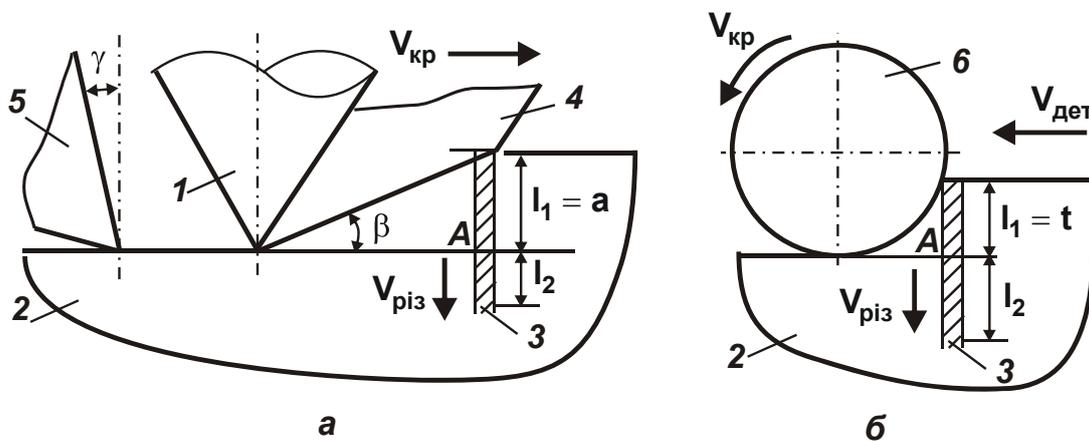


Рис. 3.43. Розрахункові схеми процесів мікрорізання окремим зерном (різцем) (а) і шліфування (б)

Умовні позначення: 1 – ріжуче зерно; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень; 4 – стружка; 5 – різець; 6 – шліфувальний круг.

При мікрорізанні окремим зерном $V_{\text{різ}} = V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\beta$, а при шліфуванні $V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t/2 \cdot R_{\text{кр}}}$. Умовна напруга різання σ при шліфуванні більше,

ніж при мікрорізанні окремим зерном, тому що в цьому випадку оброблюваний матеріал контактує не тільки з ріжучими зернами, але й зі зв'язкою круга, що приводить до інтенсивного тертя в зоні різання.

3.9. Теоретичний аналіз середньої температури для різних схем шліфування й визначення умов її зменшення

Визначимо середню температуру для різних схем шліфування. Швидкість $V_{\text{різ}}$ при круглому зовнішньому шліфуванні (рис. 3.44) виражається: $V_{\text{різ}} = t/\tau = t/l \cdot V_{\text{дет}}$, де $\tau = l/V_{\text{дет}}$ – час контакту фіксованого перетину оброблюваної деталі з кругом, z ; l – довжина дуги контакту круга з деталлю, м:

$$l = \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}; \quad V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}. \quad (3.46)$$

На рис. 3.44 зображений характер зміни параметрів l і $V_{\text{різ}}$ залежно від радіуса деталі $R_{\text{дет}}$ [95]. Як видно, параметр l приймає найбільші значення при негативних значеннях $R_{\text{дет}}$, тобто при круглому внутрішньому шліфуванні. У цьому випадку залежності (3.46) виражаються

$$l = \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}; \quad V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}. \quad (3.47)$$

Найменші значення параметр l приймає при круглому зовнішньому шліфуванні. При плоскому шліфуванні ($R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$) досягаються проміжні значення параметра l . Швидкість $V_{\text{різ}}$ (див. рис. 3.44б), навпаки, приймає найбільші значення при круглому зовнішньому шліфуванні, а найменші – при круглому внутрішньому шліфуванні.

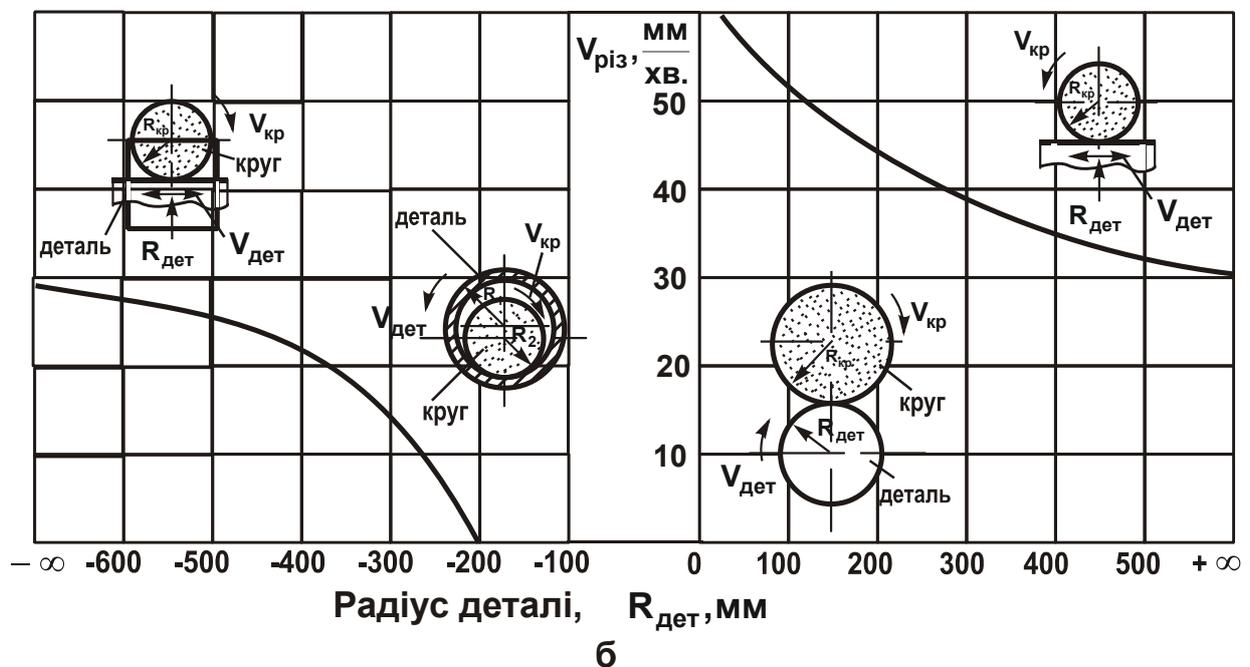
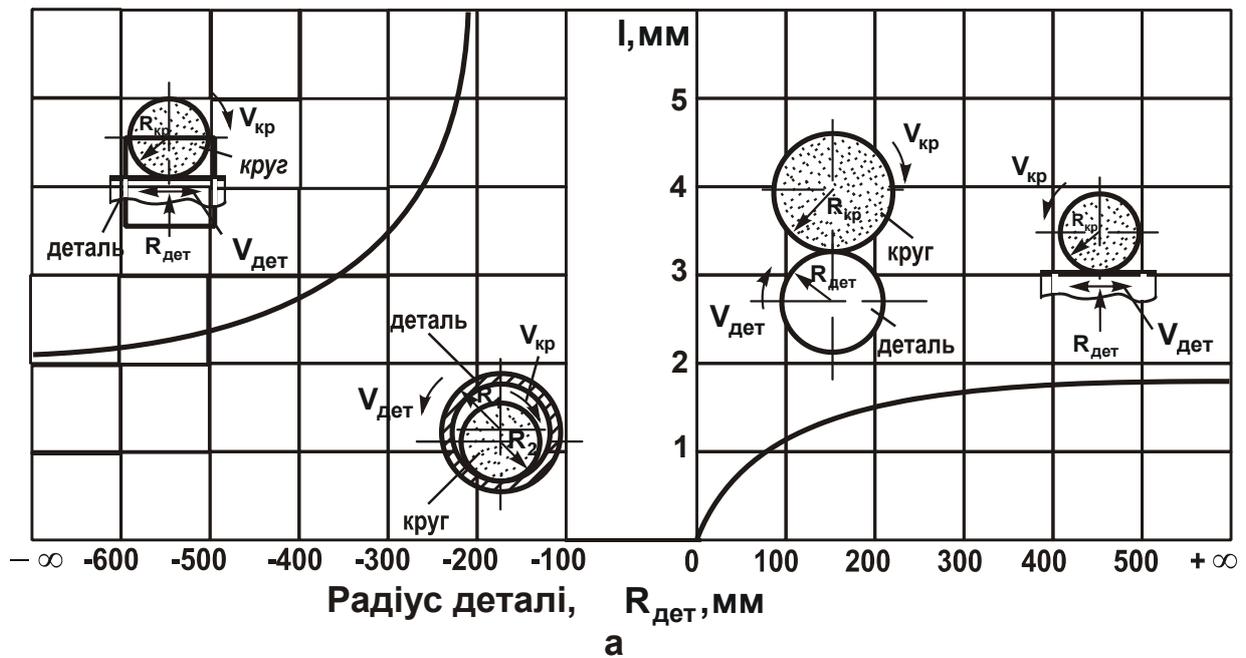


Рис. 3.44. Залежності параметрів I (а) і $V_{різ}$ (б) від радіуса деталі $R_{дет}$

Умови обробки: $t = 0,01$ мм; $V_{дет} = 6$ м/хв.; $R_{кр} = 0,2$ м.

Цим показано, що найбільші значення відносної величини температури z , виходячи із залежності (3.39), будуть досягатися при круглому зовнішньому шліфуванні, тобто при відносно великих значеннях $V_{різ}$. Як впливає із залежності (3.38), збільшення z приводить до зменшення параметра I_2 . Отже, при круглому зовнішньому шліфуванні параметр I_2 буде найменшим, що визначає можливість досягнення високої якості об-

робки. Зі збільшенням $R_{кр} \rightarrow \infty$ (тобто з переходом від шліфування периферією круга до шліфування торцем круга) залежності (3.46) приймуть вигляд

$$l = \sqrt{2t \cdot R_{дет}}; \quad V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{дет}}} \quad (3.48)$$

Зі збільшенням $R_{дет} \rightarrow \infty$ швидкість $V_{різ}$ буде зменшуватися, однак, не до нуля, а до значення (рис. 3.45), яке визначається із залежності

$$V_{різ} = \frac{t}{\tau} = \frac{t}{B} \cdot V_{дет}, \quad (3.49)$$

де B – ширина робочої частини торцевого круга, м.

Ця залежність справедлива за умови утворення на робочій частині

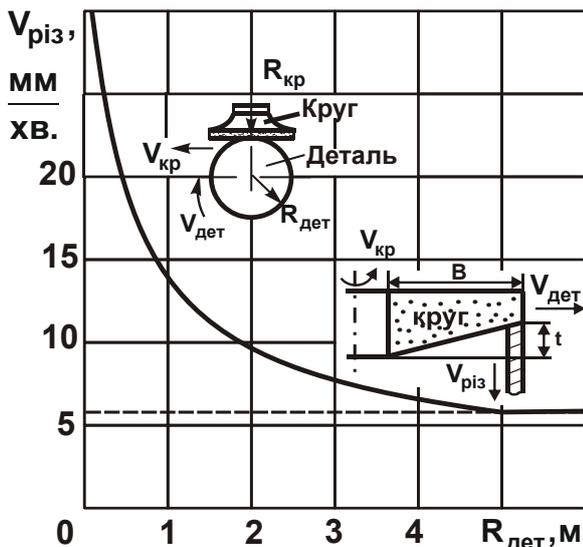


Рис. 3.45. Залежність $V_{різ}$ від $R_{дет}$

Умови обробки: $t = 0,01$ мм; $V_{дет} = 6$ м/хв.;
 $B = 10$ мм.

круга забірною конуса. В іншому випадку ширина робочої частини торцевого круга, яка приймає участь у зніманні оброблюваного матеріалу, буде не великою (по суті, $B \rightarrow 0$), що приведе до збільшення $V_{різ}$ й відповідно величини z та середньої температури при шліфуванні θ . Цим показано, що при круглому зовнішньому шліфуванні торцем круга справедливі залежності (3.48), а при плоскому торцевому шліфуванні – залежність (3.49). Як видно, у дру-

гому випадку швидкість $V_{різ}$ менше, ніж у першому. Це свідчить про те, що при плоскому шліфуванні торцем круга реалізуються менші значення $V_{різ}$ й z , що припускає зменшення середньої температури при шліфуванні θ . Зменшення z , як було зображено, пов'язане зі збільшенням

частки тепла, що йде в оброблювану деталь. При цьому істотно збільшується глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 . Отже, при плоскому шліфуванні торцем круга з'являється можливість зменшення величини z й середньої температури θ в порівнянні із плоским шліфуванням периферією круга, для якого $V_{\text{різ}}$, виходячи із залежності (3.46), опишеться

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} \quad (3.50)$$

Для кількісної оцінки двох розглянутих схем шліфування зрівняємо залежності (3.49) і (3.50) при вихідних даних: $t = 0,01$ мм; $V_{\text{дет}} = 6$ м/хв.; $B = 10$ мм; $R_{\text{кр}} = 200$ мм. У результаті розрахунків встановлено, що при плоскому шліфуванні торцем круга $V_{\text{різ}} = 6$ мм/хв., а при плоскому шліфуванні периферією круга $V_{\text{різ}} = 30$ мм/хв. При шліфуванні твердого сплаву Т15К6 ($a = \lambda / c \cdot \rho = 19 \cdot 10^{-6}$ м²/с) відносна величина температури z , виходячи із залежності (3.39), у першому випадку дорівнює $z = 0,008$, а в другому випадку – $z = 0,02$, тобто плоске шліфування торцем круга забезпечує зменшення величин $V_{\text{різ}}$ і z . Як видно, величина z приймає досить малі значення, тоді як множник $\sigma / c \cdot \rho$ у залежності (3.1), що визначає максимально можливу температуру шліфування, приймає досить великі значення, які перевищують 10 000 °С. Так встановлено, що при торцевому шліфуванні твердого сплаву Т15К6 умовна напруга різання σ приймає значення $(15 \dots 50) \cdot 10^4$ Н/мм². Це до 100 разів перевершує межу міцності на стиск твердого сплаву (3 900 Н/мм²). Тоді з урахуванням $c = 175,9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³ множник $\sigma / c \cdot \rho = (50 \dots 120) \cdot 10^3$ К. У результаті добуток множників $\sigma / c \cdot \rho$ і z , що визначає відповідно до залежності (3.1) середню температуру при шліфуванні θ , змінюється у відносно невеликих межах, як правило, до 1 000 °С. Чим менше при цьому величина z , тобто чим більше тепла йде в оброблювану деталь, тим менше середня температура θ .

Необхідно відзначити, що при плоскому шліфуванні торцем круга реалізуються менші значення $V_{\text{дет}} = 1 \dots 6$ м/хв., чим при плоскому шлі-

фуванні периферією круга $V_{дет} = 1 \dots 30$ м/хв., що зв'язано із прагненням зменшити теплову напруженість процесу шліфування й підвищити якість обробки. Домогтися зменшення швидкості $V_{різ}$ й відповідно величин z і θ можна, застосовуючи схему плоского торцевого шліфування з радіальною подачею, рівною $V_{різ}$, тобто при $V_{дет} = 0$. Як встановлено дослідженнями, її ефективно виконувати з фіксованим радіальним зусиллям, реалізуючи пружну схему й забезпечуючи таким чином більш повне використання ріжучих властивостей круга. Однак при цьому важливо зменшити інтенсивність тертя круга з оброблюваним матеріалом, тобто зменшити умовну напругу різання σ , що визначає в залежності (3.1) максимально можливу температуру при шліфуванні $\sigma/c \cdot \rho$, оскільки фактично все тепло, що виділяється при різанні, йде в оброблювану деталь. Для цього ефективно, наприклад, застосування методів електрофізикохімічної правки алмазних кругів на металевих зв'язках, які забезпечують значне виступання зерен над рівнем зв'язки круга й істотно знижують тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга. Очевидно, чим значніше зменшення σ , тим більше можливостей збільшення швидкості $V_{різ}$ й продуктивності обробки при забезпеченні заданої температури шліфування й відповідно необхідної якості оброблюваних поверхонь.

Слід відзначити, що ця схема шліфування набула застосування при заточенні інструментів алмазними кругами. Лінійна швидкість знімання металу, рівна в цьому випадку швидкості $V_{різ}$, незначна, як правило, не перевищує 1 мм/хв. Відповідно, $z < 0,01$, тобто фактично все тепло, що виділяється при шліфуванні, йде в оброблювану деталь. У стружки йде невелика частка тепла. Таким чином, проведений аналіз дозволив визначити, як на практиці вирішується питання зниження теплової напруженості процесу шліфування. Показано, що основною тенденцією є зменшення $V_{різ}$ й величини z за рахунок відводу тепла (що утворюється при різанні) в оброблювану деталь. Зокрема, на цьому базуються процеси заточення й доведення інструментів, які забезпечують високу якість обробки. Зниження середньої температури досягається за рахунок нагрівання фактично всього об'єму заготовки, що виключає температурні дефекти обробки.

Розділ 4

Теоретичний аналіз умов підвищення ефективності шліфування деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга, на основі температурного критерію

4.1. Розробка спрощеної розрахункової схеми визначення температури шліфування

Відповідно до залежності (1.40), температура шліфування θ визначається відносною величиною температури z , яка є функцією параметрів шліфування. Отже, температура шліфування θ неявно виражена через параметри шліфування, що утруднює проведення аналізу й оптимізації процесу шліфування за температурним критерієм. У зв'язку з цим важливо одержати аналітичне рішення, яке дозволяє в явному виді виразити θ відносно параметрів шліфування. Для цього звернемося до вихідного інтегрального рівняння (1.24) для визначення температури шліфування θ й спростимо його, прийнявши перший доданок у лівій частині рівним нулю. З фізичної точки зору це означає, що теплове джерело не переміщається вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі зі швидкістю $V_{\text{різ}}$, а залишається нерухливим у початковій точці протягом часу τ_1 . Тоді з урахуванням відношень $q = N/S = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ температура шліфування $\theta = \theta_2$ рівна

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot V_{\text{різ}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \tau_1} = \sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_1}. \quad (4.1)$$

З урахуванням виразу $z = \theta / \left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$, одержимо

$$z = V_{\text{різ}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \tau_1}. \quad (4.2)$$

Звідки

$$\tau_1 = \frac{\lambda \cdot z^2}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \quad (4.3)$$

Залежність (4.3) відрізняється від залежності (1.50) тим, що враховує рух теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі. Для оцінки ступеня їхньої відмінності розглянемо відношення τ_1/τ :

$$\frac{\tau_1}{\tau} = \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1} \quad (4.4)$$

У табл. 4.1, отриманої на основі табл. 2.1, наведені розрахункові значення відношення $z^2/2 \cdot \bar{l}_1$ з урахуванням значень \bar{l}_1 [100]. Як видно, при $z < 0,1$ розбіжність значень τ_1 і τ становить до 6 %, при $0,1 < z < 0,2$ – до 14 %, при $0,2 < z < 0,3$ – до 20 %, при $0,3 < z < 0,4$ – до 27 %, а при $0,4 < z < 0,5$ – до 35 %. Для визначення реальних значень z розглянемо схему шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до круга (рис. 4.1). Температуру, яка виникає на поверхні оброблюваної деталі, установимо на основі аналітичної залежності (1.50):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (4.5)$$

де $\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{\text{різ}} = -\ln(1-z) - z$.

Необхідно відзначити, що відносна величина температури z по фізичній суті визначає частку тепла, яке йде в стружки при шліфуванні. Очевидно, при $z \rightarrow 0$ фактично все тепло, яке утворюється при різанні, йде в оброблювану деталь $z \rightarrow 1$, навпаки, все тепло йде в стружки.

На рис. 4.2 наведені розрахункові значення відносної величини температури z залежно від величини l_1 для різних значень $V_{\text{різ}}$ при шліфуванні твердого сплаву ВК8 ($c = 175,9$ Дж/кг·К; $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\lambda = 50$ Вт/м·К; коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda/c \cdot \rho = 18,9 \cdot 10^{-6}$ м²/с). Як видно, величина z приймає відносно невеликі значення, які менше одиниці. Це свідчить про те, що основна частина тепла, яке виділяється при

різанні, іде в оброблювану деталь. У стружки йде значно менше тепла. Чим більше параметри l_1 й $V_{різ}$, тим більше відносна величина температури z й відповідно більше частка тепла, що йде в стружки [44].

Таблиця 4.1

Розрахункові значення z , \bar{l}_1 , \bar{l}_1/z і $z^2/2 \cdot \bar{l}_1$

№ з/п	$-\ln(1-z)$	$(1-z)$	z	\bar{l}_1	\bar{l}_1/z	$z^2/2 \cdot \bar{l}_1$
1	2	3	4	5	6	7
1	0	1,0	0	0	0	-
2	0,01	0,99	0,01	0	0	-
3	0,02	0,9802	0,0198	0,0002	0,0101	0,98
4	0,03	0,9704	0,0296	0,0004	0,0135	0,98
5	0,04	0,9808	0,0392	0,0008	0,0204	0,98
6	0,05	0,9512	0,0488	0,0012	0,0246	0,99
7	0,06	0,9418	0,0582	0,0018	0,03093	0,94
8	0,07	0,9324	0,0676	0,0024	0,0355	0,95
9	0,08	0,9231	0,0769	0,0031	0,04031	0,95
10	0,09	0,9139	0,0861	0,0039	0,04530	0,95
11	0,1	0,9048	0,0952	0,0048	0,05042	0,94
12	0,11	0,8958	0,1042	0,0058	0,05566	0,936
13	0,12	0,8869	0,1131	0,0069	0,06101	0,93
14	0,13	0,8781	0,1219	0,0081	0,06645	0,92
15	0,14	0,8694	0,1306	0,0094	0,07198	0,91
16	0,15	0,8607	0,1393	0,0107	0,07681	0,91
17	0,16	0,8521	0,1479	0,0121	0,08181	0,9
18	0,17	0,8437	0,1563	0,0157	0,08765	0,88
19	0,18	0,8353	0,1647	0,0153	0,09289	0,88
20	0,19	0,8270	0,1730	0,017	0,09826	0,88
21	0,2	0,8187	0,1813	0,0187	0,10314	0,87
22	0,22	0,8025	0,1975	0,0225	0,1139	0,866
23	0,24	0,7866	0,2134	0,0266	0,1246	0,856
24	0,26	0,7711	0,2285	0,0311	0,1361	0,839
25	0,28	0,7558	0,2442	0,0358	0,1466	0,832
26	0,3	0,7408	0,2592	0,0408	0,1574	0,823
27	0,35	0,7047	0,2953	0,0547	0,1852	0,797
28	0,45	0,6376	0,3624	0,0876	0,2097	0,749

1	2	3	4	5	6	7
29	0,55	0,5769	0,4231	0,1269	0,29993	0,705
30	0,65	0,522	0,478	0,172	0,3598	0,664
31	0,75	0,4724	0,5278	0,2224	0,4214	0,626
32	0,85	0,4274	0,5726	0,2774	0,4844	0,59
33	0,95	0,3867	0,6133	0,3367	0,549	0,558
34	1,05	0,3499	0,6501	0,3999	0,6151	0,528
35	1,15	0,3166	0,6834	0,4666	0,6828	0,5
36	1,25	0,2865	0,7135	0,5365	0,7519	0,474
37	1,35	0,2592	0,7408	0,6092	0,8224	0,45
38	1,45	0,2346	0,7654	0,6846	0,8944	0,427
39	1,55	0,2122	0,7878	0,7622	0,9675	0,406
40	1,65	0,1920	0,8080	0,8420	1,0421	0,387
41	1,75	0,1738	0,8262	0,9238	1,1181	0,37
42	1,85	0,1572	0,8428	1,0072	1,1951	0,354
43	1,95	0,1423	0,8577	1,0923	1,2735	0,336
44	2,05	0,1287	0,8713	1,1787	1,3528	0,321
45	2,15	0,1165	0,8839	1,2665	1,4328	0,308
46	2,25	0,1054	0,8946	1,3554	1,5151	0,295
47	2,35	0,09537	0,9046	1,4453	1,5977	0,282
48	2,45	0,08629	0,91371	1,53629	1,6814	0,271
49	2,55	0,07808	0,92192	1,628	1,7659	0,26
50	2,65	0,07065	0,92935	1,72065	1,8514	0,25
51	2,75	0,06393	0,93607	1,81393	1,9378	0,24
52	3,0	0,04979	0,95021	2,04979	2,1572	0,22

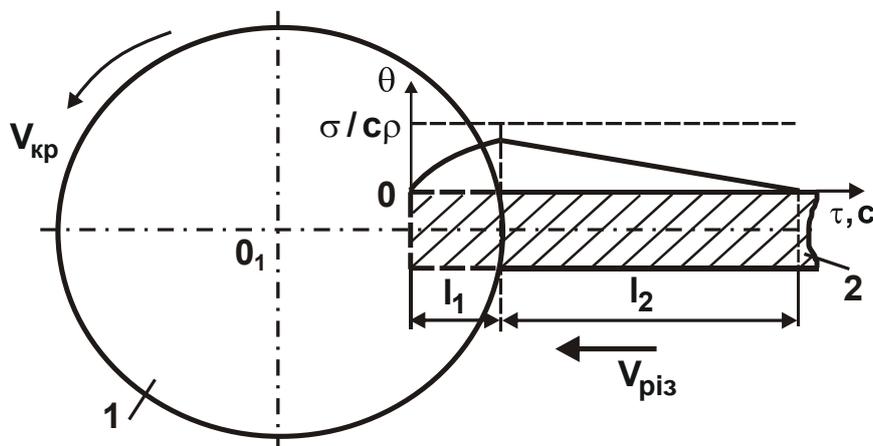


Рис. 4.1. Розрахункова схема процесу шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до робочій поверхні круга

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Для порівняння на рис. 4.3 наведені розрахункові значення відносної величини температури z при шліфуванні сталі ШХ15 ($a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$). Як видно, при шліфуванні сталі значення z більше, ніж при шліфуванні твердого сплаву. Це пов'язане з меншим коефіцієнтом теплопровідності сталі ШХ15. Таким чином, розрахунками встановлено, що при шліфуванні величина z змінюється в невеликих межах – 0,1 ... 0,2 і лише при високопродуктивному шліфуванні досягає значення 0,5. Цим показано, що у зв'язку з невеликими значеннями швидкості $V_{\text{різ}}$ й величини z в першому наближенні рух теплового джерела вглиб поверхневого шару (див. рис. 4.1) можна не розглядати й розрахунок температури шліфування θ вести по залежності (4.1). Це спрощує розрахунок, не порушуючи фізичні закономірності поширення тепла й формування температури при шліфуванні. Однак при цьому в кожному конкретному випадку необхідно по залежності (4.2) оцінювати z й відповідно точність розрахунку температури шліфування.

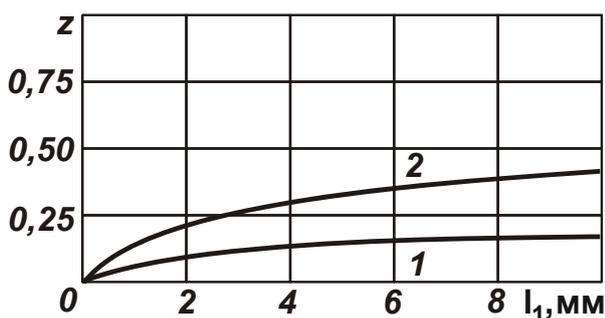


Рис. 4.2. Залежність z від величини припуску I_1 при шліфуванні твердого сплаву BK8

Умовні позначення: 1 – $V_{\text{різ}} = 2 \text{ мм/хв.}$; 2 – $V_{\text{різ}} = 10 \text{ мм/хв.}$

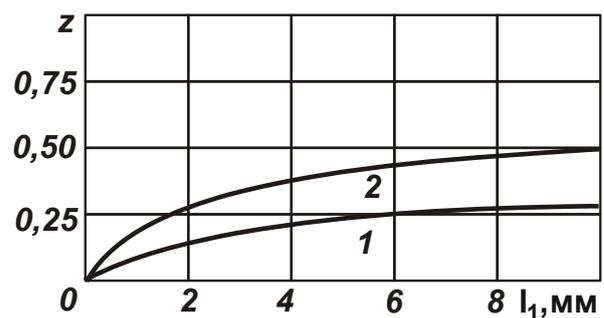


Рис. 4.3. Залежність z від величини припуску I_1 при шліфуванні сталі 15

Умовні позначення: 1 – $V_{\text{різ}} = 2 \text{ мм/хв.}$; 2 – $V_{\text{різ}} = 10 \text{ мм/хв.}$

4.2. Теоретичний аналіз умов зменшення температури шліфування й оцінка вірогідності отриманих рішень

Збільшення відносної величини температури z , виходячи із залежності (4.5), призводить до збільшення температури шліфування θ , яка досягає найбільшого значення на границі розділу припуску і поверхневого шару обробленої деталі. У зв'язку з цим температура θ є однаковою

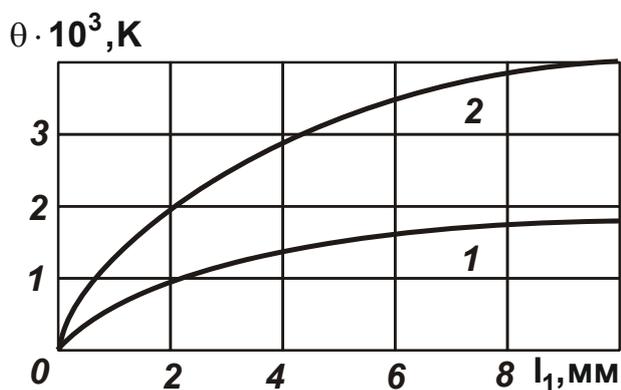


Рис. 4.4. Залежність температури θ від величини припуску I_1 при шліфуванні твердого сплаву BK8

Умовні позначення: 1 - $V_{\text{різ}} = 2$ мм/хв.;
2 - $V_{\text{різ}} = 10$ мм/хв.

дношенню тангенціальної й радіальної складових сили різання. У розрахунках прийнято: $\sigma_{\text{ст}} = 4 \cdot 10^9$ Н/м²; $K_{\text{різ}} = 0,3$; $\sigma = 26,7 \cdot 10^9$ Н/м².

З рис. 4.4 випливає, що при $V_{\text{різ}} = 2$ мм/хв. зі збільшенням величини I_1 температура шліфування θ збільшується, досягаючи при $I_1 = 10$ мм значення 1 500 °С, при якому на оброблюваних поверхнях не будуть

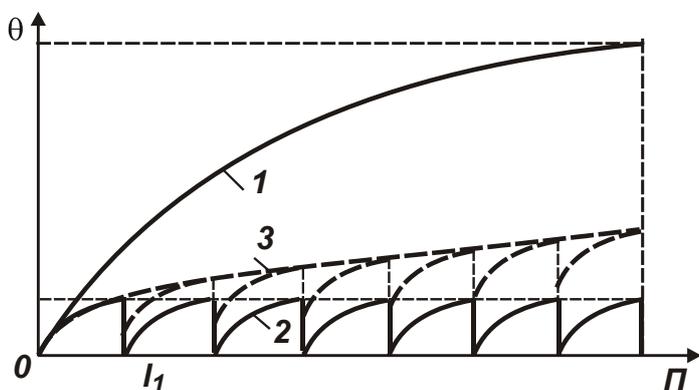


Рис. 4.5. Залежність температури шліфування θ від часу τ при обробці в один перехід і відсутності охолодження оброблюваної деталі (1) і при обробці в n переходів при повному (2) і частковому (3) охолодженні деталі

для поверхні, що утворюється, стружки й обробленої поверхні деталі. На рис. 4.4 зображені розраховані по залежності (4.5) значення температури шліфування θ твердого сплаву BK8 з урахуванням значень z , наведених на рис. 4.2. Умовна напруга різання σ визначена за відомою залежністю [159]: $\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} / K_{\text{різ}}$, де $\sigma_{\text{ст}}$ - межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²; $K_{\text{різ}}$ - коефіцієнт різання, який дорівнює відношенню тангенціальної й радіальної складових сили різання. У розрахунках прийнято: $\sigma_{\text{ст}} = 4 \cdot 10^9$ Н/м²; $K_{\text{різ}} = 0,3$; $\sigma = 26,7 \cdot 10^9$ Н/м².

утворюватися температурні дефекти. При $V_{\text{різ}} = 10$ мм/хв. температура шліфування θ приймає значно більші значення, при яких гарантовано на оброблюваних поверхнях будуть утворюватися температурні дефекти. Щоб їх виключити, необхідно зменшити температуру шліфування θ . Це досягається за рахунок зменшення величини I_1 шляхом розбивки припуску, що знімається, на частини й здійснення багатоперехідної об-

робки з метою періодичного переривання процесу шліфування й створення умов для охолодження оброблюваної деталі. Переривання процесу шліфування в часі можна забезпечити шляхом відводу на певний час круга від деталі або ж здійснюючи переміщення деталі по дотичній до робочої поверхні круга, тобто забезпечуючи поздовжню або кругову подачі. Дана умова реалізована у всіх схемах шліфування (кругле зовнішнє, внутрішнє й плоске шліфування). На рис. 4.5 зображений характер зміни температури шліфування θ від величини припуску Π для різних умов нагрівання й охолодження оброблюваної деталі. Як видно, при обробці в p переходів температура шліфування θ менше. Важливою умовою зниження температури шліфування за рахунок періодичного переривання процесу слід розглядати застосування круга з переривчастою робочою поверхнею [172]. Як установлено експериментально, періодичний контакт круга з оброблюваною поверхнею дозволяє до 50 % зменшити температуру шліфування й тим самим підвищити якість обробки.

Переривання в часі процесу шліфування є важливим, але не єдиним шляхом зменшення температури шліфування. Виходячи із залежностей (4.1) і (4.5), основним параметром, що впливає на температуру θ , є умовна напруга різання σ . Чим менше ця величина, тим менше температура. За фізичною суттю σ відповідає енергоємності обробки, яка визначає кількість енергії, затрачуваної на знімання одиниці об'єму матеріалу. Як відомо, при шліфуванні енергія витрачається на здійснення процесу різання зернами круга, а також на подолання сили тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. При цьому енергія, затрачувана на подолання сили тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, перевершує енергію, затрачувану на здійснення процесу різання. Виходячи із цього, σ буде в більшій мірі обумовлена процесом тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, чим процесом різання. Отже, з'являється можливість зменшення σ за рахунок зниження інтенсивності тертя в зоні шліфування, застосовуючи для цього ефективні технологічні середовища й методи правки круга, оптимальні режими шліфування й т. д.

Проведемо аналіз температури шліфування по спрощеній залежності (4.1), розглядаючи в ній час $\tau_1 = l_1 / V_{\text{різ}}$, тоді

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{\text{різ}} \cdot l_1}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (4.6)$$

Температура шліфування θ залежить від 3-х параметрів: σ , $V_{\text{різ}}$ і l_1 . Найбільш на її впливає параметр σ . Температура θ може бути описана відомою з курсу фізики формулою теплопровідності тіла:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}. \quad (4.7)$$

Встановлено, що $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$. Тоді залежність (4.7) прийме вигляд

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot l_2}{\lambda}. \quad (4.8)$$

Звідки глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 при шліфуванні виразиться

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{\text{різ}}}. \quad (4.9)$$

Підставляючи в залежність (4.9) залежність (4.1), одержимо

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_1}. \quad (4.10)$$

Із залежності (4.10) випливає, що параметр l_2 цілком однозначно визначається часом τ_1 . Чим більше τ_1 , тим більше глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 . Заслуговує на увагу той факт, що щільність теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ не впливає на параметр l_2 . З урахуванням $\tau_1 = l_1 / V_{\text{різ}}$ залежність (4.10) прийме вигляд

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{l_1}{V_{\text{різ}}}}. \quad (4.11)$$

Швидкість $V_{\text{різ}}$ визначає параметри q й l_2 . Зі збільшенням швидкості $V_{\text{різ}}$ щільність теплового потоку q збільшується, а параметр l_2 ,

навпаки, зменшується, причому з меншою інтенсивністю, що приводить до збільшення θ . Тому визначальним фактором у формуванні температури шліфування θ є щільність теплового потоку q . Зменшити θ можна, насамперед, за рахунок зменшення q , зменшуючи σ й швидкість $V_{\text{різ}}$. Безсумнівно, для зниження θ , виходячи із залежності (4.6), необхідно зменшувати й параметр l_1 , який дорівнює величині припуску, що знімається, (рис. 4.6). Із цього випливають два напрями зменшення температури шліфування θ – це зменшення параметрів σ і $V_{\text{різ}} \cdot l_1$. Основний шлях зменшення σ полягає в підвищенні ріжучої здатності шліфувального круга й зменшенні інтенсивності тертя зв'язки й зерен круга з оброблюваним матеріалом. Зменшення добутку параметрів $V_{\text{різ}} \cdot l_1$ вимагає проведення оптимізації структури й параметрів операції шліфування за критерієм найменшого часу обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування, оскільки тільки зменшення швидкості $V_{\text{різ}}$ пов'язано зі зниженням продуктивності обробки $Q = V_{\text{різ}} \cdot S$, але це не ефективно. Тут S визначає площу поперечного перерізу оброблюваної деталі.

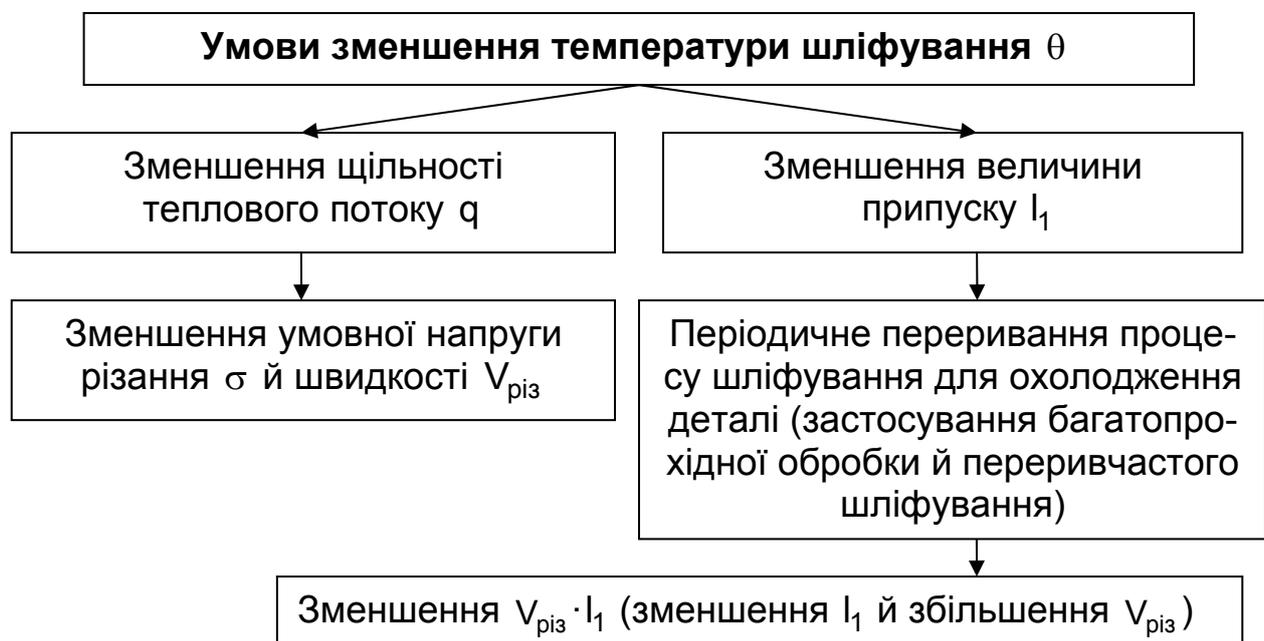


Рис. 4.6. Структурна схема умов зменшення температури шліфування θ

З метою оцінки вірогідності отриманих залежностей для визначення температури шліфування θ була виконана їхня експериментальна

перевірка на прикладі шліфування торцем алмазного круга на керамічній зв'язці 12A2 150 x 10 x 3 AC4 200/160 4 пластинки шириною $B = 7$ мм із твердого сплаву BK6 з режимом: $V_{кр} = 15$ м/с; $S_{поп} = 0,06$ мм/подв. хід ($t = 0,06$ мм); $S_{позд} = 2$ м/хв. [28]. Експериментально встановлено, що тангенціальна складова сили різання для цих умов шліфування дорівнює $P_z = 75$ Н. Тоді умовна напруга різання $\sigma = P_z \cdot V_{кр} / Q = 80\ 350$ Н/мм², де $Q = B \cdot S_{позд} \cdot t$ – продуктивність обробки, мм³/с. Як видно, величина σ приймає досить велике значення. Отже, формування величини σ відбувається як у результаті процесу різання, так і процесу тертя в зоні шліфування. Для заданих умов обробки по залежності (4.6) була визначена температура шліфування θ . У результаті встановлено, що $\theta = 342,7$ К або $70,7$ °С. Це незначно відрізняється від експериментально встановленого значення температури, рівного $\theta = 362$ К або 90 °С, і свідчить про вірогідність отриманих спрощених залежностей для визначення температури шліфування θ . Відносна величина температури z , розрахована по залежності (4.2), дорівнює $0,011$. Досить мале значення z вказує на те, що фактично все тепло, що утворюється при шліфуванні, іде в оброблювану деталь. Параметр l_2 , який визначається залежністю (4.11), дорівнює $10,66$ мм, тобто при шліфуванні нагрівається вся оброблювана пластинка. Саме цим можна пояснити те, що температура поверхневого шару пластинки приймає відносно невелике значення – 70 °С. При зменшенні параметра l_2 внаслідок зменшення відводу тепла в оброблювану пластинку, температура була б вище. Отже, з одного боку, зменшення швидкості $V_{різ}$ дозволяє збільшити параметр l_2 по залежності (4.11), а з іншого боку, зменшує щільність теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{різ}$, що в остаточному підсумку приводить до зменшення температури θ . Як показано, зменшення параметра l_1 при зніманні заданого припуску $\Pi > l_1$ пов'язане з періодичним перериванням процесу шліфування на час, достатній для охолодження оброблюваної деталі і здійснення обробки в кілька переходів. Зменшення l_1 , виходячи із залежності (4.6), допускає збільшення швидкості $V_{різ}$ (при заданій температурі шліфування θ) і продуктивності обробки. Тому важливо оцінити основний час обробки й обґрунтувати шляхи його зменшення з урахуванням обмеження за температурою на

основі оптимізації структури й параметрів операції шліфування для різних умов нагрівання й охолодження оброблюваної деталі.

4.3. Оптимізація структури й параметрів операції шліфування по найменшому основному часу обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування

4.3.1. Визначення найменшого основного часу обробки за умови повного охолодження оброблюваної деталі між переходами

Оцінимо основний час обробки τ при шліфуванні деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга з постійною швидкістю $V_{\text{різ}}$:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_{\text{різ}}}, \quad (4.12)$$

де $\Pi = l_1$ – величина припуску, що знімається, м.

Розв'яжемо (4.6) відносно швидкості $V_{\text{різ}}$ й підставимо в (4.12):

$$\tau = \frac{\Pi^2}{A}, \quad (4.13)$$

де $A = \left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma} \right)^2$.

Як видно, зменшити τ при заданій температурі шліфування θ можна зменшенням умовної напруги різання σ й припуску Π .

Визначимо τ для операції шліфування у два переходи, уважаючи, що між переходами, тобто до початку другого переходу, оброблювана деталь устигає повністю охолонути. Однак, час охолодження деталі спочатку в розрахунках урахувувати не будемо, приймаючи його нескінченно малою величиною. Тоді

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}}, \quad (4.14)$$

де Π_1 , Π_2 й $V_{\text{різ1}}$, $V_{\text{різ2}}$ – величини припусків і швидкості радіальних подач на 1 і 2 переходах;

$\Pi_1 + \Pi_2 = \Pi$ – сумарний припуск, м.

Виразимо $V_{\text{різ1}}$, $V_{\text{різ2}}$ із залежності (4.6) і підставимо їх в (4.14):

$$\tau = \frac{|\Pi_1^2 + (\Pi - \Pi_1)^2|}{A}. \quad (4.15)$$

Величина Π_1 неоднозначно впливає на основний час обробки τ . Тому підкоримо функцію τ необхідній умові екстремуму:

$$\tau'_{\Pi_1} = \frac{|2 \cdot \Pi_1 - 2 \cdot (\Pi - \Pi_1)|}{A} = 0. \quad (4.16)$$

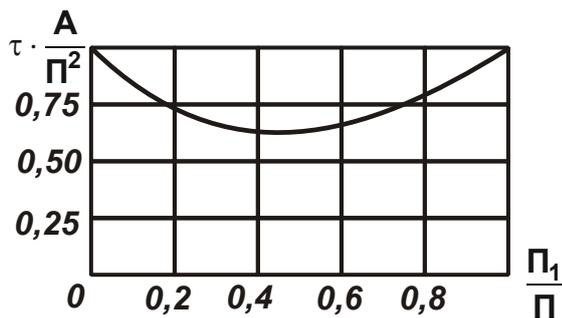


Рис. 4.7. Загальний вигляд залежності $\tau \cdot A / \Pi^2$ від Π_1 / Π для операції шліфування в два переходи

Звідки екстремальне значення величини Π_1 дорівнює

$$\Pi_1 = 0,5 \cdot \Pi. \quad (4.17)$$

Визначимо характер екстремуму функції τ на основі другої похідної

$$\tau''_{\Pi_1} = \frac{4}{A} > 0. \quad (4.18)$$

При позитивному значенні другої похідної функції в точці екстремуму має місце мінімум (рис. 4.7). Графік залежності $\tau \cdot A / \Pi^2$ побудований на основі даних, отриманих по залежності (4.15) і наведених у табл. 4.2. Підставляючи (4.17) в (4.15), визначимо мінімальне значення τ :

$$\tau_{\min} = \frac{\Pi^2}{2 \cdot A}. \quad (4.19)$$

Порівнюючи залежності (4.19) і (4.13), видно, що при шліфуванні у два переходи можна зменшити τ_{\min} порівняно зі шліфуванням в один перехід. Швидкість $V_{\text{різ}}$, яка визначається, виходячи із залежності (4.6), вираженням

$$V_{\text{різ}} = \frac{2 \cdot A}{\Pi}, \quad (4.20)$$

на кожному з 2 переходів однакова й в 2 рази більше, ніж при шліфуванні в один перехід.

Таблиця 4.2

Розрахункові значення $\tau \cdot A / \Pi^2$

Π_1 / Π	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$\tau \cdot A / \Pi^2$	1,0	0,82	0,68	0,58	0,52	0,5	0,52	0,58	0,68	0,82	1,0

Оцінимо можливості зменшення τ при шліфуванні в три переходи:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 = \frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}} + \frac{\Pi_3}{V_{\text{різ3}}}, \quad (4.21)$$

де Π_1, Π_2, Π_3 й $V_{\text{різ1}}, V_{\text{різ2}}, V_{\text{різ3}}$ – припуски і швидкості радіальних подач на 1, 2 і 3 переходах;

$\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 = \Pi$ – сумарний припуск, м.

Виражаючи швидкості $V_{\text{різ1}}, V_{\text{різ2}}, V_{\text{різ3}}$ по залежності (4.6) і підставляючи отримані вираження в залежність (4.21), маємо

$$\tau = \frac{\left[\Pi_1^2 + \Pi_2^2 + (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2)^2 \right]}{A}. \quad (4.22)$$

Як видно, величини Π_1 й Π_2 неоднозначно впливають на основний час обробки τ . Тому визначимо екстремум функції τ по змінним Π_1 і Π_2 :

$$\tau'_{\Pi_1} = \frac{\left| 2 \cdot \Pi_1 - 2 \cdot (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2) \right|}{A} = 0; \quad (4.23)$$

$$\tau'_{\Pi_2} = \frac{\left| 2 \cdot \Pi_2 - 2 \cdot (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2) \right|}{A} = 0. \quad (4.24)$$

Вирішуючи два рівняння, маємо $\Pi_1 = \Pi_2 = \Pi/3$; $\Pi_3 = \Pi - \Pi_1 - \Pi_2 = \Pi/3$. Підставляючи екстремальні значення Π_1 , Π_2 , Π_3 в залежність (4.22), одержимо

$$\tau_{\min} = \frac{\Pi^2}{3 \cdot A}. \quad (4.25)$$

Як видно, при шліфуванні в три переходи величина τ_{\min} менше в три рази основного часу обробки при шліфуванні в один перехід. Швидкість $V_{\text{різ}}$ на кожному переході та сама, однак у три рази більше, ніж при шліфуванні в один перехід.

Аналогічно визначається τ при шліфуванні в n переходів:

$$\tau = \frac{\left| \Pi_1^2 + \Pi_2^2 + \dots + \Pi_{n-1}^2 + (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2 - \dots - \Pi_{n-1})^2 \right|}{A}. \quad (4.26)$$

Очевидно, змінні Π_1 , Π_2 , Π_3 , ..., Π_{n-1} , що входять у залежність (4.26), неоднозначно впливають на τ . Підкоряючи функцію τ необхідній умові екстремуму від змінних Π_1 , Π_2 , Π_3 , ..., Π_{n-1} , тобто диференціюючи функцію τ по Π_1 , Π_2 , Π_3 , ..., Π_{n-1} , отримана система $(n-1)$ рівнянь із $(n-1)$ невідомими:

$$\begin{aligned} \Pi_1 - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0; \\ \Pi_2 - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0; \end{aligned} \quad (4.27)$$

.....

$$\Pi_{n-1} - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) = 0.$$

Визначаючи різниці кожного наступного й попереднього рівнянь, отримані наступні рішення: $\Pi_2 = \Pi_1$; $\Pi_3 = \Pi_2$; ...; $\Pi_{n-1} = \Pi_{n-2}$, звідки $\Pi_1 = \Pi_2 = \dots = \Pi_{n-1}$. Тоді, з урахуванням $\Pi_n = \Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}$ перше рівняння системи (4.27) прийме вигляд: $\Pi_1 - \Pi_n = 0$ або $\Pi_n = \Pi_1$, тобто

$$\Pi_1 = \Pi_2 = \dots = \Pi_n = \frac{\Pi}{n}. \quad (4.28)$$

Підставимо (4.28) у залежність (4.26):

$$\tau_{\min} = \frac{\Pi^2}{n \cdot A}. \quad (4.29)$$

Порівнюючи залежності (4.6) і (4.29), видно, що при шліфуванні в n переходів можна практично в n раз зменшити основний час обробки порівняно зі шліфуванням в один перехід (рис. 4.8). Швидкості $V_{\text{різ}}$ на кожному з n переходів будуть рівні між собою й визначаться залежністю

$$V_{\text{різ}} = \frac{n \cdot A}{\Pi}. \quad (4.30)$$

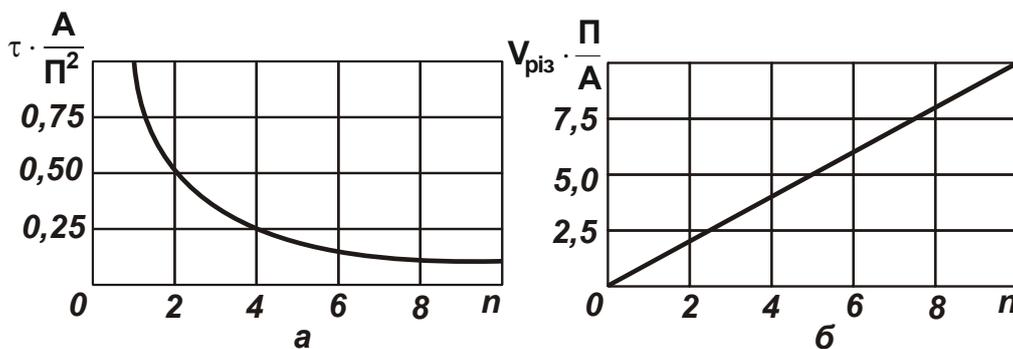


Рис. 4.8. Залежності основного часу обробки $\tau \cdot A / \Pi^2$ (а) і швидкості $V_{\text{різ}} \cdot \Pi / A$ (б) від кількості переходів n

Порівняно зі шліфуванням в один перехід швидкість $V_{\text{різ}}$ збільшується в n раз (див. рис. 4.8б). Для здійснення цього рішення необхідно забезпечити повне охолодження оброблюваної деталі в період між переходами, тобто на початку кожного наступного переходу температура де-

талі повинна рівнятися нулю. Виконати цю умову можна при використанні схем плоского й круглого шліфування, розбиваючи припуск по проходах. Причому, зі зменшенням припуску, що видаляється на кожному проході круга, основний час обробки буде зменшуватися по залежності (4.29). Це рішення впливає із залежності (4.6). Зі зменшенням величини l_1 (розглядаючи її рівною припуску, що знімається на кожному переході) при заданій температурі θ збільшується швидкість $V_{\text{різ}}$, а це веде до зменшення $\tau = l_1 / V_{\text{різ}}$.

4.3.2. Визначення найменшого основного часу обробки з урахуванням часу повного охолодження оброблюваної деталі між переходами

Як показано, щоб реалізувати оптимальний цикл шліфування (див. рис. 4.5, крива 2) необхідно забезпечити повне охолодження деталі між переходами. У зв'язку з цим визначимо час повного охолодження деталі, вважаючи, що кількість тепла $Q_{\text{нагр}}$, витраченого на нагрівання деталі до температури θ , описується [48]:

$$Q_{\text{нагр}} = S \cdot \lambda \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau_{\text{нагр}} = S \cdot \theta \cdot \sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau_{\text{нагр}}} , \quad (4.31)$$

де $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_{\text{нагр}}}$;

$\tau_{\text{нагр}}$ – час нагрівання деталі, с.

Ця кількість тепла повинна рівнятися кількості тепла $Q_{\text{охол}}$, що виділяється із деталі при охолодженні (при відсутності знімання металу) [147]:

$$Q_{\text{охол}} = q_{\text{охол}} \cdot S \cdot \tau_{\text{охол}} = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot S \cdot \tau_{\text{охол}} , \quad (4.32)$$

де $q_{\text{охол}} = \alpha \cdot (\theta - \theta_0)$ – щільність теплового потоку, Вт/м²;

θ_0 – температура деталі після її охолодження ($\theta_0 = 0$);

α – коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м² · К);

$\tau_{\text{охол}}$ – час охолодження деталі, с.

З умови $Q_{\text{нагр}} = Q_{\text{охол}}$, маємо

$$\tau_{\text{охол}} = \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau_{\text{нагр}}}}{\alpha}; \quad (4.33)$$

$$\frac{\tau_{\text{охол}}}{\tau_{\text{нагр}}} = \frac{\sqrt{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \frac{1}{2 \cdot \tau_{\text{нагр}}}}}{\alpha}. \quad (4.34)$$

У табл. 4.3 наведені розраховані по залежності (4.34) значення $\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$ при шліфуванні твердого сплаву ВК8 ($\rho = 14,5 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; $c = 40 \text{ кал/(кг·град)}$; $\lambda = 14 \text{ кал/(м·с·град)}$; $\alpha = 10^4 \text{ кал/(м}^2\text{·с·град)}$). Як видно, зі збільшенням $\tau_{\text{нагр}}$ відношення $\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$ зменшується до значення, меншого одиниці.

Таблиця 4.3

Розрахункові значення $\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$

$\tau_{\text{нагр}}, \text{с}$	0,062	0,25	1,0	4,0
$\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$	0,8	0,4	0,2	0,1

Використовуючи (4.33), визначимо ступінь впливу $\tau_{\text{охол}}$ на τ_{min} , описувану залежністю (4.29). Для цього дану залежність представимо

$$\begin{aligned} \tau_{\text{min}} &= \frac{\tau}{n} + (n-1) \cdot \tau_{\text{охол}} = \frac{\tau}{n} + (n-1) \cdot \frac{1}{\alpha} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \cdot \frac{\tau}{n^2}} = \\ &= \frac{1}{n} \cdot \left(\tau - \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha} \right) + \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha}, \end{aligned} \quad (4.35)$$

де $\tau_{\text{нагр}} = \frac{\tau}{n^2}$;

n – кількість переходів;

$\tau = \frac{\Pi^2}{A}$ – час знімання припуску Π за один перехід при забезпеченні заданої температури шліфування θ , с.

Як і в залежності (4.29), зі збільшенням n відбувається зменшенням τ_{\min} , однак не нескінченно, а до кінцевого значення:

$$\tau_{\min} = \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha} \quad (4.36)$$

Таблиця 4.4

Розрахункові значення τ_{\min} (у секундах)

n	1	2	3	4	8	∞
τ_{\min} ($\Pi = 0,1$ мм)	1,43	0,835	0,636	0,537	0,389	0,24
τ_{\min} ($\Pi = 1$ мм)	14,3	8,35	6,36	5,37	3,89	2,4

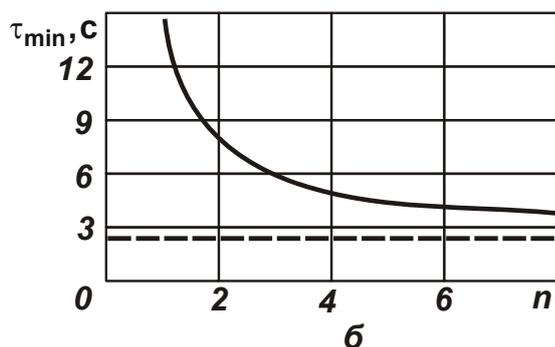
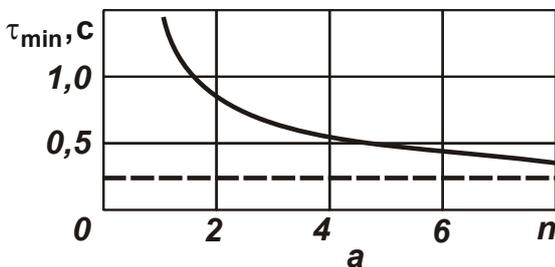


Рис. 4.9. Залежність τ_{\min} від кількості переходів n

Умови обробки: а – $\Pi = 0,1$ мм;
б – $\Pi = 1$ мм.

У табл. 4.4 і на рис. 4.9 наведені розраховані по залежності (4.35) значення τ_{\min} для вихідних даних, прийнятих у табл. 4.3. Для визначення параметра A прийнято $\theta = 1\,000$ °С; $\sigma = 10^5$ Н/мм² (обробка твердого сплаву ВК8), тоді $A = 7 \cdot 10^{-9}$ м²/с. Як видно, зі збільшенням n величина τ_{\min} зменшується в 6 разів до значення 0,24 с (при $\Pi = 0,1$ мм) і до значення 2,4 с (при $\Pi = 1$ мм). Тому інтенсивність зменшення τ_{\min} зі збільшенням n не залежить від Π .

У табл. 4.5 для порівняння наведені значення τ_{\min} , отримані по залежності (4.29), не враховуючій час охолодження деталі між переходами. Ці значення менше аналогічних

значень τ_{\min} , отриманих з урахуванням часу охолодження деталі й наведених у табл. 4.4. Відмінність значень τ_{\min} , отриманих без урахування й з урахуванням часу охолодження деталі між переходами, можна оцінити коефіцієнтом k (табл. 4.5), що збільшується зі збільшенням n . Отже, ефект від переривання процесу шліфування з метою охолодження деталі зі збільшенням кількості переходів n проявляється меншою мірою.

Таблиця 4.5

Розрахункові значення коефіцієнта k для $\Pi = 0,1$ мм

n	1	2	3	4	8	16
τ_{\min}, c	1,43	0,715	0,477	0,357	0,178	0,089
k	1	1,17	1,33	1,5	2,18	3,53

У табл. 4.6 наведені розрахункові значення $\tau_{\text{нагр}} = \frac{\tau}{n^2} = \frac{\Pi^2}{n^2 \cdot A}$ й $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$, установлені на основі залежностей (4.33) і (4.34) для $\Pi = 0,1$ мм. Вихідні дані для розрахунку взяті ті ж, що й для табл. 4.3. Як видно, зі збільшенням n , час $\tau_{\text{нагр}}$ зменшується, а відношення $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$, навпаки, збільшується, приймаючи при $n > 6$ значення, які перевищують одиницю (рис. 4.10).

Оцінимо можливості практичної реалізації цього рішення на основі застосування шліфування переривчастим кругом, робоча поверхня якого складається з виступів (робочих елементів) і западин.

Таблиця 4.6

Розрахункові значення $\tau_{\text{нагр}}$, $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$ і l для $\Pi = 0,1$ мм

n	1	2	3	4	8	16
$\tau_{\text{нагр}}, c$	1,43	0,357	0,159	0,089	0,022	0,0056
$\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$	–	0,337	0,505	0,675	1,358	2,693
l, m	–	10,7	4,74	2,7	0,66	0,17

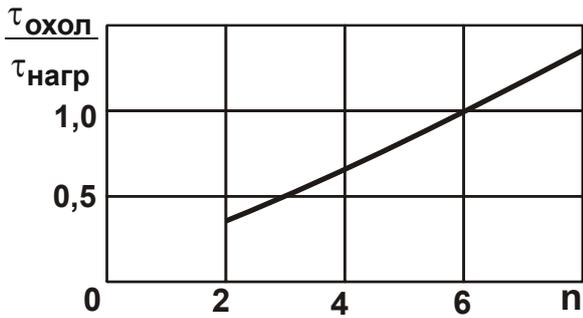


Рис. 4.10. Залежність $\tau_{охол}/\tau_{нагр}$ від кількості переходів n

конструкції переривчастого круга неможливо, тобто за допомогою переривчастого шліфування складно здійснити умови обробки, які відповідають кривій 2 на рис. 4.5. Зменшення довжини робочого виступу круга l й відношення $\tau_{охол}/\tau_{нагр}$ (що має місце в переривчастих кругах) веде до неповного охолодження оброблюваної деталі між переходами й реалізації кривої 3 на рис. 4.5, відповідно до якої температура шліфування θ збільшується з часом обробки. Ця закономірність підтверджується численними результатами експериментальних досліджень переривчастого

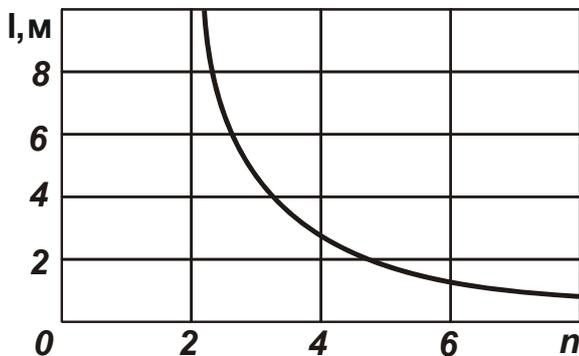


Рис. 4.11. Залежність параметра l від кількості переходів n

шліфування [149]. Це свідчить про те, що при переривчастому шліфуванні дійсно складно реалізувати умови обробки, які відповідають кривій 2 на рис. 4.5. Для їхнього здійснення потрібні нові технічні рішення, пов'язані з можливістю періодичного переривання процесу шліфування за малі проміжки часу, які становлять частки секунди, що є досить складним завданням, для визначення якого проведемо аналіз залежності (4.35). Щоб одержати ефект обробки, необхідно виконати умову: $\tau_{\min} > \tau = \Pi^2 / A$, де τ – час знімання припуску Π за один перехід при забезпеченні заданої температури шліфування θ . Тоді

$$\tau > \frac{1}{n} \cdot \left(\tau - \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha} \right) + \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha}. \quad (4.37)$$

Цю нерівність можна перетворити до вигляду

$$\tau > \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2}. \quad (4.38)$$

Розрахунками встановлено, що стосовно шліфування твердого сплаву ВК8 ($\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град; $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град)) основний час обробки τ повинен бути більше 0,0406 с. При невиконанні цієї умови ефект зменшення основного часу обробки досягатися не буде. Виходячи із залежності $\tau = \Pi^2 / A$, можна визначити мінімальне значення припуску Π , яке відповідає мініимальному значенню $\tau = 0,0406$ с. Для $A = 7 \cdot 10^{-9}$ м²/с, маємо $\Pi > 16,7$ мкм.

4.3.3. Уточнений розрахунок найменшого основного часу обробки з урахуванням часу повного охолодження оброблюваної деталі між переходами

Отримане рішення припускає однакові за тривалістю переходи. Однак, у зв'язку з наявністю етапів охолодження деталі результати оптимізації, отримані в попередніх параграфах, можуть бути трохи іншими. Тому проведемо уточнення цього рішення. Залежність (4.15) з урахуванням залежності (4.33) і $\tau_{\text{нагр}} = \Pi_1^2 / A$ представимо у вигляді

$$\tau = \frac{[\Pi_1^2 + (\Pi - \Pi_1)^2]}{A} + \tau_{\text{охол}} = \frac{[\Pi_1^2 + (\Pi - \Pi_1)^2]}{A} + \frac{1}{\alpha} \cdot \sqrt{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \frac{\Pi_1^2}{2A}}. \quad (4.39)$$

Із необхідної умови екстремуму $\tau'_{\Pi_1} = 0$ визначимо екстремальне значення припуску Π_1 , що видаляється на першому переході:

$$\Pi_1 = \frac{\Pi}{2} - \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot A}}{4\alpha}. \quad (4.40)$$

Як видно, величина Π_1 менше $\Pi/2$, тоді як у попередньому рішенні, описуваному залежністю (4.17): $\Pi_1 = \Pi/2$. Наприклад, при $\Pi = 0,1$ мм, як встановлено розрахунками, $\Pi_1 = 45,8$ мкм, а $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1 = 54,2$ мкм. При

більшій величині припуску, наприклад, $\Pi = 1$ мм значення Π_1 й Π_2 майже однакові. Отже, на першому переході віддається припуск $\Pi_1 < \Pi/2$, а на другому переході – припуск $\Pi_1 > \Pi/2$. Відповідно, на першому й другому переходах реалізуються різні швидкості $V_{\text{різ1}} > V_{\text{різ2}}$ (рис. 4.12). Значення τ_{min} визначається підстановкою залежності (4.40) в (4.39):

$$\tau_{\text{min}} = \frac{\Pi^2}{2A} + \frac{\Pi}{2\alpha} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2A}} - \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{16\alpha^2} \quad (4.41)$$

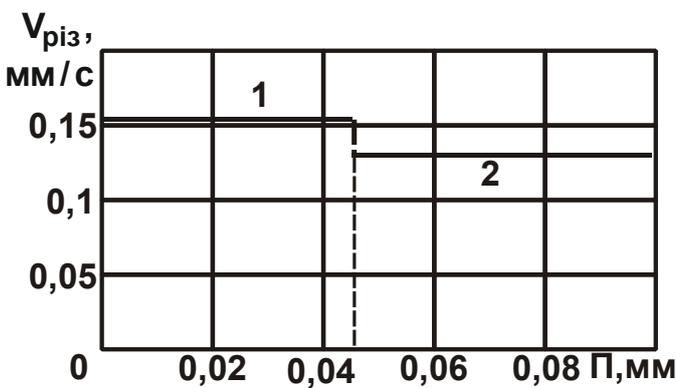


Рис. 4.12. Характер зміни швидкості радіальної подачі $V_{\text{різ}}$ по переходах

Умовні позначення: 1 – перший перехід; 2 – другий перехід.

Значення τ_{min} в цьому випадку буде більше значення $\tau_{\text{min}} = \Pi^2 / 2A$, що впливає з залежності (4.19), отриманої без урахування тривалості етапу охолодження деталі. Отже, введення етапу охолодження деталі змінює характер знімання припуску: на першому переході видається менша частина припуску, а на другому – більша. При цьому $V_{\text{різ1}} > V_{\text{різ2}}$.

Для вихідних даних:

$$\theta = 1000 \text{ }^\circ\text{C}; \quad \sigma = 10^5 \text{ Н/мм}^2$$

(обробка твердого сплаву ВК8: $\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град.); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град.); $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град.)), $A = 7 \cdot 10^{-9}$ м²/с; $\Pi = 0,1$ мм: $\tau_{\text{min}} = 0,715 \text{ с} + 0,12 \text{ с} - 0,005 \text{ с} = 0,83 \text{ с}$.

Як видно, величина τ_{min} незначно відрізняється від першого доданка, який визначає основний час обробки без урахування часу додаткового етапу охолодження деталі. Отже, за рахунок переривання процесу шліфування й охолодження деталі між переходами можна зменшити τ_{min} при забезпеченні заданої температури θ . Необхідно відзначити, що ефект зменшення величини τ_{min} в цьому випадку вище, ніж в аналогічному рішенні (4.34). Так, при $\Pi = 0,1$ мм величина $\tau_{\text{min}} = 0,83$ с, тоді як

згідно з табл. 4.4, $\tau_{\min} = 0,835$ с (при $n = 2$). Отже, шліфування зі зменшеної по переходах швидкістю $V_{\text{різ}}$ дозволяє більшою мірою зменшити τ_{\min} порівняно зі шліфуванням з однакової на кожному переході $V_{\text{різ}}$. Однак як видно, відмінність значень τ_{\min} для двох випадків незначна. Практично реалізувати ці схеми обробки, як вже відзначалося, утруднено у зв'язку з невеликою тривалістю переходів, що становить частки секунди. Основні напрями їхнього здійснення – застосування переривчастого шліфування (вібраційного шліфування), адаптивних систем керування й схем шліфування, коли деталь рухається не по нормалі до круга, а по дотичній до круга (у тангенціальному напрямку), наприклад, схем плоского й круглого зовнішнього шліфування (рис. 4.13).



Рис. 4.13. Структурна схема умов реалізації періодичного переривання процесу шліфування

4.3.4. Визначення найменшого основного часу обробки з урахуванням часткового охолодження оброблюваної деталі між переходами

У процесі шліфування в проміжках між переходами, як правило, відбувається часткове охолодження деталі, що дозволяє інтенсифікувати обробку. Для реалізації даної умови вирішимо задачу мінімізації основного часу обробки з урахуванням того, що наприкінці кожного переходу температура шліфування дорівнює заданій, а на початку кожного наступного переходу температура може бути більше нуля, тобто до по-

чатку кожного переходу деталь не встигає повністю охолонути. При шліфуванні в один перехід основний час обробки τ дорівнює

$$\tau = \frac{\Pi}{V_{\text{різ}}}. \quad (4.42)$$

При шліфуванні у два переходи температура шліфування θ наприкінці першого й другого переходів визначається залежностями:

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{різ1}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_1} = \sigma \cdot V_{\text{різ1}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} \right)}, \quad (4.43)$$

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{різ2}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\tau_1 + \tau_2)} = \sigma \cdot V_{\text{різ2}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}} \right)}. \quad (4.44)$$

Основний час обробки τ дорівнює

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}}, \quad (4.45)$$

де $\Pi_1, \Pi_2, V_{\text{різ1}}, V_{\text{різ2}}$ – припуски і швидкості радіальної подачі на 1 і 2 переходах;

$\Pi_1 + \Pi_2 = \Pi$ – сумарний припуск, м.

Розв'яжемо залежності (4.43) і (4.44) відносно $V_{\text{різ1}}$ й $V_{\text{різ2}}$:

$$V_{\text{різ1}} = \frac{A}{\Pi_1}; \quad (4.46)$$

$$V_{\text{різ2}} = \sqrt{\frac{A}{\tau}}, \quad (4.47)$$

де $A = \left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma} \right)^2$;

$$\left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}} \right) = \tau.$$

Підставимо залежність (4.47) в (4.45):

$$\tau = \frac{\Pi_1^2}{A} + \Pi_2 \cdot \sqrt{\frac{\tau}{A}}, \quad (4.48)$$

Звідки

$$\tau - \frac{\Pi_2}{\sqrt{A}} \cdot \sqrt{\tau} - \frac{\Pi_1^2}{A} = 0. \quad (4.49)$$

Вирішення рівняння:

$$\sqrt{\tau} = \frac{\Pi_2}{2 \cdot \sqrt{A}} \pm \sqrt{\frac{\Pi_2^2}{4 \cdot A} + \frac{\Pi_1^2}{A}}. \quad (4.50)$$

Приймаючи в (4.50) знак “+” з урахуванням $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$, одержимо

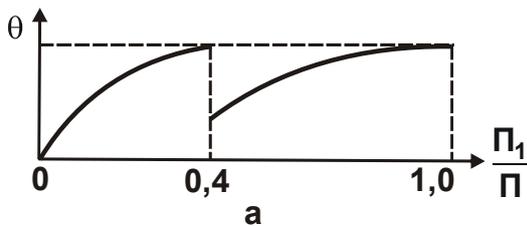
$$\tau = \frac{1}{A} \cdot \left[\frac{\Pi_2}{2} + \sqrt{\frac{\Pi_2^2}{4} + \Pi_1^2} \right]^2 = \frac{1}{A} \cdot \left[\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} \right]^2. \quad (4.51)$$

Як видно, величина Π_1 неоднозначно впливає на τ . Визначимо екстремум функції τ від величини Π_1 з умови:

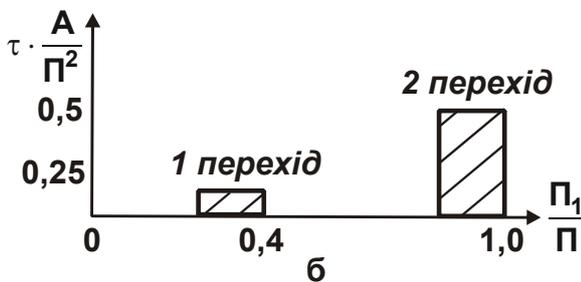
$$\tau'_{\Pi_1} = \frac{2}{A} \cdot \left[\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} \right] \cdot \left\{ -\frac{1}{2} + \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2}} \right\} \cdot \left[-\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + 2 \cdot \Pi_1 \right] = 0. \quad (4.52)$$

Перше вираження, вкладене у квадратні дужки, не може дорівнювати нулю. Тому дорівнює нулю друге вираження, яке вкладене у фігурні дужки:

$$\sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} = 2 \cdot \Pi_1 - \frac{(\Pi - \Pi_1)}{2}. \quad (4.53)$$



Підносячи до квадрата ліву й праву частини рівняння, одержимо: $5 \cdot \Pi_1^2 - 2 \cdot \Pi_1 \cdot \Pi = 0$; $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$; $\Pi_2 = 0,6 \cdot \Pi$ (рис. 4.14а). Підставимо Π_1 у залежність (4.51):



$$\tau_{\min} = \frac{0,64 \cdot \Pi^2}{A}. \quad (4.54)$$

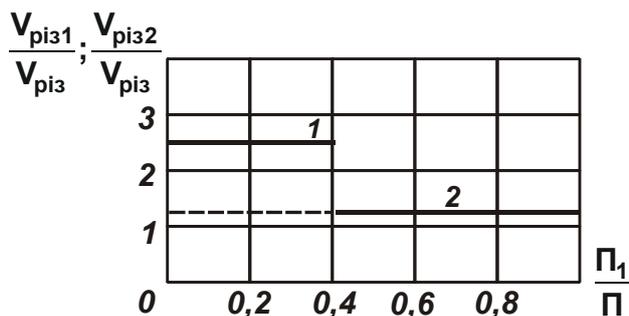
Рис. 4.14. Характер зміни температури шліфування θ (а) і безрозмірної величини $\tau \cdot A / \Pi^2$ (б) по переходах

Як видно, τ_{\min} менше на 36 % основного часу обробки при шліфуванні в один перехід, який визначається залежністю (4.13). Підставляючи $\tau_{\min} = 0,64 \cdot \Pi^2 / A$; $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$;

$\Pi_2 = 0,6 \cdot \Pi$ в залежність (4.48), визначимо

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = (0,16 + 0,48) \cdot \frac{\Pi^2}{A} = 0,64 \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.55)$$

Із залежності (4.55) випливає, що основний час обробки τ_1 на першому переході в 3 рази менше основного часу обробки τ_2 на другому переході й становить 25 % від основного часу обробки τ на операції шліфування (рис. 4.14б). Швидкість $V_{\text{різ1}}$ на першому переході, згідно із залежністю (4.44) з урахуванням $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$, в 2,5 рази більше, ніж при шліфуванні в один перехід, тому що $V_{\text{різ1}} = 2,5 \cdot A / \Pi$. Швидкість $V_{\text{різ2}}$ на другому переході визначимо, представивши залежність (4.47) у вигляді



$$V_{piz2} = \sqrt{\frac{A}{\tau}} = \frac{1,25 \cdot A}{\Pi}. \quad (4.56)$$

Рис. 4.15. Характер розташування залежностей V_{piz1}/V_{piz} (1) і V_{piz2}/V_{piz} (2) на двох переходах

Відношення A/Π визначає швидкість V_{piz} при шліфуванні в один перехід. Отже, швидкість V_{piz2} на 2-му переході більше в 1,25 рази відповідно швидкості V_{piz} при шліфуванні в один перехід. На рис. 4.15 зображений характер зміни швидкостей V_{piz1} і

V_{piz2} на 2 переходах стосовно швидкості V_{piz} при шліфуванні в один перехід. У табл. 4.7 і на рис. 4.16 наведені розраховані по (4.51) значення $\tau \cdot A/\Pi^2$ в безрозмірних одиницях. При $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$ основний час обробки мінімальний, тобто усі наведені розрахунки з визначення мінімального значення $\tau \cdot A/\Pi^2$ виконані правильно.

Таблиця 4.7

Розрахункові значення основного часу обробки $\tau \cdot A/\Pi^2$

Π_1/Π	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\tau \cdot A/\Pi^2$	0,83	0,72	0,66	0,64	0,65	0,69	0,75	0,82	0,9

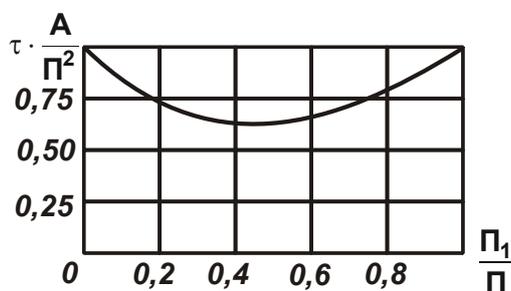


Рис. 4.16. Залежність основного часу обробки $\tau \cdot A/\Pi^2$ від Π_1/Π

Цим показано, що при виконанні операції шліфування у 2 переходи, коли оброблювана деталь до початку 2-го переходу не встигає охолонути, основний час обробки зменшується, однак меншою мірою порівняно з випадком, коли відбувається повне охолодження оброблюваної деталі до початку 2-го переходу. Так, у другому випадку τ

зменшується у 2 рази порівняно зі шліфуванням в 1 перехід, а в першому випадку – зменшується лише на 36 %. Виконаємо оцінку основного часу обробки τ при шліфуванні в 3 переходи:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 = \frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}} + \frac{\Pi_3}{V_{\text{різ3}}}, \quad (4.57)$$

де Π_1, Π_2, Π_3 й $V_{\text{різ1}}, V_{\text{різ2}}, V_{\text{різ3}}$ – припуски і швидкості радіальних подач на 1, 2 і 3 переходах;

$\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 = \Pi$ – сумарний припуск, м.

Температура θ наприкінці 1; 2 і 3 переходів визначається по (4.6):

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{різ1}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_1} = \sigma \cdot V_{\text{різ1}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} \right)}; \quad (4.58)$$

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{різ2}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\tau_1 + \tau_2)} = \sigma \cdot V_{\text{різ2}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}} \right)}; \quad (4.59)$$

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{різ3}} \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)} = \sigma \cdot V_{\text{різ3}} \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{різ2}}} + \frac{\Pi_3}{V_{\text{різ3}}} \right)}. \quad (4.60)$$

Розв'яжемо залежність (4.60) відносно $V_{\text{різ3}}$ з урахуванням $\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3$:

$$V_{\text{різ3}} = \sqrt{\frac{A}{\tau}}. \quad (4.61)$$

Підставляючи залежність (4.61) в (4.57), отримано квадратне рівняння:

$$\tau - \frac{\Pi_3}{\sqrt{A}} \cdot \sqrt{\tau} - (\tau_1 + \tau_2) = 0. \quad (4.62)$$

Рішення квадратного рівняння:

$$\sqrt{\tau} = \frac{\Pi_3}{2 \cdot \sqrt{A}} - \sqrt{\frac{\Pi_3^2}{4 \cdot A} + (\tau_1 + \tau_2)}. \quad (4.63)$$

Величина $(\tau_1 + \tau_2)$ визначає основний час обробки τ при шліфуванні у два переходи, описуваний залежністю (4.51). Підставляючи його в залежність (4.63), маємо

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{1}{A} \cdot \left\{ \frac{\Pi_3}{2} + \sqrt{\frac{\Pi_3^2}{4} + \frac{\Pi_2^2}{4} \cdot \left[1 + \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{\Pi_1}{\Pi_2} \right)^2} \right]^2} \right\}^2 = \\ &= \frac{1}{4A} \cdot \left\{ \Pi_3 + \sqrt{\Pi_3^2 + \left[\Pi_2 + \sqrt{(\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2)} \right]^2} \right\}^2. \end{aligned} \quad (4.64)$$

Таблиця 4.8

Розрахункові значення основного часу обробки $\tau \cdot A / \Pi^2$

Π_1 / Π	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0)$	0,83	0,72	0,66	0,64	0,65	0,69	0,75	0,82	0,9
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0,1)$	0,744	0,647	0,601	0,597	0,624	0,671	0,736	0,814	-
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0,2)$	0,673	0,589	0,559	0,569	0,606	0,664	0,736	-	-
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0,3)$	0,613	0,546	0,532	0,556	0,603	0,669	-	-	-
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0,4)$	0,571	0,521	0,524	0,561	0,618	-	-	-	-
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0,5)$	0,549	0,52	0,54	0,588	-	-	-	-	-
$\tau \cdot A / \Pi^2 (\alpha = 0,6)$	0,555	0,549	0,582	-	-	-	-	-	-

У табл. 4.8 і на рис. 4.17 наведені розраховані по залежності (4.64) значення $\tau \cdot A / \Pi^2$ для заданих значень Π_1 і Π_3 . Значення Π_2 визначалися по залежності $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1 - \Pi_3$. Як впливає з табл. 4.8, при $\Pi_3 / \Pi = 0$

безрозмірна величина $\tau \cdot A / \Pi^2$ приймає значення, ідентичні значенням, наведеним у табл. 4.7. Це свідчить про вірогідність отриманої залежності (4.64). Зі збільшенням відношень Π_1 / Π і $\Pi_3 / \Pi = \alpha$ безрозмірна величина $\tau \cdot A / \Pi^2$ змінюється по екстремальних залежностях, проходячи точку мінімуму ($\Pi_1 / \Pi = 0,2$; $\Pi_3 / \Pi = 0,5$). Більш точні розрахунки, виконані з точністю до сотих, показали, що мінімум величини $\tau \cdot A / \Pi^2$ досягається при $\Pi_1 / \Pi = 0,23$; $\Pi_2 / \Pi = 0,33$; $\Pi_3 / \Pi = 0,44$. При цьому відношення Π_2 / Π_1 й Π_3 / Π_2 майже однакові ($\Pi_2 / \Pi_1 = 1,434$; $\Pi_3 / \Pi_2 = 1,333$). Отже, характер зміни величин Π_2 / Π_1 і Π_3 / Π_2 підкоряється зростаючій геометричній прогресії зі знаменником $1,333 \dots 1,434$.

Підставляючи в (4.64) значення Π_1 / Π , Π_2 / Π і Π_3 / Π , визначимо τ_{\min} при шліфуванні в 3 переходи: $\tau \cdot A / \Pi^2 = 0,514$. Як видно, це менше мінімального значення $\tau \cdot A / \Pi^2 = 0,64$ при шліфуванні в 2 переходи. Зі збільшенням кількості переходів значення τ_{\min} й припуски, що видаляються на кожному переході, зменшуються. Більш точно визначити екстремальні значення Π_1 / Π ; Π_2 / Π ; Π_3 / Π і $\tau \cdot A / \Pi^2$, не прибігаючи до чисельного розрахунку, можна, підкоряючи функцію τ необхідній умові екстремуму, тобто $\tau'_{\Pi_1} = 0$; $\tau'_{\Pi_2} = 0$. Однак після диференціювання (4.64) приходимо до

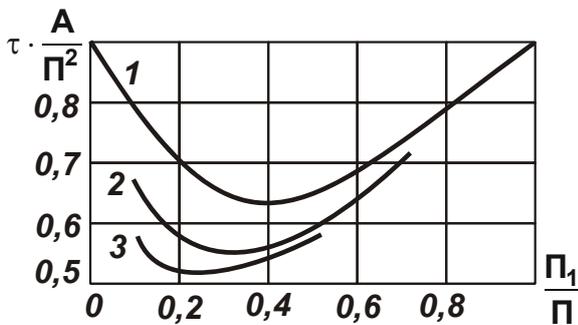


Рис. 4.17. Залежність $\tau \cdot A / \Pi^2$ від Π_1 / Π

Умовні позначення: 1 - $\Pi_3 / \Pi = 0$;
2 - $\Pi_3 / \Pi = 0,2$; 3 - $\Pi_3 / \Pi = 0,4$.

складних рівнянь. Задачу можна спростити, представляючи (4.57):

$$\tau = (\tau_1 + \tau_2) + \Pi_3 \cdot \sqrt{\frac{\tau}{A}}. \quad (4.65)$$

Оскільки $(\tau_1 + \tau_2)$ визначається залежністю (4.60), а $\Pi_3 = \Pi - \Pi_1 - \Pi_2$, то має місце екстремум (мінімум) функції τ від Π_1 і Π_2 . З умов $\tau'_{\Pi_1} = 0$; $\tau'_{\Pi_2} = 0$, одержимо

$$(\tau_1 + \tau_2)'_{\Pi_1} - \sqrt{\frac{\tau}{A}} = 0; \quad (\tau_1 + \tau_2)'_{\Pi_2} - \sqrt{\frac{\tau}{A}} = 0, \quad (4.66)$$

$$\text{де } (\tau_1 + \tau_2)'_{\Pi_1} = \frac{2}{A} \cdot \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2} \right) \cdot \frac{\Pi_1}{\sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2}};$$

$$(\tau_1 + \tau_2)'_{\Pi_2} = \frac{1}{2 \cdot A} \cdot \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2} \right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_2}{\sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2}} \right).$$

Визначимо різницю двох рівнянь:

$$\frac{2 \cdot \Pi_1}{\sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2}} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_2}{\sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2}} \right). \quad (4.67)$$

Звідки після перетворень, маємо

$$\Pi_1 = \frac{2}{3} \Pi_2. \quad (4.68)$$

Розв'яжемо перше рівняння (4.66) відносно $\sqrt{\tau/A}$ з урахуванням залежності (4.68):

$$\sqrt{\frac{\tau}{A}} = 2,133 \cdot \frac{\Pi_2}{A} \quad \text{або} \quad \tau = 4,549 \cdot \frac{\Pi_2^2}{A}. \quad (4.69)$$

Підставляючи залежності (4.68) і (4.69) у залежність (4.65), маємо

$$\Pi_1 = 0,224 \cdot \Pi; \quad \Pi_2 = 0,337 \cdot \Pi; \quad \Pi_3 = 0,439 \cdot \Pi; \quad \tau = 0,514 \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.70)$$

Таким чином, виконано уточнений розрахунок екстремальних значень параметрів Π_1 ; Π_2 ; Π_3 ; τ . Визначимо основний час обробки на 3-х переходах. На першому переході основний час обробки τ_1 дорівнює

$$\tau_1 = \frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} = \frac{\Pi_1^2}{A} = 0,05 \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.71)$$

Звідки $\tau_1 \cdot A / \Pi^2 = 0,05$. Використовуючи залежність (4.51), визначимо сумарний основний час обробки на перших двох переходах $(\tau_1 + \tau_2) \cdot A / \Pi^2 = 0,2$. Тоді $\tau_2 \cdot A / \Pi^2 = 0,2 - 0,05 = 0,15$; $\tau_3 \cdot A / \Pi^2 = 0,514 - 0,2 = 0,314$. В остаточному підсумку

$$\tau = (0,05 + 0,15 + 0,314) \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.72)$$

Основний час обробки на 1, 2 і 3 переходах дорівнює: $0,05 \cdot \Pi^2 / A$; $0,15 \cdot \Pi^2 / A$; $0,314 \cdot \Pi^2 / A$ (рис. 4.18). Порівняно зі шліфуванням у два переходи (див. рис. 4.14) основний час обробки на 1 і 2 переходах менше. Визначимо значення $V_{різ1}$, $V_{різ2}$, $V_{різ3}$ на кожному з трьох переходів:

$$V_{різ1} = \frac{\Pi_1}{\tau_1} = \frac{0,224 \cdot A}{0,05 \cdot \Pi} = 4,48 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{різ2} = \frac{\Pi_2}{\tau_2} = 2,246 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{різ3} = \frac{\Pi_3}{\tau_3} = 1,398 \cdot \frac{A}{\Pi}. \quad (4.73)$$

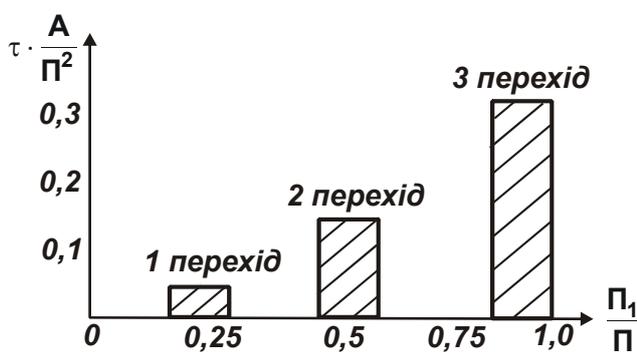


Рис. 4.18. Характер зміни $\tau \cdot A / \Pi^2$ по переходах

Характер зміни $V_{різ2}/V_{різ1}$ і $V_{різ3}/V_{різ2}$ підкоряється убутній геометричній прогресії зі знаменником 0,501 ... 0,622 (рис. 4.19). Порівняно зі шліфуванням в один перехід $V_{різ1}$ збільшилася в 4,48 рази, $V_{різ2}$ – в 2,246 рази, а $V_{різ3}$ – в 1,398 рази. Порівняно зі шліфуванням у два переходи (рис. 4.15)

швидкості $V_{різ1}$, $V_{різ2}$, $V_{різ3}$ також збільшилися, тобто збільшення кількості переходів збільшує швидкості $V_{різ1}$, $V_{різ2}$, $V_{різ3}$ при заданій температурі θ , що знижує основний час обробки. Визначимо τ при шліфуванні в чотири переходи:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4 = \frac{\Pi_1}{V_{різ1}} + \frac{\Pi_2}{V_{різ2}} + \frac{\Pi_3}{V_{різ3}} + \frac{\Pi_4}{V_{різ4}}, \quad (4.74)$$

де $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \Pi_4$ й $V_{різ1}, V_{різ2}, V_{різ3}, V_{різ4}$ – припуски й швидкості радіальних подач на 1, 2, 3 і 4 переходах;

$\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 + \Pi_4 = \Pi$ – сумарний припуск, м.

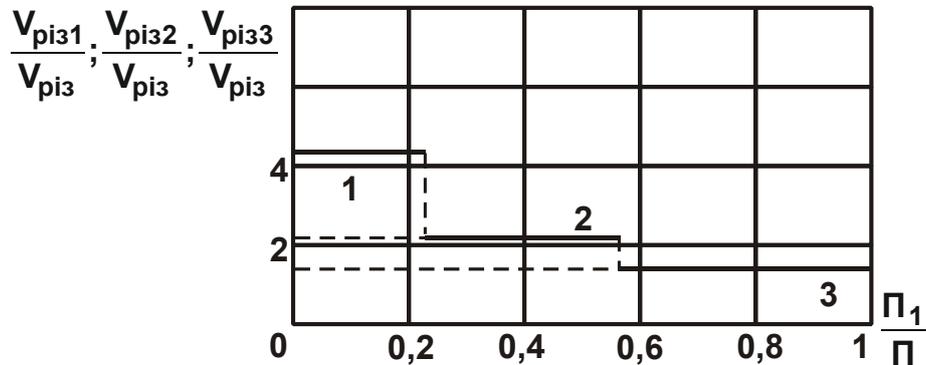


Рис. 4.19. Характер розташування залежностей $V_{різ1}/V_{різ}$ (1), $V_{різ2}/V_{різ}$ (2) і $V_{різ3}/V_{різ}$ (3) на трьох переходах

Температура шліфування θ наприкінці 1, 2 і 3 переходів визначається залежностями (4.58) – (4.60), а наприкінці 4 переходу – залежністю

$$\begin{aligned} \theta &= \sigma \cdot V_{різ4} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4)} = \\ &= \sigma \cdot V_{різ4} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \left(\frac{\Pi_1}{V_{різ1}} + \frac{\Pi_2}{V_{різ2}} + \frac{\Pi_3}{V_{різ3}} + \frac{\Pi_4}{V_{різ4}} \right)}. \end{aligned} \quad (4.75)$$

Розв'яжемо залежність (4.75) відносно $V_{різ4}$ з урахуванням $\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4$:

$$V_{різ4} = \sqrt{\frac{A}{\tau}}. \quad (4.76)$$

Підставимо залежність (4.76) у (4.74), представивши її у вигляді

$$\tau = (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3) + \Pi_4 \cdot \sqrt{\frac{\tau}{A}}. \quad (4.77)$$

Величина $\Pi_4 = \Pi - \Pi_1 - \Pi_2 - \Pi_3$, а $(\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)$ визначається залежністю (4.64), тобто

$$(\tau_1 + \tau_2 + \tau_3) = \frac{1}{4A} \cdot \left\{ \Pi_3 + \sqrt{\Pi_3^2 + \left[\Pi_2 + \sqrt{(\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2)} \right]^2} \right\}^2. \quad (4.78)$$

Функція τ має екстремуми від змінних Π_1, Π_2, Π_3 . Підкоримо функцію τ необхідній умові екстремуму: $\tau'_{\Pi_1} = 0$; $\tau'_{\Pi_2} = 0$; $\tau'_{\Pi_3} = 0$:

$$(\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)'_{\Pi_1} - \sqrt{\frac{\tau}{A}} = 0; (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)'_{\Pi_2} - \sqrt{\frac{\tau}{A}} = 0; (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)'_{\Pi_3} - \sqrt{\frac{\tau}{A}} = 0, \quad (4.79)$$

де

$$\begin{aligned} (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)'_{\Pi_1} &= \frac{2}{A} \cdot \left(\Pi_3 + \sqrt{\Pi_3^2 + \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)^2} \right) \cdot \\ &\cdot \frac{\left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)}{\sqrt{\Pi_3^2 + \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)^2}} \cdot \frac{\Pi_1}{\sqrt{\Pi_2^2 + 4 \cdot \Pi_1^2}}; \\ (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)'_{\Pi_2} &= \frac{1}{2A} \cdot \left(\Pi_3 + \sqrt{\Pi_3^2 + \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)^2} \right) \cdot \\ &\cdot \frac{\left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)}{\sqrt{\Pi_3^2 + \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)^2}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_2}{\sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2}} \right); \\ (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3)'_{\Pi_3} &= \frac{1}{2A} \left(\Pi_3 + \sqrt{\Pi_3^2 + \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)^2} \right) \cdot \\ &\cdot \left(1 + \frac{\Pi_3}{\sqrt{\Pi_3^2 + \left(\Pi_2 + \sqrt{\Pi_2^2 + 4\Pi_1^2} \right)^2}} \right). \end{aligned}$$

Визначимо різницю першого й другого рівнянь системи (4.79):

$$\Pi_1 = \frac{2}{3} \cdot \Pi_2. \quad (4.80)$$

Розв'яжемо перше рівняння (4.79) відносно $\sqrt{\tau/A}$ з урахуванням залежності (4.80):

$$\sqrt{\frac{\tau}{A}} = 2,358 \cdot \frac{\Pi_3}{A} \quad \text{або} \quad \tau = 5,56 \cdot \frac{\Pi_3^2}{A}. \quad (4.81)$$

Підставляючи залежності (4.80) і (4.81) у (4.77), одержимо:

$$\Pi_1 = 0,146 \cdot \Pi; \quad \Pi_2 = 0,219 \cdot \Pi; \quad \Pi_3 = 0,285 \cdot \Pi; \quad \Pi_4 = 0,35 \cdot \Pi; \quad \tau = 0,45 \cdot \frac{\Pi^2}{A}.$$

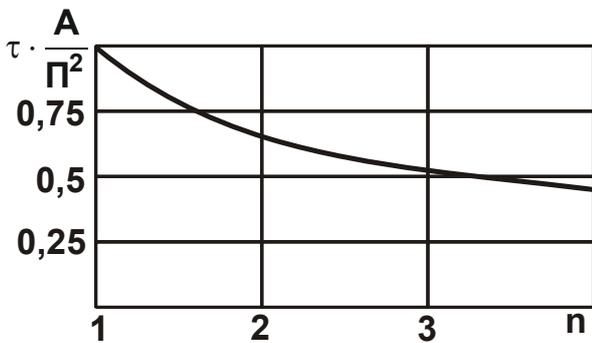


Рис. 4.20. Залежність $\tau \cdot A / \Pi^2$ від кількості переходів n

Характер зміни Π_2 / Π_1 , Π_3 / Π_2 і Π_4 / Π_3 підкоряється зростаючій геометричній прогресії зі знаменником 1,228 ... 1,5. При шліфуванні в 4 переходи мінімальний основний час обробки $\tau \cdot A / \Pi^2$ менше, ніж при шліфуванні в 3 переходи, тобто зі збільшенням числа переходів n основний час обробки $\tau \cdot A / \Pi^2$ зменшується (рис. 4.20).

Оцінимо основний час обробки на кожному з 4 переходів:

$$\tau_1 = \frac{\Pi_1}{V_{\text{різ1}}} = \frac{\Pi_1^2}{A} = 0,021 \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.82)$$

Звідки $\tau_1 \cdot A / \Pi^2 = 0,021$. Використовуючи залежність (4.51), визначимо сумарний основний час обробки на перших двох переходах $(\tau_1 + \tau_2) \cdot A / \Pi^2 = 0,084$. Тоді $\tau_2 \cdot A / \Pi^2 = 0,084 - 0,021 = 0,063$. Враховуючи (2.73), визначимо сумарний основний час обробки на перших трьох пере-

ходах $(\tau_1 + \tau_2 + \tau_3) \cdot A / \Pi^2 = 0,217$. Тоді $\tau_3 \cdot A / \Pi^2 = 0,217 - 0,084 = 0,133$;
 $\tau_4 \cdot A / \Pi^2 = 0,45 - 0,217 = 0,233$. В остаточному підсумку:

$$\tau = (0,021 + 0,063 + 0,133 + 0,233) \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.83)$$

Порівняно зі шліфуванням у 2 переходи (див. рис. 4.14) і 3 переходи (див. рис. 4.18) основний час обробки на кожному з 4 переходів менше (рис. 4.21). Визначимо швидкості $V_{різ1}$, $V_{різ2}$, $V_{різ3}$, $V_{різ4}$ на кожному з 4 переходів:

$$V_{різ1} = \frac{\Pi_1}{\tau_1} = \frac{0,146}{0,021} \cdot \frac{A}{\Pi} = 6,952 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{різ2} = \frac{\Pi_2}{\tau_2} = \frac{0,219}{0,063} \cdot \frac{A}{\Pi} = 3,476 \cdot \frac{A}{\Pi};$$

$$V_{різ3} = \frac{\Pi_3}{\tau_3} = \frac{0,285}{0,133} \cdot \frac{A}{\Pi} = 2,142 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{різ4} = \frac{\Pi_4}{\tau_4} = \frac{0,35}{0,233} \cdot \frac{A}{\Pi} = 1,502 \cdot \frac{A}{\Pi}. \quad (4.84)$$

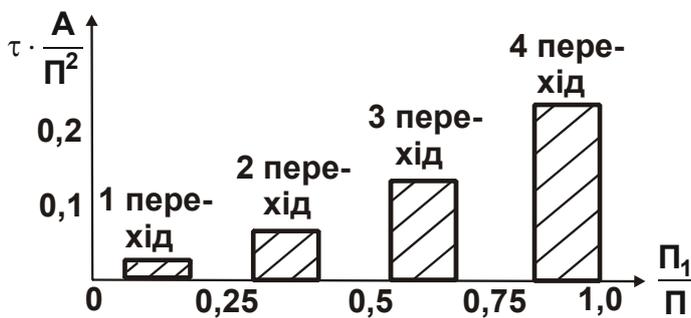


Рис. 4.21. Характер зміни безрозмірної величини $\tau \cdot A / \Pi^2$ по переходах

$V_{різ} = A / \Pi$. Порівняно зі шліфуванням в 1 перехід $V_{різ1}$ збільшилася в 6,952 рази, $V_{різ2}$ – в 3,476 рази, $V_{різ3}$ – в 2,142 рази, а $V_{різ4}$ – в 1,502 рази. У порівнянні зі шліфуванням у 2 (див. рис. 4.15) і 3 переходи (див. рис. 4.19) $V_{різ1}$, $V_{різ2}$, $V_{різ3}$, $V_{різ4}$ збільшилися.

Тенденції зміни основного часу обробки, швидкостей і припусків, які виявлені при аналізі шліфування в 2, 3 і 4 переходи, зберуться й для

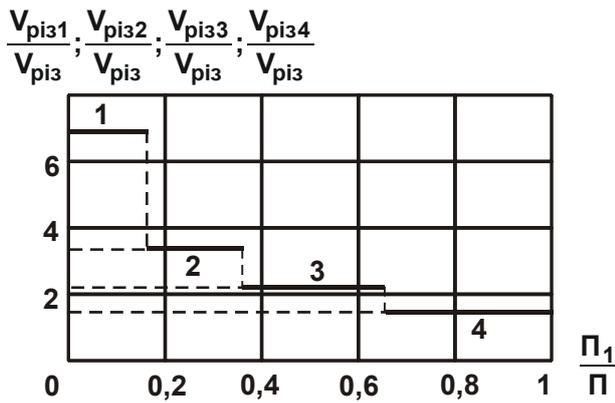


Рис. 4.22. Характер розташування залежностей V_{p131}/V_{p13} (1), V_{p132}/V_{p13} (2) і V_{p133}/V_{p13} (3) V_{p134}/V_{p13} (4) на 4 переходах

більшої кількості переходів. Це вказує на ефективність шліфування зі змінною в часі швидкістю V_{p13} . Чим більше відмінність максимального й мінімального значень швидкостей, тим менше буде основний час обробки при шліфуванні. Найбільший ефект шліфування досягається, коли швидкість V_{p13} у часі зменшується від максимального значення до нуля. Це вимагає створення автоматизованих циклів шліфування, що представляє значні складності.

Достатньо просто цю умову можна реалізувати за рахунок створення в системі початкового натягу, який при шліфуванні (виходжуванні) зменшує в часі швидкість V_{p13} аж до нуля.

4.3.5. Визначення основного часу обробки при шліфуванні зі змінною в часі швидкістю радіальної подачі

Оцінимо можливості підвищення продуктивності при шліфуванні зі зменшуваною в часі швидкістю радіальної подачі V_{p13} (рис. 4.23). Пред-

ставляючи кількість тепла $Q = \sigma \cdot S \cdot \int_0^{\tau} V_{p13}(\tau) \cdot d\tau$, залежність (4.40) опишеться

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \frac{\int_0^{\tau} V_{p13}(\tau) \cdot d\tau}{\sqrt{\tau}}. \quad (4.85)$$

Приймаючи закон $V_{p13}(\tau) = D/\sqrt{\tau}$, одержимо

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot 2D, \quad (4.86)$$

де D – постійна величина.

У цьому випадку температура шліфування θ не залежить від часу обробки τ . Очевидно, у випадку менш інтенсивного зменшення $V_{\text{різ}}(\tau) = D \cdot \tau^{-n}$ (при $n > 0,5$) температура шліфування θ буде збільшуватися в часі τ , а при більшій інтенсивності ($n < 0,5$), навпаки, температура θ буде зменшуватися.

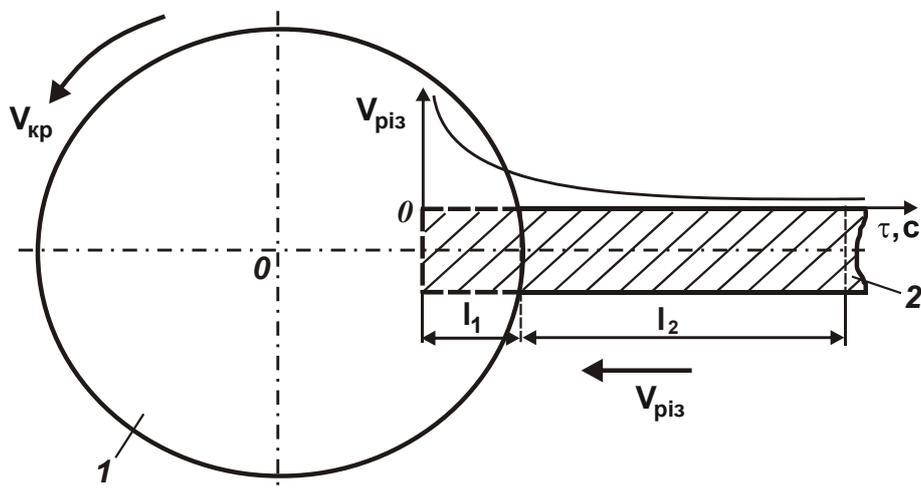


Рис. 4.23. Розрахункова схема шліфування деталі зі зменшуваною в часі швидкістю радіальної подачі

$V_{\text{різ}}, \text{мм/хв.}$

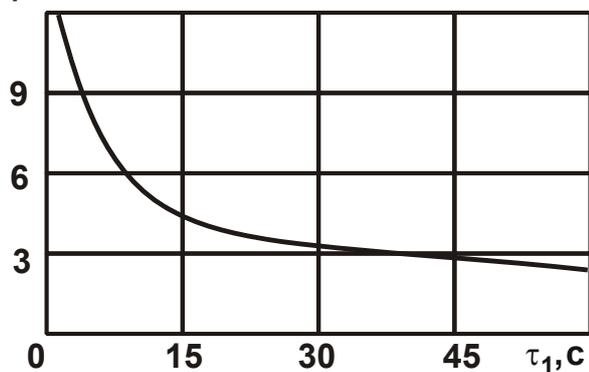


Рис. 4.24. Залежність швидкості $V_{\text{різ}}$ від τ_1

Такий же результат одержимо, аналізуючи залежність (4.1). Так, для забезпечення при шліфуванні заданої температури θ зі збільшенням часу обробки τ_1 швидкість $V_{\text{різ}}$ необхідно зменшувати за законом:

$$V_{\text{різ}} = \sqrt{\frac{A}{\tau_1}}, \quad (4.87)$$

$$\text{де } A = \left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma} \right)^2.$$

Графічно характер зміни швидкості $V_{\text{різ}}$ із часом обробки τ_1 при шліфуванні твердого сплаву ВК8 ($c = 175,9$ Дж/кг·К; $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\lambda = 50$ Вт/м·К; $\sigma = 26,7 \cdot 10^9$ Н/м²; $\theta = 1\,000$ К; $A = 9,25 \cdot 10^{-8}$ м²/с) зображе-

ний на рис. 4.24. За час τ_1 із деталі, що рухається по нормалі до круга, буде знято шар матеріалу Π :

$$\Pi = \int_0^{\tau_1} V_{\text{різ}} \cdot d\tau_1. \quad (4.88)$$

З урахуванням залежності (4.87) величина Π остаточно виразиться

$$\Pi = 2 \cdot \sqrt{A \cdot \tau_1}. \quad (4.89)$$

Час τ_1 , необхідний для знімання припуску величиною Π , дорівнює

$$\tau_1 = \frac{\Pi^2}{4 \cdot A}. \quad (4.90)$$

Зрівняємо τ_1 із часом τ при шліфуванні з постійною швидкістю:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_{\text{різ}}}. \quad (4.91)$$

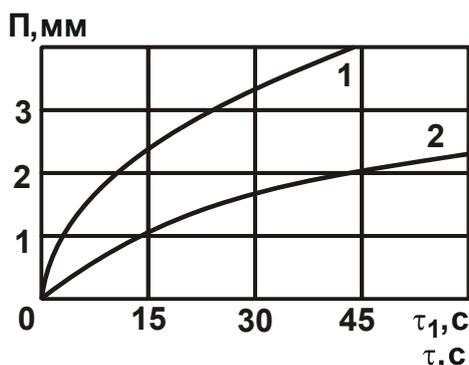


Рис. 4.25. Залежність Π від (τ_1 і τ) при шліфуванні твердого сплаву ВК8 зі змінною (1) і з постійною (2) у часі швидкістю $V_{\text{різ}}$

Швидкість $V_{\text{різ}}$ виразимо із залежності (4.6) з урахуванням $l_1 = \Pi$:

$$V_{\text{різ}} = \frac{A}{\Pi}. \quad (4.92)$$

Підставляючи залежність (4.92) в (4.91), маємо

$$\tau = \frac{\Pi^2}{A}. \quad (4.93)$$

Порівнюючи залежності (4.90) і (4.93), видно, що τ_1 менше τ в 4 рази,

тобто шліфування зі змінної в часі швидкістю $V_{різ}$ дозволяє в 4 рази збільшити продуктивність обробки при забезпеченні заданої температури θ . Характер зміни припуску Π у часі при шліфуванні твердого сплаву BK8 зі змінною й з постійною швидкістю $V_{різ}$ показаний на рис. 4.25.

У попередньому параграфі встановлено, що при шліфуванні в 2 переходи час обробки зменшується в 1,56 разів порівняно зі шліфуванням із постійною швидкістю $V_{різ}$. При шліфуванні в 3 переходи час обробки зменшується в 1,95 разів, а при шліфуванні в 4 переходи – в 2,22 рази. Отже, шліфування в 5 і більше переходів дозволить зменшити час обробки до 4 разів, тобто з погляду реалізації багатоперехідної обробки досить обмежитися трьома – чотирма переходами, тому що подальше збільшення кількості переходів викликає значні складності здійснення процесу обробки.

Забезпечити змінну в часі швидкість $V_{різ}$ можна при виходжуванні, тому визначимо характер зміни швидкості $V_{різ}$ при виходжуванні.

4.3.6. Визначення швидкості знімання припуску при виходжуванні

Рішення одержимо на основі роботи [90], представивши рівняння балансу переміщень у технологічній системі при виходжуванні у вигляді

$$y_0 = \int_0^{\tau} V_{різ}(\tau) \cdot d\tau + y, \quad (4.94)$$

де y_0 – величина початкового натягу в технологічній системі, м;

y – величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі в радіальному напрямку, м;

$V_{різ}(\tau)$ – поточна величина швидкості знімання припуску при виходжуванні, м/с.

Величину пружного переміщення y виразимо [159]:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сум}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{різ}(\tau)}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (4.95)$$

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

Q – продуктивність обробки, $\text{м}^3/\text{с}$;

c – наведена жорсткість технологічної системи в радіальному напрямку, Н/м ;

S – площа поперечного перерізу оброблюваної прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга, м^2 .

Тоді рівняння (4.94) опишеться

$$y_0 = \int_0^{\tau} V_{\text{різ}}(\tau) \cdot d\tau + \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{\text{різ}}(\tau)}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}. \quad (4.96)$$

Продиференціюємо обидві частини інтегрального рівняння по τ :

$$V_{\text{різ}}(\tau) + \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \frac{dV_{\text{різ}}(\tau)}{d\tau} = 0. \quad (4.97)$$

Звідки

$$\frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \frac{dV_{\text{різ}}(\tau)}{V_{\text{різ}}(\tau)} = -d\tau. \quad (4.98)$$

В результаті прийшли до диференціального рівняння 1-го порядку з роздільними змінними. Для його вирішення проінтегруємо обидві частини за часом τ :

$$\frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln V_{\text{різ}}(\tau) = -\tau - C_1, \quad (4.99)$$

де C_1 – постійна інтегрування, визначається з початкової умови:

$$y(\tau = 0) = y_0. \quad (4.100)$$

Перетворимо залежність (4.99):

$$V_{\text{різ}}(\tau) = e^{-(\tau+C_1) \cdot \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S}}. \quad (4.101)$$

Із залежності (4.95) випливає

$$V_{\text{різ}}(\tau) = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot y. \quad (4.102)$$

Порівнюючи залежності (4.101) і (4.102), маємо

$$\frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot y = e^{-(\tau+C_1) \cdot \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S}}. \quad (4.103)$$

Підкоримо залежність (4.103) початковій умові (4.100):

$$\frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot y_0 = e^{-C_1 \cdot \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S}}. \quad (4.104)$$

Отримана залежність для визначення C_1 . Представимо (4.101) у вигляді

$$V_{\text{різ}}(\tau) = e^{-\tau \cdot \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S}} \cdot e^{-C_1 \cdot \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S}}. \quad (4.105)$$

З урахуванням залежності (4.104) залежність (4.105) опишеться

$$V_{\text{різ}}(\tau) = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot y_0 \cdot e^{-\frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot \tau} \quad \text{або} \quad V_{\text{різ}}(\tau) = V_{\text{різ0}} \cdot e^{-\frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot \tau}, \quad (4.106)$$

$$\text{де } V_{\text{різ0}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S} \cdot y_0.$$

Як видно, із часом обробки τ швидкість $V_{\text{різ}}(\tau)$ безупинно зменшується, причому тим інтенсивніше, чим більше параметри c , $K_{\text{ш}}$, $V_{\text{кр}}$ й

менше σ , S . Розрахунками встановлено (рис. 4.26), що при $\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S} = 0,057 \text{ с}^{-1}$ і $V_{різ0} = 12,9 \text{ мм/хв.}$ швидкість $V_{різ}(\tau)$ за 30 с обробки зменшується в таку ж кількість разів (5,5 разів), як і швидкість $V_{різ}$, графічно зображена на рис. 4.24.

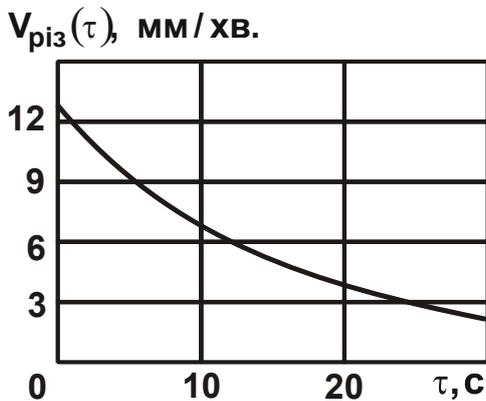


Рис. 4.26. Залежність швидкості $V_{різ}(\tau)$ від часу обробки τ

Таким чином доведено, що швидкість знімання припуску при виходжуванні $V_{різ}(\tau)$ у часі зменшується, а це дозволяє реалізувати умову сталості температури шліфування відповідно до залежності (4.1). З цього випливає, що схема виходжування є найбільш продуктивною з точки зору забезпечення сталості в часі температури шліфування. Основний недолік цієї схеми полягає в обмеженості величини початкового натягу в технологічній системі. Тому при зніманні відносно великих припусків

необхідно обробку виконувати в кілька етапів, періодично створюючи натяг y_0 у системі й забезпечуючи при цьому повне знімання оброблюваного матеріалу, який підводиться в зону різання (рис. 4.27).

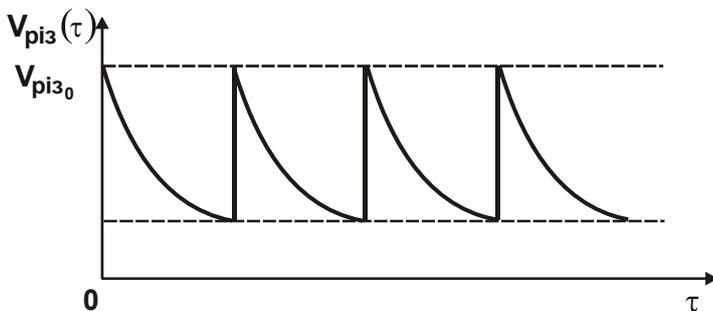


Рис. 4.27. Характер зміни швидкості $V_{різ}(\tau)$ із часом обробки τ

Ця схема шліфування буде забезпечувати необхідну точність і шорсткість обробки, тому що наприкінці етапу швидкість $V_{різ}(\tau) \rightarrow 0$ і $y \rightarrow 0$. Тому вона є найбільш продуктивною як по забезпеченню заданої температури, так і

точності й шорсткості обробки. Цю схему шліфування необхідно застосовувати у всіх випадках, коли важко домогтися повного охолодження деталі між переходами.

Розділ 5

Теоретичний аналіз умов підвищення ефективності плоского шліфування на основі температурного критерію

5.1. Обґрунтування й вибір оптимальних умов шліфування на основі температурного критерію

5.1.1. Визначення температури при шліфуванні деталі, що рухається по дотичній до робочої поверхні круга

У п. 4.3.1 показано, що якщо забезпечити повне охолодження деталі між переходами, то можна, відповідно до залежності (4.29), фактично необмежено зменшити основний час обробки τ_{\min} за рахунок збільшення кількості переходів n . Тому це вирішення слід розглядати оптимальним, що становить великий науковий і практичний інтерес.

Із залежності (4.30) випливає, що зі збільшенням кількості переходів n швидкість $V_{\text{різ}}$ необмежено збільшується. При цьому величина припуску, що знімається на кожному переході Π/n , істотно зменшується. Для виконання цієї умови необхідно забезпечити значну швидкість $V_{\text{різ}}$ за короткий проміжок часу. Технічно це реалізувати досить складно. Простіше виконати цю умову, змінивши

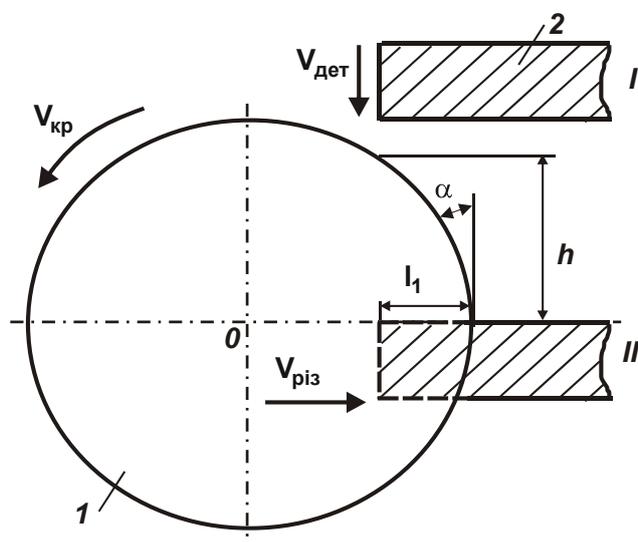


Рис. 5.1. Розрахункова схема процесу шліфування деталі, що рухається по дотичній до робочої поверхні круга

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

схему шліфування й повідомивши рух нескінченно тонкій деталі не по нормалі до круга (рис. 4.1), а по дотичній до робочої поверхні круга зі швидкістю $V_{\text{дет}}$ (рис. 5.1), тобто переміщуючи деталь зі становища I у становище II [43].

У цьому випадку в період часу, який необхідний для охолодження деталі між двома переходами, можна здійснити обробку цілого пакета деталей (рис. 5.2), що істотно підвищить продуктивність обробки. У результаті приходимо до традиційної схеми плоского шліфування, розглядаючи замість окремих “деталей” елементарні нескінченно тонкі адіабатичні стержні [172], якими умовно можна представити припуск і які при шліфуванні перерізуються зі швидкістю $V_{різ}$.

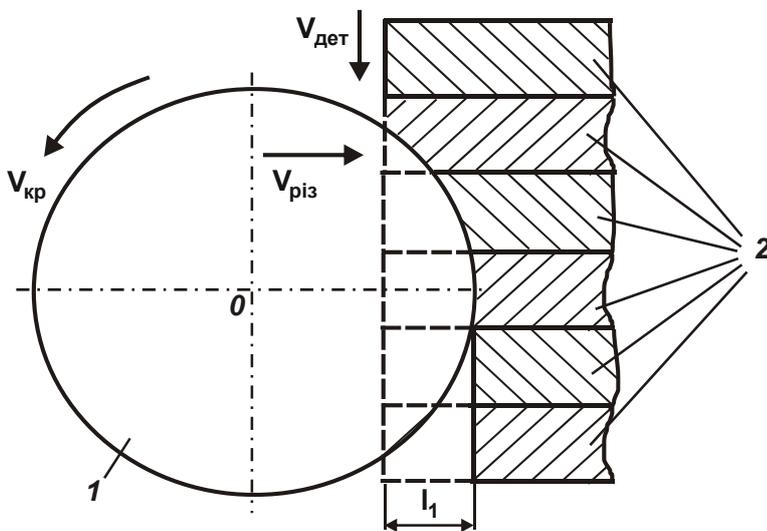


Рис. 5.2. Схема процесу шліфування пакета прямолінійних деталей, що рухаються по дотичній до робочої поверхні круга

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталі.

При шліфуванні за цією схемою (див. рис. 5.1) знімання припуску величиною l_1 відбудеться за час переміщення деталі на довжину h :

$$\tau = \frac{h}{V_{дет}}, \quad (5.1)$$

де h – довжина дуги контакту круга з деталлю, м.

Швидкість $V_{різ}$ рівна

$$V_{різ} = \frac{l_1}{\tau} = V_{дет} \cdot \frac{l_1}{h} = V_{дет} \cdot \operatorname{tg}\alpha, \quad (5.2)$$

де $\operatorname{tg}\alpha = l_1/h$;

α – кут врізання круга в оброблювану деталь.

У цій схемі шліфування швидкість $V_{дет}$ визначає продуктивність обробки, тоді як за вище розглянутою схемою шліфування деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга (див. рис. 4.1), продуктивність обробки визначалася швидкістю $V_{різ}$. З цього випливає, що при за-

даній швидкості $V_{дет}$, тобто заданій продуктивності обробки Q , можна істотно зменшити швидкість $V_{різ}$, а отже, і температуру шліфування θ , яка визначається залежністю (4.6), за рахунок зменшення кута α . Основним шляхом зменшення кута α необхідно розглядати перехід від шліфування кругом прямого профілю (форми 1A1) до шліфування торцем круга. Найменше значення $\alpha \rightarrow 0$ досягається при шліфуванні торцем круга, у якого відсутній забірний конус, що утворюється у зв'язку зі зношуванням круга. Підставимо залежність (5.2) в (4.6):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{дет} \cdot l_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (5.3)$$

Застосовуючи шліфування торцем круга й зменшуючи кут $\alpha \rightarrow 0$, можна знизити температуру шліфування θ . З урахуванням $V_{дет} \cdot l_1 = Q/B$ (де B – ширина шліфування, м), залежність (5.3) зміниться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot Q}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot B}}. \quad (5.4)$$

Як впливає із залежності (5.4), домогтися зменшення температури шліфування θ при заданій продуктивності обробки Q за рахунок зміни параметрів режиму шліфування не можна. Зменшити θ в цьому плані можна лише зменшенням продуктивності обробки Q . Разом з тим, необхідно враховувати те, що за умови $\alpha \rightarrow 0$ глибина шліфування $t = l_1$ повинна бути порівняна з максимальною висотою виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга. Інакше круг буде інтенсивно зношуватися, і на його робочій поверхні буде утворюватися забірний конус, що приведе до збільшення кута α і відповідно температури θ . З цього погляду для підтримки заданої продуктивності обробки Q глибину шліфування t необхідно зменшувати, а швидкість деталі $V_{дет}$ збільшувати, виконуючи багатопрохідне шліфування. Зменшення кута α , виходячи із залежності $\operatorname{tg} \alpha = t/h$, припускає збільшення h . Однак при цьому слід враховувати той факт, що збільшення h викликає підвищення інтенсивності тертя в зоні різання, а це призводить до збільшення умовної напруги різання σ

й, відповідно до залежності (4.6), температури шліфування θ . Тому необхідно мінімізувати температуру шліфування θ по параметру h , знижуючи інтенсивність тертя в зоні різання.

5.1.2. Умови зменшення температури при плоскому шліфуванні

Розглянемо закономірності зміни функції $\text{tg}\alpha = t/h$ при плоскому шліфуванні кругом форми 1A1 (див. рис. 1.2б), де припуск представлений пакетом адіабатичних стержнів, які перерізуються кругом діаметром $D_{\text{кр}}$ зі швидкістю $V_{\text{різ}}$. Параметри h й $\text{tg}\alpha$ у цьому випадку визначаються

$$h = \sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}} ; \quad (5.5)$$

$$\text{tg}\alpha = \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} . \quad (5.6)$$

Як видно, функція $\text{tg}\alpha$ тим менше, чим менше глибина шліфування t й більше діаметр круга $D_{\text{кр}}$. Підставимо залежність (5.6) в (5.4):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{Q}{B} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} . \quad (5.7)$$

На відміну від залежності (5.4), у залежність (5.7) поряд із продуктивністю обробки Q входить глибина шліфування t . З її збільшенням температура шліфування θ збільшується. Отже, при плоскому шліфуванні кругом форми 1A1 для зменшення температури шліфування θ ефективно використовувати схему багатопрохідного шліфування, встановлюючи швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ максимально можливою для цього верстата, а глибину шліфування t вибираючи зі співвідношення $t = Q / (B \cdot V_{\text{дет}})$ для заданої продуктивності обробки Q .

Необхідно відзначити, що якщо при шліфуванні торцем круга параметр h задається конструктивно рівним ширині робочої поверхні круга, то при шліфуванні кругом форми 1A1 він визначається із залежності

(5.5), у яку входить глибина шліфування t . Отже, у першому випадку параметр h може бути значно більше, ніж у другому випадку, а це створює передумови зменшення кута α й відповідно температури шліфування θ , тобто переважніше шліфування здійснювати торцем круга.

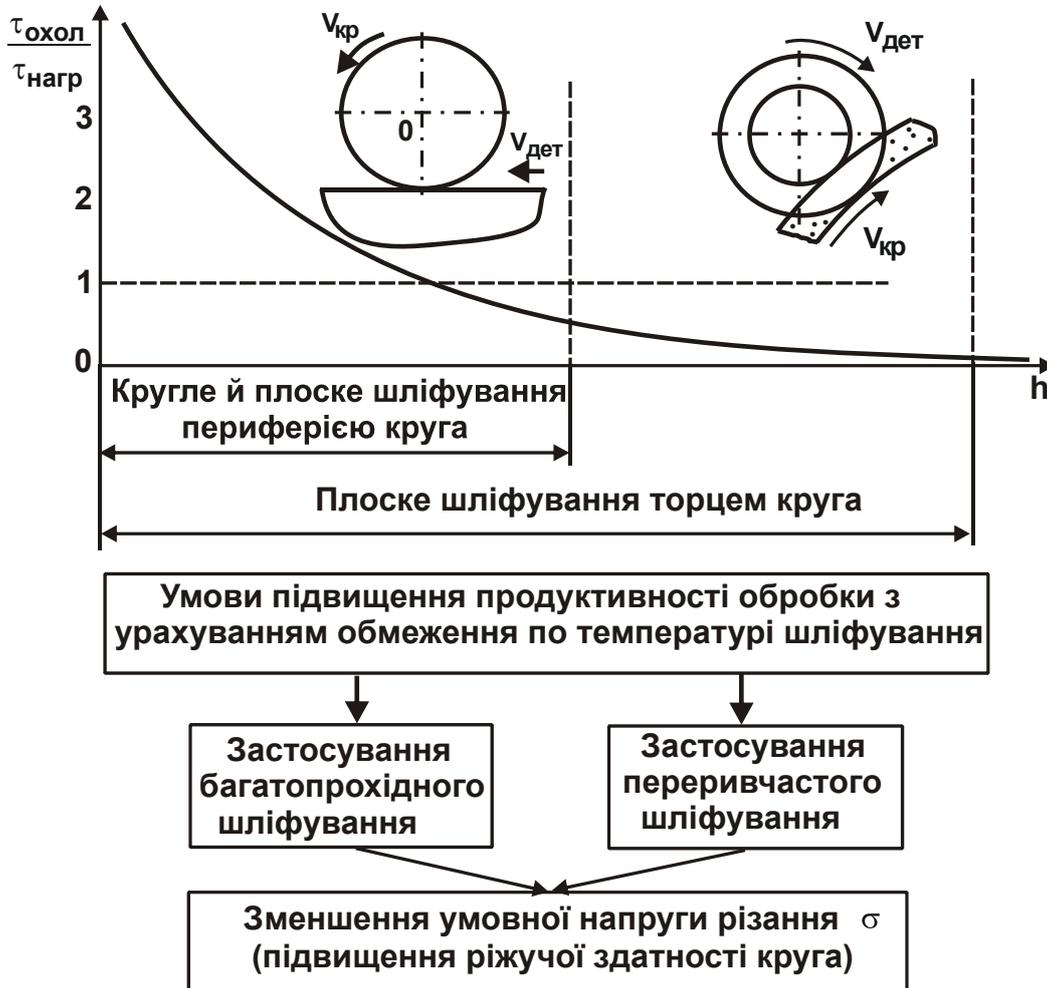


Рис. 5.3. Залежність відношення $\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$ від довжини контакту круга з оброблюваною деталлю h й структурна схема умов підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування

Зроблений висновок справедливий для однопрохідного шліфування. Для багатопрохідного шліфування, як наведено в розділі 4, з метою охолодження оброблюваної деталі між проходами необхідно витримати певне відношення параметрів $\tau_{\text{охол}}$ і $\tau_{\text{нагр}}$, яке може бути як менше, так і більше одиниці (див. рис. 4.10). Очевидно, найбільш просто реалізувати

необхідне відношення $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$ при плоскому шліфуванні периферією круга, де довжина дуги контакту круга з оброблюваною деталлю значно менше, ніж при плоскому шліфуванні торцем круга. Залежність відношення $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$ від довжини дуги контакту круга з оброблюваною деталлю і графічно показана на рис. 5.3. З цього випливає, що при плоскому шліфуванні периферією круга відношення $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$, як правило, більше необхідного й тому справедливе рішення, наведене в п. 4.3.2, відповідно до якого, зменшити основний час обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування можна за рахунок застосування багатопрохідного шліфування. При цьому ефект обробки тим вище, чим більше кількість проходів круга.

При плоскому шліфуванні торцем круга складно забезпечити необхідне відношення $\tau_{\text{охол}}/\tau_{\text{нагр}}$. Це обмежує можливості практичної реалізації теоретичного рішення, наведеного в п. 4.3.2. У цьому випадку зменшити температуру шліфування й відповідно основний час обробки можна за рахунок застосування переривчастого шліфування, що реалізує криву 2 на рис. 4.5. Безсумнівно, важливою умовою зменшення температури шліфування й основного часу обробки як при шліфуванні периферією круга, так і при шліфуванні торцем круга є зменшення умовної напруги різання σ за рахунок забезпечення високої ріжучої здатності круга. В узагальненому виді сформульовані умови подані на рис. 5.3.

5.1.3. Порівняння основного часу обробки при шліфуванні деталей, що рухаються по нормалі і по дотичній до робочої поверхні круга

Визначимо основний час знімання припуску величиною $l_1 = t$ з оброблюваної деталі (з площею поперечного перерізу $L \times B$) при її шліфуванні по двох схемах, зображених на рис. 1.2б і 4.1. При шліфуванні по першій схемі (див. рис. 4.1), тобто при шліфуванні з безперервною радіальною подачею $V_{\text{різ}}$

$$\tau_1 = \frac{t}{V_{\text{різ}}} \quad (5.8)$$

При шліфуванні по другій схемі (див. рис. 1.2б):

$$\tau_2 = \frac{L}{V_{\text{дет}}} = \frac{L}{V_{\text{різ}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} \quad (5.9)$$

або

$$\tau_2 = \frac{t}{V_{\text{різ}}} \cdot \frac{L}{\sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}} = \tau_1 \cdot \alpha_1, \quad (5.10)$$

де $\alpha_1 = \frac{L}{\sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}}$;

$\sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}$ – довжина дуги контакту круга з деталлю, м.

Як видно, при $\alpha_1 > 1$ справедливо відношення $\tau_2/\tau_1 > 1$. Це свідчить про можливість зменшення основного часу обробки при шліфуванні по першій схемі (див. рис. 4.1). При $\alpha_1 < 1$, навпаки, ефективно шліфувати деталь по другій схемі (див. рис. 1.2б). На рис. 5.4 наведені розрахункові значення безрозмірної величини α залежно від довжини L поперечного перерізу деталі для різних глибин шліфування t . Діапазон $\alpha_1 < 1$ відповідає умовам шліфування по другій схемі, а діапазон $\alpha_1 > 1$ – умовам шліфування по першій схемі.

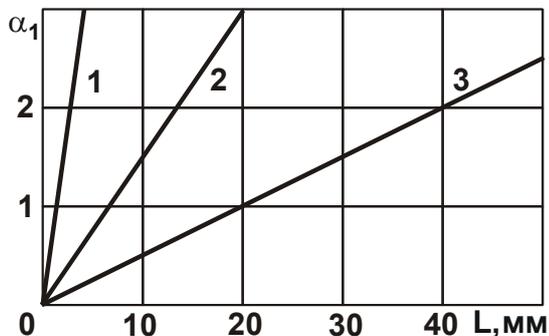


Рис. 5.4. Залежність величини α_1 від довжини деталі L

Умови обробки: 1 – $t = 0,01$ мм;
2 – $t = 0,1$ мм; 3 – $t = 1$ мм.

Застосовувати другу схему ефективно при шліфуванні деталі невеликої довжини в поперечному перерізі ($L < 20$ мм). Зі збільшенням довжини поперечного перерізу деталі доцільно використовувати першу схему. Це дозволить зменшити основний час обробки.

Необхідно відзначити, що встановлені закономірності будуть справедливими в тому випадку, якщо σ однаково для двох схем шліфування. Однак, при шліфуванні по першій схемі, коли більше площа контакту кру-

га з оброблюваним матеріалом, інтенсивність тертя в зоні шліфування буде більше. Отже, буде більше й σ , а це приведе до більшої температури шліфування θ . Тому ефективність застосування першої схеми при шліфуванні деталі в остаточному підсумку буде залежати від σ .

5.1.4. Визначення умов зменшення температури при плоскому шліфуванні торцем круга з обертовим столом верстата

На практиці набула застосування схема плоского шліфування торцем круга з обертовим столом верстата й безперервною радіальною подачею. За цією схемою здійснюється обробка плоских поверхонь циліндричних деталей (у вигляді кільця), що обертаються навколо своєї осі (рис. 5.5), а також плоских торцевих поверхонь циліндричних деталей. Температура шліфування θ визначається залежністю (5.3), розглядаючи

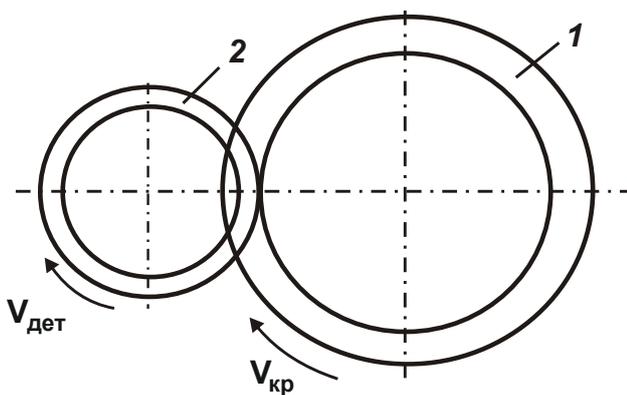


Рис. 5.5. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування циліндричної деталі, що обертається навколо своєї осі

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Підставляючи залежність (5.12) в (5.3) з урахуванням $l_1 = t$, маємо

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot V_{\text{різ}} \cdot \text{tg} \alpha}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (5.13)$$

Чим більше швидкість $V_{\text{різ}} = S_{\text{рад}}$, тим більше температура шліфування θ . На температуру θ також впливає $D_{\text{дет}}$. Для зменшення θ при

в ній параметр $l_1 = t$, з урахуванням радіальної подачі $S_{\text{рад}}$ й $V_{\text{різ}}$:

$$\tau = \frac{t}{V_{\text{різ}}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}, \quad (5.11)$$

де τ – час обертання деталі, с;
 $D_{\text{дет}}$ – діаметр деталі, м.

Із залежності (5.11) випливає

$$t = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \frac{V_{\text{різ}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (5.12)$$

шліфуванні габаритних деталей необхідно зменшувати $V_{різ} = S_{рад} \cdot$
 З огляду на те, що $\text{tg}\alpha = t/h$, залежність (5.13) після підстановки в неї
 залежності (5.12), прийме вигляд

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет}}{h}} = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{(\tau_{нагр} + \tau_{охол})^2}{\tau_{нагр}}}, \quad (5.14)$$

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

$$\frac{\pi \cdot D_{дет}}{h} = \frac{\tau}{\tau_{нагр}};$$

$$\tau = \tau_{нагр} + \tau_{охол};$$

$\tau_{нагр}$, $\tau_{охол}$ – час контакту фіксованого перетину деталі з кругом (час нагрівання) і час, при якому відсутній контакт фіксованого перетину оброблюваної деталі з кругом (час охолодження), с.

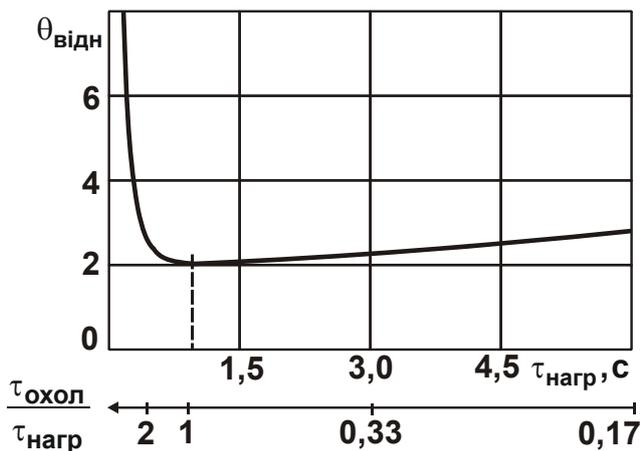


Рис. 5.6. Залежність відносної температури $\theta_{відн}$ від часу $\tau_{нагр}$

Із залежності (5.14) випливає неоднозначний зв'язок між часом $\tau_{нагр}$ і температурою θ . Для визначення екстремального значення $\tau_{нагр}$ підкоримо залежність (5.14) необхідній умові екстремуму: $\theta'_{\tau_{нагр}} = 0$. У результаті маємо $\tau_{нагр} = \tau_{охол}$. Друга похідна $\theta''_{\tau_{нагр}} > 0$, тобто має місце мінімум функції θ .

На рис. 5.6 і в табл. 5.1 зображена зміна відносної температури

$$\theta_{відн} = M \cdot \sqrt{\frac{(\tau_{нагр} + \tau_{охол})^2}{\tau_{нагр}}} \text{ від } \tau_{нагр}. \text{ Тут } M = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}.$$

У розрахунках прийнято $M = 1$; $\tau_{охол} = 1$ с. Як видно, при $\tau_{охол} / \tau_{нагр} < 1$ значення $\theta_{відн}$ змінюються в значно більших межах, чим при $\tau_{охол} / \tau_{нагр} > 1$. Таким чином встановлено, що реалізувати найменше значення θ можна за умови

$\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охол}}$ або $h = 0,5 \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}}$, тобто коли площа контакту круга з оброблюваною поверхнею дорівнює половині площі оброблюваної поверхні. Виконати цю умову можна при відносно невеликих значеннях $D_{\text{дет}}$, менших за діаметр торцевого круга.

Таблиця 5.1

Розрахункові значення відносної температури $\theta_{\text{відн}}$

$\tau_{\text{нагр}}, \text{с}$	0	0,25	0,5	1	2	3	4	5	6
$\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$	∞	4	2	1	0,5	0,33	0,25	0,2	0,17
$\theta_{\text{відн}}$	∞	3	2,12	2	2,11	2,31	2,5	2,67	2,85

Мінімум θ визначається із залежності (5.14) за умови $\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охол}}$:

$$\theta_{\text{min}} = 2 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{1}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_{\text{нагр}}} = 2 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{1}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}}$$

З наведеної залежності випливає, що зменшити θ_{min} можна збільшенням $V_{\text{дет}}$. Однак, при цьому слід враховувати те, що зі збільшенням $V_{\text{дет}}$ зменшується час $\tau_{\text{нагр}}$ і, згідно з табл. 4.6, збільшується відношення $\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}}$, при якому відбувається повне охолодження деталі. Оскільки $\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охол}}$, то $\tau_{\text{охол}} / \tau_{\text{нагр}} = 1$ й існують оптимальні значення $\tau_{\text{нагр}}$ й швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

5.1.5. Визначення оптимальних параметрів плоского шліфування за умови часткового охолодження оброблюваної деталі між проходами круга

Наведені вирішення для випадку повного охолодження оброблюваної деталі між проходами круга при плоскому шліфуванні. У випадку часткового охолодження оброблюваної деталі між проходами круга, що має місце на практиці, ефективно знімання припуску виконувати зі змінною по проходах круга швидкістю $V_{\text{різ}}$ відповідно до рішень, наведених у

п. 4.3.4. Це забезпечить збільшення продуктивності обробки при підтримці в процесі шліфування заданої температури. У цьому випадку обробку слід виконувати зі зменшеною по проходах круга швидкістю деталі й збільшеною по проходах круга глибиною шліфування. Наприклад, при зніманні припуску Π за два проходи круга відповідно до залежності (4.40) глибину шліфування на першому проході необхідно встановлювати рівною $t_1 = 0,4 \cdot \Pi$, а на другому проході – $t_2 = 0,6 \cdot \Pi$. Для визначення швидкості деталі $V_{дет}$ на кожному з проходів круга розглянемо залежність (5.2) з урахуванням (5.6) і розв'яжемо її відносно $V_{дет}$:

$$V_{дет} = V_{різ} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t}} \quad (5.15)$$

Оскільки швидкість $V_{різ}$ на двох проходах визначається залежностями (4.56): $V_{різ1} = 2,5 \cdot A / \Pi$; $V_{різ2} = 1,25 \cdot A / \Pi$, одержимо (див. рис. 5.7а):

$$V_{дет1} = V_{різ1} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t_1}} = \frac{3,95 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{дет1}}{V_{дет}} = 3,95; \quad (5.16)$$

$$V_{дет2} = V_{різ2} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t_2}} = \frac{1,61 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{дет2}}{V_{дет}} = 1,61, \quad (5.17)$$

де $V_{дет} = \frac{A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{\Pi}}$ – швидкість деталі при зніманні припуску за 1 прохід.

Як видно, швидкість $V_{дет1}$ в 2,45 рази більше, ніж швидкість $V_{дет2}$.

При зніманні припуску Π за три проходи круга: $t_1 = 0,224 \cdot \Pi$; $t_2 = 0,337 \cdot \Pi$; $t_3 = 0,439 \cdot \Pi$.

Відповідно до залежностей (4.73) швидкості $V_{різ1}$, $V_{різ2}$ і $V_{різ3}$ визначаються:

$$V_{різ1} = 4,48 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{різ2} = 2,246 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{різ3} = 1,398 \cdot \frac{A}{\Pi}, \quad (5.18)$$

тоді

$$V_{\text{дет1}} = V_{\text{різ1}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_1}} = \frac{9,465 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет1}}}{V_{\text{дет}}} = 9,465; \quad (5.19)$$

$$V_{\text{дет2}} = V_{\text{різ2}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_2}} = \frac{3,868 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет2}}}{V_{\text{дет}}} = 3,868; \quad (5.20)$$

$$V_{\text{дет3}} = V_{\text{різ3}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_3}} = \frac{2,109 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет3}}}{V_{\text{дет}}} = 2,109. \quad (5.21)$$

Швидкість деталі по проходах круга зменшується за законом, близьким до убутної геометричної прогресії зі знаменником 0,408 ... 0,545 (див. рис. 5.7б). При зніманні припуску Π за чотири проходи круга глибину шліфування на кожному із проходів слід встановлювати: $t_1 = 0,146 \cdot \Pi$; $t_2 = 0,219 \cdot \Pi$; $t_3 = 0,285 \cdot \Pi$; $t_4 = 0,35 \cdot \Pi$. Відповідно до залежностей (4.84) швидкості $V_{\text{різ1}}$, $V_{\text{різ2}}$, $V_{\text{різ3}}$ і $V_{\text{різ4}}$ визначаються

$$V_{\text{різ1}} = 6,952 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{\text{різ2}} = 3,476 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{\text{різ3}} = 2,142 \cdot \frac{A}{\Pi}; \quad V_{\text{різ4}} = 1,502 \cdot \frac{A}{\Pi}. \quad (5.22)$$

Тоді

$$V_{\text{дет1}} = V_{\text{різ1}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_1}} = \frac{18,193 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет1}}}{V_{\text{дет}}} = 18,193; \quad (5.23)$$

$$V_{\text{дет2}} = V_{\text{різ2}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_2}} = \frac{7,427 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет2}}}{V_{\text{дет}}} = 7,427; \quad (5.24)$$

$$V_{\text{дет3}} = V_{\text{різ3}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_3}} = \frac{4,011 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет3}}}{V_{\text{дет}}} = 4,011; \quad (5.25)$$

$$V_{\text{дет4}} = V_{\text{різ4}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t_4}} = \frac{2,538 \cdot A}{\Pi} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{\Pi}} \quad \text{або} \quad \frac{V_{\text{дет4}}}{V_{\text{дет}}} = 2,538. \quad (5.26)$$

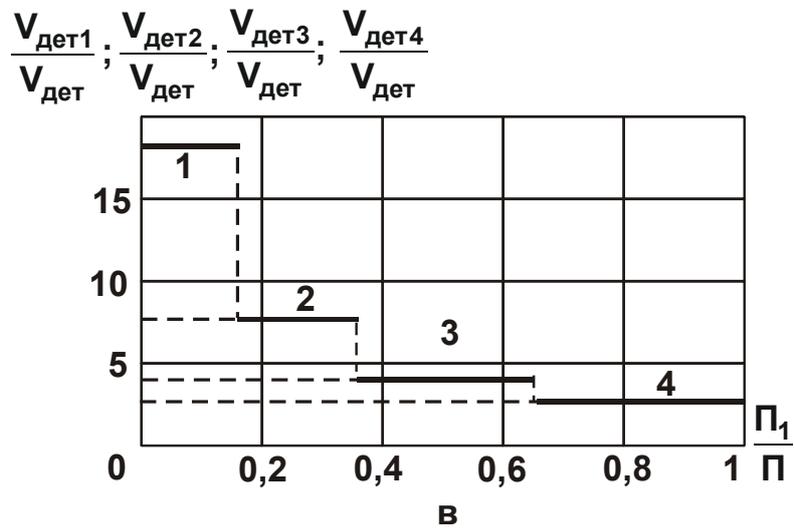
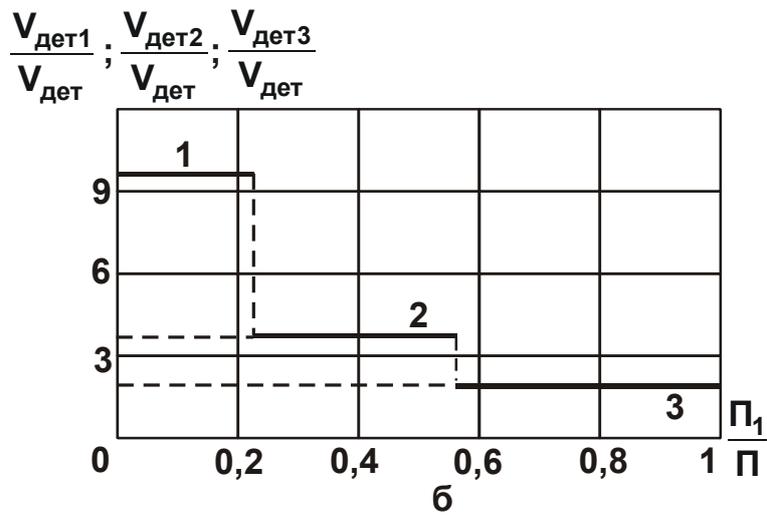
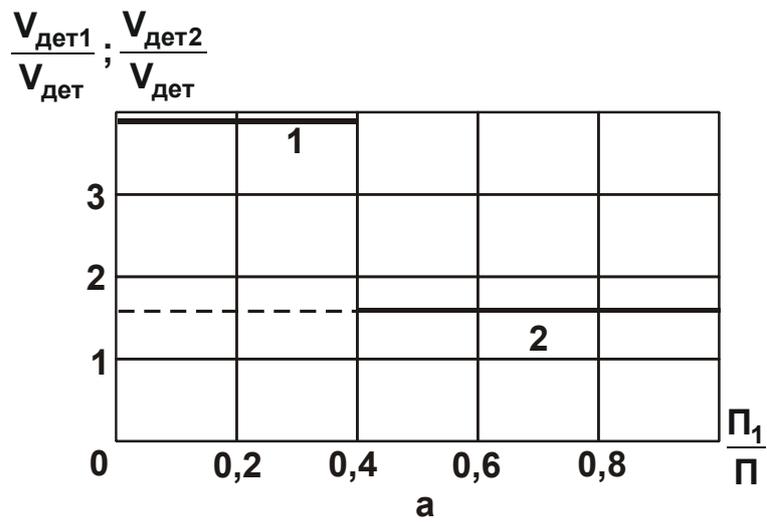


Рис. 5.7. Характер зміни швидкості деталі по проходах круга при зніманні припуску за два (а), три (б) і чотири (в) проходи

Швидкість деталі з кожним наступним проходом круга зменшується за законом, близьким до убутної геометричної прогресії зі знаменником 0,408 ... 0,632 (див. рис. 5.7в). Аналогічно можна визначити швидкість деталі при шліфуванні з більшою кількістю проходів. При цьому, як показано в п. 4.3, зі збільшенням кількості переходів (або проходів круга при плоскому шліфуванні) τ_{\min} буде зменшуватися, однак не настільки істотно як у випадку повного охолодження деталі між проходами. Тому з метою збільшення продуктивності обробки за умови забезпечення заданої температури шліфування необхідно домагатися повного охолодження оброблюваної деталі між проходами за рахунок її інтенсивного охолодження. У цьому випадку t й $V_{\text{дет}}$ по проходах слід встановлювати однаковими, збільшуючи кількість проходів і приймаючи $V_{\text{дет}}$ максимально можливою для конкретного верстата. У випадку неповного охолодження деталі між проходами, домогтися найбільшого ефекту з погляду збільшення продуктивності обробки за умови забезпечення заданої температури шліфування можна за рахунок зменшення в часі швидкості $V_{\text{різ}}$, застосовуючи, як показано в п. 4.3.5, схему виходжування. Ці рішення справедливі для операцій плоского й круглого урізного й поздовжнього шліфування.

5.2. Умови зменшення температури при глибинному шліфуванні

5.2.1. Розрахунок і аналіз температури при глибинному шліфуванні

У п. 4.3.5 доведена можливість зменшення τ при шліфуванні прямолінійного зразка, що рухається по нормалі до круга зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{\text{різ}}$. Одним зі шляхів реалізації цієї схеми може бути глибинне шліфування периферією круга, що забезпечує за рахунок криволінійності контакту круга з адіабатичним стержнем (див. рис. 1.2б) змінність швидкості $V_{\text{різ}}$. Розглянемо розрахункову схему плоского глибинного шліфування периферією круга (рис. 5.8 [45; 96; 104]). Помістимо початок координат у нижній точці контакту круга з матеріалом (точка O). Становище будь-якої точки на окружності радіуса $R_{\text{кр}}$ описується рівнянням:

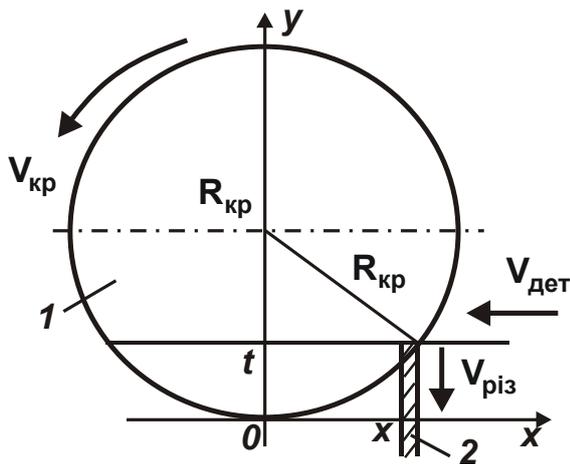


Рис. 5.8. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – адіабатичний стержень.

Припустимо, що в точці з координатами x й y починає контактувати зі шліфувальним кругом адіабатичний стержень, який переміщається у бік, протилежний осі ox , зі швидкістю $V_{дет}$. Швидкість перерізання адіабатичного стержня $V_{різ}$ дорівнює першій похідній функції y по x :

$$y'_x = \frac{x \cdot x'}{\sqrt{R_{кр}^2 - x^2}}. \quad (5.30)$$

Розглядаючи x як функцію від поточного часу τ контакту круга з адіабатичним стержнем, тобто $x = V_{дет} \cdot \tau$, маємо $x'_\tau = V_{дет}$. З урахуванням $R_{кр} \gg x$

$$V_{різ} = y'_x = \frac{V_{дет}^2 \cdot (\tau_* - \tau)}{R_{кр}}, \quad (5.31)$$

де $\tau_* = x/V_{дет}$ – час контакту круга з адіабатичним стержнем, с.

Координата початкової точки контакту круга з адіабатичним стержнем x визначається

$$x^2 + (y - R_{кр})^2 = R_{кр}^2. \quad (5.27)$$

Звідки координату точки y можна виразити через координату x :

$$y = -\sqrt{R_{кр}^2 - x^2} + R_{кр}. \quad (5.28)$$

Помножимо й розділимо праву частину (5.28) на $\sqrt{R_{кр}^2 - x^2} + R_{кр}$:

$$y = \frac{x^2}{2 \cdot R_{кр}}. \quad (5.29)$$

$$x = \sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - t)^2} \approx \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}, \quad (5.32)$$

тоді

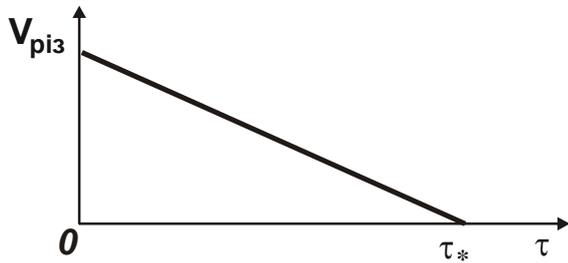


Рис. 5.9. Залежність швидкості $V_{різ}$ від поточного часу τ контакту круга з адіабатичним стержнем

$$\tau_* = \frac{x}{V_{дет}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}. \quad (5.33)$$

На рис. 5.9 графічно зображений характер зміни швидкості $V_{різ}$ від τ . Для визначення температури шліфування θ в залежності (4.8) параметр l_2 виразимо (4.10), вважаючи, що $V_{різ}$ описується (5.33):

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{дет}^2 \cdot (\tau_* - \tau)}{R_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau}. \quad (5.34)$$

Зі збільшенням часу τ швидкість $V_{різ}$ зменшується, а l_2 збільшується, тобто τ неоднозначно впливає на θ . Залежність (5.34) виразимо

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{дет}^2 \cdot \tau_* \cdot \left(1 - \frac{\tau}{\tau_*}\right)}{R_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\tau}{\tau_*} \cdot \tau_*} = \theta_* \cdot \left(1 - \frac{\tau}{\tau_*}\right) \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}; \quad (5.35)$$

$$\theta_* = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{дет}^2 \cdot \tau_*}{R_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_*}; \quad (5.36)$$

$$\frac{\theta}{\theta_*} = \left(1 - \frac{\tau}{\tau_*}\right) \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}. \quad (5.37)$$

Необхідна умова екстремуму – $(\theta/\theta_*)'_{\tau} = 0$:

$$\left(\frac{\theta}{\theta_*}\right)'_{\tau} = -\frac{1}{\tau_*} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}} + \left(1 - \frac{\tau}{\tau_*}\right) \cdot \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\tau_* \cdot \tau}} = 0. \quad (5.38)$$

Звідки екстремальне значення τ визначається

$$\tau = \frac{\tau_*}{3}. \quad (5.39)$$

Установимо знак другої похідної функції θ/θ_* в точці екстремуму:

$$\left(\frac{\theta}{\theta_*}\right)''_{\tau} = -\frac{1}{2 \cdot \tau_*} \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_* \cdot \tau}} - \frac{1}{4 \cdot \sqrt{\tau_* \cdot \tau^3}} - \frac{1}{4 \cdot \tau \cdot \sqrt{\tau_* \cdot \tau}} < 0. \quad (5.40)$$

Отже, має місце максимум функції θ/θ_* , рівний 0,383 (рис. 5.10). У табл. 5.2 наведені розраховані по залежності (5.37) значення θ/θ_* .

Таблиця 5.2

Розрахункові значення θ/θ_*

τ/τ_*	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
θ/θ_*	0	0,284	0,357	0,383	0,379	0,353	0,309	0,25	0,178	0,094	0

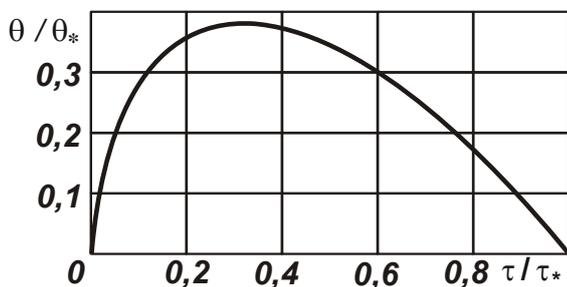


Рис. 5.10. Залежність функції θ/θ_* від τ/τ_*

З рис. 5.10 і табл. 5.2 випливає, що спочатку зі збільшенням часу τ/τ_* температура шліфування θ/θ_* (у відносних одиницях) збільшується, а потім зменшується аж до нуля. Найбільша температура досягається фактично в початковий момент перерізання адіабатичного стержня (при $\tau = \tau_*/3$). На кінцевому етапі перерізання адіабатичного стержня температура незначна. Цим пояснюється ефективність гли-

бинного шліфування, який забезпечує високу продуктивність обробки й низьку температуру.

Залежність (5.36) визначає максимальну температуру шліфування θ_* , тому що $V_{різ} = \frac{V_{дет}^2 \cdot \tau_*}{R_{кр}}$ й $I_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_*}$ приймають найбільші значення. Розглядаючи в цій залежності $V_{різ}$ постійною, а I_2 – змінною величиною, яка залежить від часу τ й змінюється в межах $0 \dots \tau_*$, маємо

$$\theta_1 = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{дет}^2 \cdot \tau_*}{R_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_* \cdot \frac{\tau}{\tau_*}} \quad \text{або} \quad \frac{\theta_1}{\theta_*} = \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}. \quad (5.41)$$

Для порівняння на рис. 5.11 наведені графіки функцій θ_1/θ_* і θ/θ_* . Як видно, при шліфуванні з постійною в часі швидкістю $V_{різ}$ температура шліфування θ_1/θ_* безупинно збільшується із часом обробки, а при шліфуванні зі змінною швидкістю $V_{різ}$ – змінюється по екстремальній залежності (функція θ/θ_*), проходячи точку максимуму. Отже, завдяки реалізації змінної (зменшуваної в часі) швидкості $V_{різ}$ температура шліфування θ/θ_* менше температури θ_1/θ_* приблизно в 3 рази. Причому, максимум температури шліфування θ/θ_* досягається фактично в початковий момент шліфування, тоді як найбільше значення температури θ_1/θ_* досягається на кінцевому етапі шліфування. Це свідчить про те, що при шліфуванні зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{різ}$ нагріванню піддається головним чином припуск, що знімається, а поверхневий шар оброблюваної деталі нагрівається меншою мірою, тоді як при шліфуванні з постійною в часі швидкістю $V_{різ}$ нагрівається в основному поверхневий шар оброблюваної деталі (рис. 5.12а). Очевидно, у першому випадку основна частина тепла буде йти в стружки, а в оброблювану

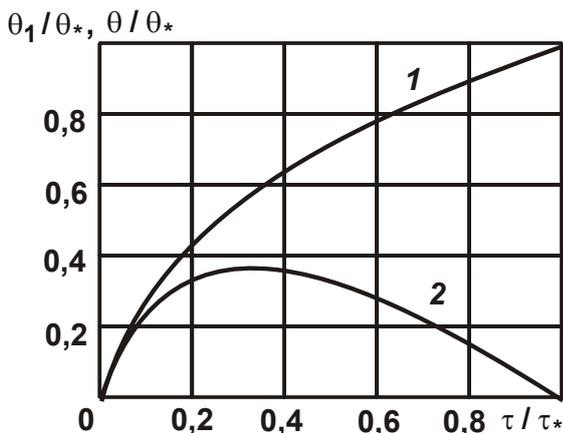


Рис. 5.11. Залежності θ_1/θ_* (1) і θ/θ_* (2) від τ/τ_*

температури θ_1/θ_* досягається на кінцевому етапі шліфування. Це свідчить про те, що при шліфуванні зі зменшуваною в часі швидкістю $V_{різ}$ нагріванню піддається головним чином припуск, що знімається, а поверхневий шар оброблюваної деталі нагрівається меншою мірою, тоді як при шліфуванні з постійною в часі швидкістю $V_{різ}$ нагрівається в основному поверхневий шар оброблюваної деталі (рис. 5.12а). Очевидно, у першому випадку основна частина тепла буде йти в стружки, а в оброблювану

деталь буде йти менше тепла, що знизить імовірність появи на оброблюваних поверхнях різного роду температурних дефектів.

Максимум θ визначається залежністю (5.34) за умови $\tau = \tau_* / 3$:

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}} \cdot \frac{2 \cdot \tau_*}{3} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\tau_*}{3}} \quad (5.42)$$

З урахуванням відношення (5.33) залежність (5.42) прийме вигляд:

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{2 \cdot V_{\text{дет}}}{3} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{3 \cdot V_{\text{дет}}}} = 0,91 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{\text{пит}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}} \quad (5.43)$$

де $Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\text{дет}}$ – питома продуктивність обробки, $\text{м}^2/\text{с}$.

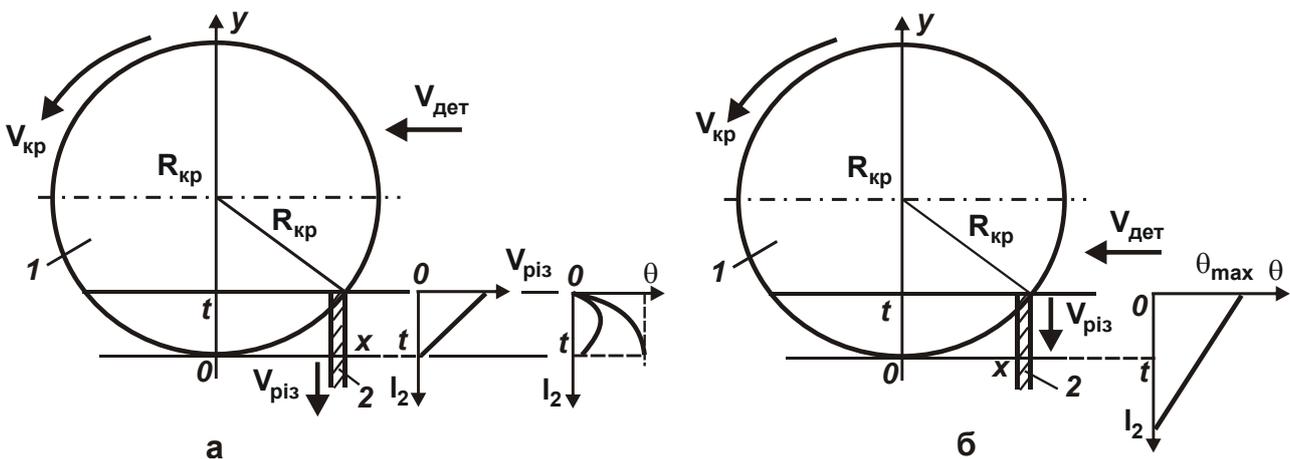


Рис. 5.12. Розрахункові схеми температури глибокого шліфування
Умовні позначення: 1 – круг; 2 – адіабатичний стержень.

Зменшити θ_{\max} можна зменшенням параметрів σ , t , $Q_{\text{пит}}$ і $V_{\text{дет}}$. Аналогічним шляхом можна зменшити й максимальну температуру θ_* , яка досягається при шліфуванні з незмінною в часі швидкістю $V_{\text{різ}}$.

5.2.2. Визначення температури поверхневого шару оброблюваної деталі при глибокому шліфуванні

Може здатися, що у зв'язку зі зменшенням швидкості $V_{\text{різ}}$ у часі (аж до нуля) температура поверхневого шару деталі повинна приймати ну-

льові значення. Однак у дійсності це не так. У момент досягнення максимуму температури (за умови $\tau = \tau^* / 3$) параметр l_2 перевищує глибину шліфування, що приводить до нагрівання поверхневого шару деталі. У цей момент температура поверхневого шару деталі досягне свого максимуму, після чого буде зменшуватися до нуля. У зв'язку з цим установимо температуру θ шліфування зі змінною в часі швидкістю $V_{\text{різ}}$ на рівні $y = 0$ (див. рис. 5.12б), тобто на рівні обробленої поверхні. Для цього розглянемо відношення:

$$\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} = \frac{(l_2 - t)}{l_2}. \quad (5.44)$$

Тут l_2 виражається залежністю (4.10) за умови $\tau = \tau^* / 3$. Тоді

$$\begin{aligned} \theta &= \theta_{\text{max}} \cdot \frac{(l_2 - t)}{l_2} = \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot t \cdot t \cdot V_{\text{дет}} - \sqrt{t} \cdot t \cdot V_{\text{дет}}} \right) = \\ &= \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot t \cdot Q_{\text{пит}} - \sqrt{t} \cdot Q_{\text{пит}}} \right). \end{aligned} \quad (5.45)$$

На температуру шліфування θ неоднозначно впливають глибина шліфування t , швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ й питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$. Зі збільшенням цих параметрів перший доданок (5.45) збільшується, а другий – зменшується, тобто температура шліфування θ проходить точку екстремуму. Тому проведемо дослідження функції θ на екстремум залежно від змінної $U = Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{t}$. Залежність (5.45) представимо:

$$\theta = \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot U - U} \right). \quad (5.46)$$

Підкоримо функцію θ необхідній умові екстремуму:

$$\theta'_U = \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \frac{1}{2 \cdot \sqrt{U}} - 1 \right) = 0, \quad (5.47)$$

звідки

$$U = \frac{0,94 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}}{4 \cdot c \cdot \rho} \quad (5.48)$$

Стосовно шліфування сталі ШХ15 ($a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$) кругом з радіусом $R_{кр} = 0,3 \text{ м}$ екстремальне значення $U = 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$. Визначимо другу похідну функції θ в точці екстремуму:

$$\theta''_U = \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}} \cdot \left(-\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \sqrt{R_{кр}} \cdot \frac{1}{4 \cdot U^{3/2}} \right) < 0. \quad (5.49)$$

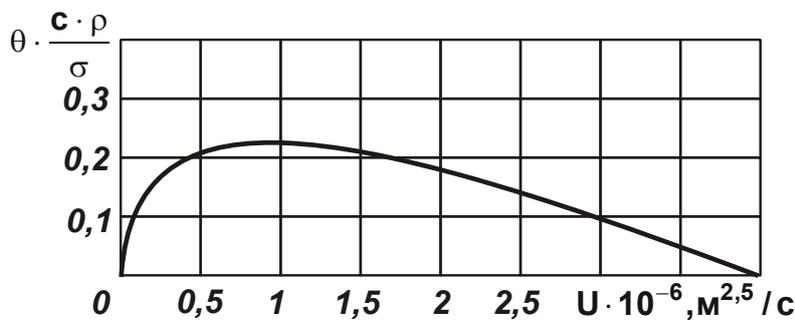


Рис. 5.13. Зміна функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від U

Отже, має місце максимум функції θ :

$$\theta_{\max} = 0,22 \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \quad (5.50)$$

На рис. 5.13 і в табл. 5.3 наведені розраховані по залежності (5.59) з урахуванням залежності (5.50) значення функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$. Як видно, зі збільшенням U функція $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ спочатку зростає до максимального значення, потім зменшується до нуля. Максимум функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ досягається при $U = 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$. Для істотного зменшення температури шліфування θ необхідно виконати одну з умов: $U \rightarrow 0$ або $U \rightarrow 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$.

Таблиця 5.3

Розрахункові значення функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ для різних значень U стосовно до шліфування сталі ШХ15 кругом з радіусом $R_{кр} = 0,3 \text{ м}$

$U \cdot 10^{-6}, \text{ м}^{2,5} / \text{с}$	0	0,01	0,1	0,5	1	2	4
$\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$	0	0,037	0,117	0,2	0,22	0,18	0

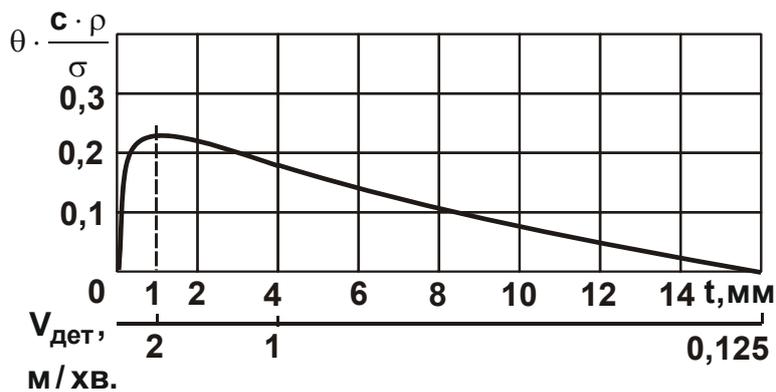


Рис. 5.14. Зміна функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від глибини шліфування t (при одночасній зміні $V_{дет}$)

Змінна U залежить від двох величин: t і $V_{дет}$. Розглядаючи їхній добуток $t \cdot V_{дет} = Q_{пит} = 2000 \text{ мм}^2/\text{хв}$ постійною величиною, на рис. 5.14 зображений характер зміни функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від глибини шліфування t й швидкості деталі $V_{дет}$ (при виконанні умови $V_{дет} = Q_{пит} / t$). З рис. 5.14 випливає, що функція $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ при заданій питомій продуктивності обробки $Q_{пит}$ зі збільшенням глибини шліфування t (і одночасному зменшенні швидкості деталі $V_{дет}$) змінюється по екстремальній залежності, проходячи точку максимуму $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma = 0,22$. Значення глибини шліфування t й швидкості деталі $V_{дет}$ в точці максимуму відповідно рівні: 1 мм і 2 м/хв. Цим показано, що одну й ту ж саму температуру шліфування при однаковій питомій продуктивності обробки $Q_{уд}$ можна досягти різними шляхами: по-перше, за рахунок застосування звичайного багатопрохідного шліфування з

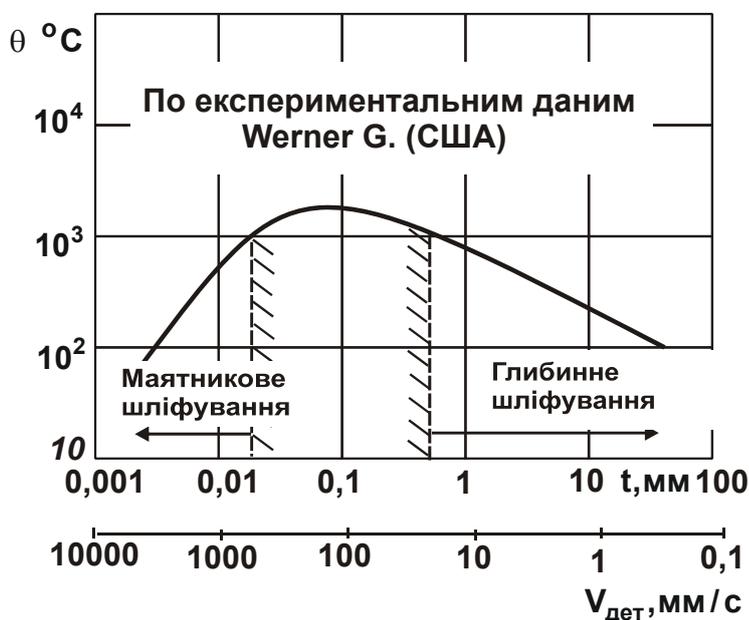


Рис. 5.15. Характеристика температури крайових зон деталі при маятниковому (багатопрохідному) і глибинному шліфуванні

зменшенні швидкості деталі $V_{дет}$) змінюється по екстремальній залежності, проходячи точку максимуму $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma = 0,22$. Значення глибини шліфування t й швидкості деталі $V_{дет}$ в точці максимуму відповідно рівні: 1 мм і 2 м/хв. Цим показано, що одну й ту ж саму температуру шліфування при однаковій питомій продуктивності обробки $Q_{уд}$ можна досягти різними шляхами: по-перше, за рахунок застосування звичайного багатопрохідного шліфування з

невеликою глибиною шліфування t (реалізація лівої гілки залежності). По-друге, за рахунок застосування глибинного шліфування із глибиною

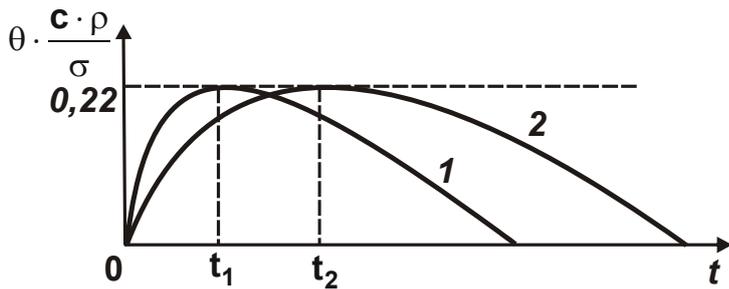


Рис. 5.16. Зміна функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від глибини шліфування t для різних значень $Q_{\text{пит}}$ ($Q_{\text{пит}1} > Q_{\text{пит}2}$)

шліфування до $t = 16$ мм (реалізація правої гілки залежності). Отримане теоретичне рішення підтверджується відомими експериментальними даними [178] (рис. 5.15), згідно з якими зі збільшенням глибини шліфування (при однаковій продуктивності обробки) температура шліфування зміню-

ється по екстремальній залежності, проходячи точку максимуму.

Необхідно відзначити, що зі збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ екстремум функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ зміщується в область менших значень глибини шліфування t , а максимальне значення функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ залишається незмінним, рівним 0,22 (рис. 5.16). На рис. 5.17 і в табл. 5.4 показаний характер зміни питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = U / \sqrt{t}$ і швидкості деталі $V_{\text{дет}} = Q_{\text{пит}} / t$ залежно від глибини шліфування t в точках максимуму температури шліфування.

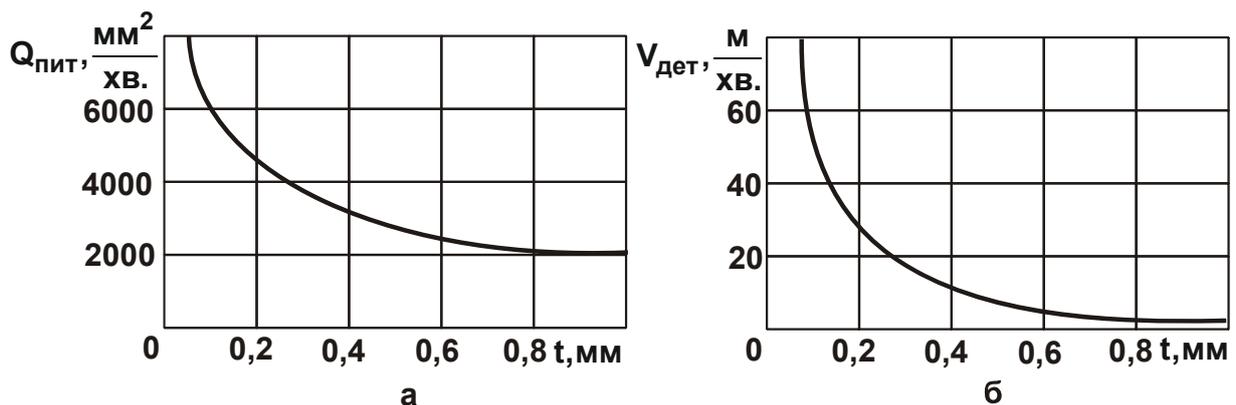


Рис. 5.17. Залежність питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ (а) і швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ (б) від глибини шліфування t

Як видно, зі зменшенням глибини шліфування t , тобто з переходом в область багатопрхідного шліфування питома продуктивність обробки

$Q_{\text{пит}}$ й швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ збільшуються. Це свідчить про те, що максимальна температура зі зменшенням глибини шліфування t досягається при більшій питомій продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$.

Таблиця 5.4

Розрахункові значення $Q_{\text{пит}}$ й $V_{\text{дет}}$

t , мм	0	0,05	0,1	0,5	1
$Q_{\text{пит}}$, мм ² /хв.	0	8480	6000	2680	2000
$V_{\text{дет}}$, м/хв.	–	170	60	5,4	2

Таким чином, багатопрохідне шліфування порівняно із глибинним шліфуванням має більші технологічні можливості в плані підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі. Очевидно, цим можна пояснити більш широке застосування на практиці багатопрохідного шліфування порівняно із глибинним шліфуванням. У той же час із рис. 5.14 випливає, що, реалізуючи праву гілку залежності температури від глибини шліфування t , можна зменшити температуру при високій продуктивності обробки в умовах глибинного шліфування.

5.2.3. Обґрунтування умов істотного зменшення температури поверхневого шару оброблюваної деталі при глибинному шліфуванні

Для виявлення умов зменшення температури поверхневого шару деталі при глибинному шліфуванні звернемося до залежності (5.45). Як видно, зменшити температуру шліфування θ можна за рахунок виконання умови $(l_2 - t) \rightarrow 0$. Параметр l_2 , який визначається залежністю (4.10), при $\tau = \tau^* / 3$ приймає вигляд

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{3 \cdot V_{\text{дет}}}}, \quad (5.51)$$

тоді

$$(l_2 - t) = \left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{3 \cdot V_{дет}} - t} \right). \quad (5.52)$$

Зменшити величину $(l_2 - t)$ можна зменшенням першого доданка або збільшенням другого доданка. У першому випадку необхідно зменшити параметр l_2 за рахунок істотного збільшення швидкості деталі $V_{дет}$, а в другому випадку – збільшити глибину шліфування t . Перший випадок припускає застосування багатопрохідного шліфування й реалізацію лівої гілки залежності температури від глибини t (див. рис. 5.14). Другий випадок припускає застосування глибинного шліфування й реалізацію правої гілки залежності температури від t (див. рис. 5.14).

Таблица 5.5

Розрахункові значення функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$

$V_{дет}, \text{ м/хв.}$	0,02	0,1	0,2	0,5	1	2	4	6	8
$\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$	0,039	0,087	0,116	0,176	0,2	0,22	0,18	0,1	0

Отримане рішення дозволяє встановити характер зміни функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від швидкості деталі $V_{дет}$ й глибини шліфування t . Розглядаючи



Рис. 5.18. Зміна функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ від швидкості деталі $V_{дет}$

чи змінну U у вигляді $U = V_{дет} \cdot t^{1,5}$ і приймаючи глибину шліфування t постійною величиною, рівною $t = 1$ мм, у табл. 5.5 і на рис. 5.18 наведені розраховані по залежності (5.45) значення функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ для різних значень $V_{дет}$. Як

видно, ту саму температуру можна досягти при шліфуванні з відносно великою й досить малою швидкістю деталі $V_{дет}$. Установлена закономірність узгоджується з відповідними експериментальними даними, наведе-

ними в роботі [178] (див. рис. 5.15). Найменша температура досягається за умови $(l_2 - t) \leq 0$. Підкоряючи цій умові залежність (5.52), маємо

$$V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5} \geq \frac{0,94 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}{c \cdot \rho} = 4 \cdot U_{\text{екстр}}, \quad (5.53)$$

де $U_{\text{екстр}}$ – екстремальне значення U , яке визначається (5.48).

Як видно, значення U , при якому виконується умова $(l_2 - t) \leq 0$, більше $U_{\text{екстр}}$ у 4 рази. Це узгоджується з даними, наведеними в табл. 5.3.

З огляду на те, що $U = Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{t} = V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5}$, у табл. 5.6 наведені значення $Q_{\text{пит}}$ й $V_{\text{дет}}$ для різних значень глибини шліфування t за умови $(l_2 - t) = 0$, тобто для $U = 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$. Ці дані відрізняються від аналогічних даних (табл. 5.4) у 4 рази й приймають більші значення, які важко реалізувати на практиці. Наприклад, при круглому зовнішньому глибинному шліфуванні твердосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках ($t = 0,1 \dots 1 \text{ мм}$; $V_{\text{дет}} = 1 \dots 6 \text{ м/хв.}$) була досягнута $Q_{\text{пит}} = 1 \text{ 000 мм}^2/\text{хв.}$ [106; 161]. При шліфуванні пазів з $t = 2 \text{ мм}$ – $Q_{\text{пит}} = 5 \text{ 000 мм}^2/\text{хв.}$ [145]. Отже, лише при глибинному шліфуванні з великою глибиною різання (10 мм і більше) можна реалізувати умову $(l_2 - t) = 0$, яка забезпечує зниження температури шліфування.

Таблиця 5.6

Розрахункові значення $Q_{\text{пит}}$ й $V_{\text{дет}}$

t , мм	0,05	0,1	0,5	1	5	10
$Q_{\text{пит}}$, мм ² /хв.	33920	24000	10720	8000	3578	2530
$V_{\text{дет}}$, м/хв.	680	240	21,6	8	0,36	0,25

Визначимо l_2 у точці максимуму функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ (див. рис. 5.13). Для цього підставимо $V_{\text{дет}} \cdot t^{1,5} = 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$ (при $Q_{\text{пит}} = 2 \text{ 000 мм}^2/\text{хв.}$; $\lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$ і $R_{\text{кр}} = 0,3 \text{ м}$) у залежність (5.51):

$$l_2 = \sqrt{\frac{U_{\text{екстр}}}{U}} \cdot 2 \cdot t . \quad (5.54)$$

У результаті встановлено, що в точці максимуму функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$, тобто за умови $U = U_{\text{екстр}}$ відношення $l_2/t = 2$ (табл. 5.7, рис. 5.19). Відповідно, температура θ , яка визначається залежністю (5.44), менше θ_{max} в 2 рази.

Таблиця 5.7

Розрахункові значення l_2/t і l_2

$U \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$	0,1	0,5	1	2	4
t, мм	0,01	0,25	1	4	16
l_2/t	6,32	2,83	2	1,41	1
l_2 , мм	0,063	0,71	2	5,64	16

Як впливає з табл. 5.7, зі зменшенням змінної U відношення l_2/t збільшується, а l_2 зменшується. На основі аналізу можна сформулювати шляхи зменшення температури шліфування (див. рис. 5.13). Вони полягають у реалізації лівої й правої гілок залежності $\theta \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma} - U$ (при зміні

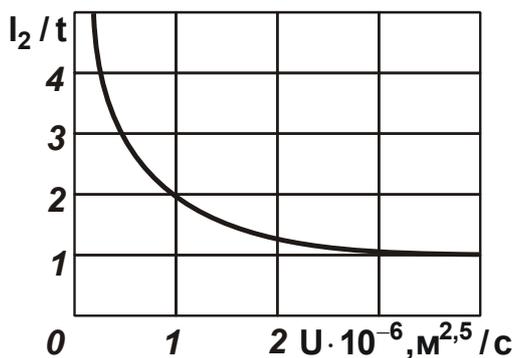


Рис. 5.19. Залежність l_2/t від змінної U

$U < 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$ і $10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с} < U < 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$). Але найбільший ефект досягається при $U \geq 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$. Однак він можливий при шліфуванні з великими глибинами різання: при вишліфуванні пазів і канавок, розрізці заготовок на частини абразивним відрізним кругом тощо з глибиною різання до 10 мм і більше. Це підтверджується прикладами глибинного шліфування [15; 145; 174]. Як вже відзначалося, у цих роботах ефективність застосування глибинного

шліфування з погляду зменшення температури обґрунтована лише експериментально. Нами ж аналітично обґрунтовані умови зменшення тем-

ператури у всьому можливому діапазоні зміни глибини шліфування, що відкриває нові перспективи високоякісної обробки при шліфуванні.

Таблиця 5.8

Розрахункові значення функції $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ для $R_{кр} = 0,15$ м

$U \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$	0	0,08	0,38	0,76	1,52	3,04
$\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$	0	0,12	0,2	0,22	0,18	0

Із залежності (5.48) випливає, що на екстремальне значення $U = Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{t}$ й відповідно питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ впливає радіус круга $R_{кр}$. Вище подана кількісна оцінка основних параметрів шліфування для $R_{кр} = 0,3$ м. Зробимо також оцінку основних параметрів шліфування для $R_{кр} = 0,15$ м. У цьому випадку, відповідно до залежності (5.48), екстремальне значення $U = 0,76 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$; а $\theta_{\text{max}} = 0,22 \cdot \sigma / c \cdot \rho$ (табл. 5.8). У точці екстремуму $U = 0,76 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{2,5}/\text{с}$ при $t = 1$ мм питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = 1\,520 \text{ мм}^2/\text{хв.}$, а $V_{\text{дет}} = 1,52 \text{ м}/\text{хв.}$ Ці значення менше значень $Q_{\text{пит}}$ і $V_{\text{дет}}$ при $R_{кр} = 0,3$ м.

5.3. Аналіз отриманих теоретичних рішень та їхня експериментальна оцінка

На основі проведених досліджень можна сформулювати умови зменшення основного часу обробки τ з урахуванням обмеження по температурі шліфування. Як зображено на рис. 4.6, за рахунок періодичного переривання процесу шліфування (виконуючи багатоперехідну обробку) можна істотно зменшити параметр l_1 при одночасному збільшенні швидкості $V_{\text{різ}}$, яка визначає продуктивність обробки. Отже, на основі зменшення $V_{\text{різ}} \cdot l_1$, згідно із залежністю (4.6), з'являється можливість збільшення продуктивності обробки без збільшення температури шліфування θ . У зв'язку з цим, у п. 4.3 був проведений аналіз основного часу обробки τ із урахуванням повного й часткового охолодження деталі між перехо-

дами. У результаті встановлено, що в першому випадку швидкість $V_{різ}$ збільшується пропорційно кількості переходів n . Однак при цьому необхідно забезпечити повне охолодження оброблюваної деталі між переходами. При шліфуванні за схемою, коли деталь рухається по нормалі до робочої поверхні круга (див. рис. 4.1), виконати цю умову без зменшення продуктивності обробки складно. Її можна виконати при шліфуванні деталі за схемою, коли вона рухається по дотичній до круга, застосовуючи при цьому пакетну обробку зразків з метою забезпечення високої продуктивності обробки. У цьому випадку за час охолодження зразка відбудеться обробка пакета зразків, що приведе до збільшення продуктивності обробки.

Представляючи умовно зразки у вигляді пакета елементарних нескінченно тонких адіабатичних стержнів (див. рис. 5.2), можна перейти від обробки одного нескінченно тонкого зразка до обробки деталі за схемою плоского шліфування. З цього випливає, що традиційно застосовувана схема плоского шліфування є практично втіленням ідеального випадку шліфування, який забезпечує максимально можливу продуктивність обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування θ .

Таким чином, у роботі теоретично обґрунтовані умови максимального використання потенційних можливостей процесу шліфування за критерієм продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування θ . По суті, вдалось теоретично відповісти на запитання: чому на практиці саме так шліфують, а не інакше, тобто не по інших схемах обробки.

На рис. 5.20 в узагальненому вигляді наведені умови зменшення основного часу обробки τ з урахуванням обмеження по температурі шліфування. Вони полягають, по-перше, у зменшенні умовної напруги різання σ (енергоємності обробки), по-друге, у періодичному перериванні процесу шліфування шляхом застосування багатопрохідної обробки: з незмінними по проходах круга глибиною шліфування y швидкістю деталі (при повному охолодженні деталі між проходами круга, як правило, при шліфуванні периферією круга) і зі зменшеною по проходах швидкістю деталі y збільшеною глибиною шліфування (при забезпеченні часткового охолодження деталі між проходами шліфувального круга). В останньому випадку ефективно також застосування переривчастого шліфування торцем круга.



Рис. 5.20. Структурна схема умов зменшення основного час обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування

Ще одним напрямом зменшення основного часу обробки є шліфування зі зменшеною в часі швидкістю знімання припуску (швидкістю V_{piz}). Це реалізується, наприклад, при виходжуванні або при глибинному шліфуванні периферією круга. Так, установлено, що за рахунок зменшення в часі швидкості V_{piz} можна зменшити температуру глибинного шліфування в 6 і більше раз порівняно з глибинним шліфуванням, виконуваним з незмінною в часі швидкістю V_{piz} . Таким чином доведено, що

глибинне шліфування дозволяє одночасно збільшувати продуктивність обробки й зменшувати температуру.

Теоретично обґрунтовані умови істотного зменшення температури, які полягають у багаторазовому збільшенні глибини шліфування. На перший погляд парадоксальний результат має цілком певний фізичний зміст. Він полягає в тому, що за певних умов шліфування середня швидкість перерізання адіабатичного стержня (набором яких умовно може бути представлений припуск) дорівнює швидкості поширення тепла вглиб поверхневого шару деталі. У підсумку тепло, що утворюється при шліфуванні, не встигає поширитися вглиб поверхневого шару деталі, а концентрується в шарі припуску й уноситься стружками. Однак як установлено розрахунками, ця умова здійсненна при відносно великих глибинах шліфування, які становлять більше 10 мм. Наприклад, при розрізанні заготовок на частини, при прорізанні глибоких пазів і канавок. Отриманий результат також свідчить про те, що глибинне шліфування можна розглядати як один з високопродуктивних методів обробки, по продуктивності і якості обробки цілком конкурентоспроможний з методами різання лезовими інструментами.

Проведений аналіз стосується в основному оцінки впливу на температуру шліфування θ двох параметрів, які входять у залежність (4.6), – швидкості $V_{\text{різ}}$ й параметра l_1 . Але, як випливає із залежності (4.6), найбільше впливає на температуру умовна напруга різання σ . Тому виконаємо її кількісну оцінку. У загальному випадку σ залежить від процесів стружкоутворення й різання при шліфуванні. Тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом можна зменшити, використовуючи ефективні методи електроерозійної або електрохімічної правки алмазних кругів на металевих зв'язках [7; 17; 26; 120]. Наприклад, при шліфуванні за пружною схемою жароміцного сплаву EI-765 алмазним кругом 12A2 150x10x3x32 AC6 100/80 M 2-01 4 ($V_{\text{кр}} = 22$ м/с; $P_{\text{н}} = 0,6$ МПа; $S_{\text{позд}} = 1$ м/хв.), який працює в режимі безперервної автономної електрохімічної правки, зі збільшенням щільності струму керування I з 0 до 6 А/мм² умовна напруга різання σ зменшилася з $17,5 \cdot 10^3$ до $5 \cdot 10^4$ Н/мм².

Якби в контакті з матеріалом перебували лише ріжучі зерна, то σ підкорялося б залежності [159]: $\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} / K_{\text{ш}}$, з якої випливає, що досягти значення $\sigma = 5 \cdot 10^4$ Н/мм² можна при досить малому коефіцієнті шлі-

фування $K_{\text{ш}} \approx 0,1$. Однак для цих умов шліфування $K_{\text{ш}} = 0,5$. Отже, розраховане значення $\sigma < 5 \cdot 10^4$ Н/мм², а це свідчить про те, що σ залежить як від процесу різання, так і процесу тертя круга з матеріалом.

При алмазно-іскровому шліфуванні за пружною схемою твердого сплаву Т15К6 спільно зі сталлю 45 (круг 12А2 АС6 100/80 М 1-01 4, $P_{\text{н}} = 1$ МПа) при збільшенні швидкості круга в межах 15 ... 40 м/с умовна напруга різання σ змінюється в межах $(4,6 \dots 10,9) \cdot 10^4$ Н/мм² [77]. Як і в попередньому випадку, при шліфуванні має місце процес тертя зв'язки круга з матеріалом, хоча введення в зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів дозволяє термічно руйнувати стружки, які утворюються, що знижує інтенсивність тертя зв'язки круга з матеріалом. Необхідно відзначити, що при звичайному шліфуванні алмазним кругом на металевій зв'язці твердого сплаву спільно зі сталлю σ приймає значно більші значення: $(14 \dots 17) \cdot 10^4$ Н/мм². Отже, процес алмазно-іскрового шліфування за рахунок зниження тертя зв'язки круга з матеріалом дозволяє зменшити параметр σ до 3-х разів. У цій же роботі [77] наведені експериментальні дані σ для мікрорізання алмазним зерном АС50 твердого сплаву Т15К6 з товщиною зрізу 8 мкм. При зміні $V_{\text{кр}}$ в межах 15 ... 35 м/с величина $\sigma = (2,6 \dots 2,0) \cdot 10^4$ Н/мм², а це всього в 2 – 4 рази менше значень σ при алмазно-іскровому шліфуванні, що свідчить про наявність інтенсивного тертя зв'язки круга з матеріалом.

Виконаємо оцінку умовної напруги різання σ при шліфуванні торцем шліфувального круга на керамічній зв'язці 12А2 150x10x3 АС4 200/160 4 пластинки шириною $B = 7$ мм із твердого сплаву ВК6 з режимом: $V_{\text{кр}} = 15$ м/с; $S_{\text{поп}} = 0,06$ мм/подв. хід ($t = 0,06$ мм); $S_{\text{позд}} = 2$ м/хв. [28]. Експериментально встановлено, що $P_z = 75$ Н. Тоді $\sigma = P_z \cdot V_{\text{кр}} / Q = 80 \dots 350$ Н/мм², де $Q = B \cdot S_{\text{позд}} \cdot t$ – продуктивність обробки, мм³/с. Як видно, величина σ приймає досить велике значення, тобто σ визначається як процесом різання, так і процесом тертя в зоні шліфування.

Оцінювалася умовна напруга різання σ при круглому зовнішньому поздовжньому глибинному шліфуванні твердого сплаву Т5К10 алмазним кругом на металевій зв'язці (1А1 300x25x5 АС6 200/160 МО-4 4; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с) з його періодичною електроерозійною правкою і частковою поздовжньою подачею 0,9 [106]. При $V_{\text{дет}} = 1 \dots 6$ м/хв. (при $t = 0,2$ мм)

умовна напруга різання $\sigma = (1,5 \dots 1,0) \cdot 10^4 \text{ Н/мм}^2$, що менше значень σ , установлених при мікрорізанні зерном АС50 твердого сплаву Т15К6, тобто при глибокому шліфуванні фактично відсутнє тертя зв'язки круга з матеріалом. Це погодиться з теоретичними результатами [106], згідно з якими при глибокому шліфуванні із заданою продуктивністю $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ й зі зменшенням $V_{\text{дет}}$ максимальна товщина зрізу окремим зерном H_{max} зменшується:

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{\text{дет}} \cdot Q \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}}}, \quad (5.55)$$

де B – ширина шліфування, м;

\bar{X} – зернистість круга, м;

m – концентрація круга;

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

$R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – радіуси круга й деталі, м.

Отже, глибоке шліфування знижує максимальну товщину зрізу зерном H_{max} і зношування круга, а також зменшує тертя зв'язки круга з матеріалом, що призводить до зниження умовної напруги різання σ .

Необхідно відзначити, що зазначена вище схема глибокого круглого зовнішнього шліфування периферією алмазного круга на металевій зв'язці вперше була застосована для обробки твердосплавних інструментів і показала позитивні результати. Вона забезпечує найбільшу продуктивність і найменшу собівартість обробки при заданій товщині зрізу окремим зерном круга, обумовленій міцністю зв'язки й зерна.

Як впливає із залежності (5.55), зменшуючи швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, з'являється можливість збільшення продуктивності обробки Q при збереженні постійної максимальної товщини зрізу H_{max} . Знімання припуску може виконуватися з продуктивністю на рівні 20 000 ... 30 000 мм³/хв. при економічно обґрунтованому зносі алмазного круга. Це значно вище продуктивності обробки традиційного багатопрохідного (маятникового) шліфування.

Розділ 6

Дослідження енергоємності механічної обробки

6.1. Аналітичний опис і аналіз енергоємності обробки при шліфуванні

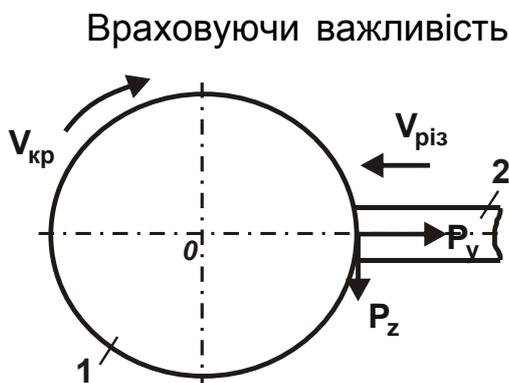


Рис. 6.1. Розрахункова схема шліфування

Умовні позначення: 1 – круг;
2 – деталь.

Враховуючи важливість оцінки умов зменшення енергоємності обробки при шліфуванні (умовної напруги різання σ) з погляду зменшення температури шліфування, одержимо аналітичну залежність для визначення σ [88]. Для цього розглянемо схему шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до круга з постійною швидкістю $V_{різ}$ (рис. 6.1). Складові сили різання P_z й P_y представимо у вигляді

$$\begin{aligned} P_z &= P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}}; \\ P_y &= P_{y_{різ}} + P_{y_{тр}}, \end{aligned} \quad (6.1)$$

де $P_{z_{різ}}$, $P_{y_{різ}}$, $P_{z_{тр}}$, $P_{y_{тр}}$ – складові сили різання, обумовлені різанням зернами й тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, Н.

У свою чергу

$$\begin{aligned} P_z &= \sigma \cdot S_{сум} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}}; & P_{z_{різ}} &= \sigma_{різ} \cdot S_{сум} = \sigma_{різ} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}; \\ P_{z_{тр}} &= P_{y_{тр}} \cdot f = c \cdot y_{тр} \cdot f; & P_{y_{різ}} &= \frac{P_{z_{різ}}}{K_{ш_{різ}}} = c \cdot y_{різ}, \end{aligned} \quad (6.2)$$

де $S_{сум} = Q/V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

Q – продуктивність обробки, м³/с;

$\sigma_{\text{різ}}$ – умовна напруга різання (враховує різання зернами круга, але не враховує тертя зв'язки круга з матеріалом), Н/м²;

f – коефіцієнт тертя зв'язки круга з матеріалом;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

$u_{\text{тр}} = (V_{\text{різ}} - V_{\text{різ0}}) \cdot \tau$ – пружне переміщення, яке виникає в технологічній системі внаслідок неповного знімання оброблюваного матеріалу, який підводиться в зону різання, м;

$V_{\text{різ0}}$ – лінійна швидкість знімання матеріалу, м/с;

τ – час обробки, с;

$K_{\text{шріз}} = P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}}$;

$u_{\text{різ}}$ – пружне переміщення, яке виникає в технологічній системі в процесі шліфування, м.

Перша залежність (6.1) з урахуванням $Q = V_{\text{різ0}} \cdot S$ приймає вигляд

$$\sigma = \sigma_{\text{різ}} + \left(\frac{V_{\text{різ}}}{V_{\text{різ0}}} - 1 \right) \cdot \frac{c \cdot f \cdot \tau \cdot V_{\text{кр}}}{S}, \quad (6.3)$$

де S – площа поперечного перерізу оброблюваного деталі, м².

Із залежності (6.3) випливає, що за умови $V_{\text{рез}} = V_{\text{рез0}}$, тобто коли відбувається повне знімання матеріалу (що підводиться в зону різання), другий доданок дорівнює нулю й σ обумовлено лише процесом різання. Якщо ж круг не забезпечує повне знімання оброблюваного матеріалу, то $V_{\text{різ}} > V_{\text{різ0}}$ і в контакт із матеріалом вступає зв'язка круга. У результаті другий доданок залежності (6.3) приймає значення, відмінне від нуля, і σ визначається сумою двох доданків. Причому, із часом обробки τ другий доданок збільшується (навіть при постійній швидкості $V_{\text{різ0}}$), що веде до збільшення σ й необхідності припинення процесу шліфування.

Навіть при невеликій відмінності величин $V_{\text{різ}}$ і $V_{\text{різ0}}$ другий доданок залежності (6.3) із часом обробки τ буде приймати великі значення, здійснення процесу шліфування при яких неможливо. Наприклад, при $V_{\text{різ}}/V_{\text{різ0}} = 2$; $c = 10^4$ Н/мм; $\tau = 60$ с; $f = 0,5$; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $S = 20$ мм²

другий доданок залежності (6.3) дорівнює $15 \cdot 10^7$ Н/мм². Як видно, дана величина багаторазово (у тисячі разів) перевищує межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу й відповідно перший доданок залежності (6.3), що свідчить про неможливість ведення процесу шліфування в таких умовах. Із цього випливає, що при шліфуванні необхідно забезпечити рівність швидкостей $V_{\text{різ}}$ і $V_{\text{різ0}}$ за рахунок застосування кругів з підвищеною ріжучою здатністю, які фактично виключають контакт зв'язки з оброблюваним матеріалом. Для цього круг повинен забезпечувати підвищене виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки й вільне розміщення продуктів обробки в його міжзерновому просторі при шліфуванні. Важливо також у процесі шліфування підтримувати високу ріжучу здатність круга, не допускаючи зменшення $V_{\text{різ0}}$ у зв'язку зі зношуванням і затупленням ріжучих зерен. В інакшому випадку відношення $V_{\text{різ}}/V_{\text{різ0}}$ із часом обробки буде збільшуватися й приводити до зростання σ .

З фізичної точки зору істотне збільшення другого доданка залежності (6.3) із часом τ обумовлено підвищенням пружного переміщення $u_{\text{тр}} = (V_{\text{різ}} - V_{\text{різ0}}) \cdot \tau$. За умови $V_{\text{різ}} = V_{\text{різ0}}$ ця величина дорівнює нулю. У цьому випадку, як показано, умовна напруга різання σ буде залежати від силової напруженості процесу різання зернами круга й не залежати від інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

За умови $V_{\text{різ}} > V_{\text{різ0}}$ умовна напруга різання σ буде визначатися головним чином другим доданком залежності (6.3). Зменшити його можна зменшенням параметрів c , f , τ , $V_{\text{кр}}$ і збільшенням S . Отже, з погляду зменшення σ доцільно $V_{\text{кр}}$ зменшувати. Однак це справедливо за умови $V_{\text{різ}} > V_{\text{різ0}}$. За умови $V_{\text{різ}} = V_{\text{різ0}}$ через відсутність другого доданка залежності (6.3) швидкість круга $V_{\text{кр}}$ не буде впливати на σ .

Необхідно відзначити, що в процесі шліфування завжди буде мати місце пружне переміщення $u_{\text{різ}}$, обумовлене вдавненням ріжучих зерен у матеріал. Однак ця величина пов'язана з першим доданком залежності (6.3) і не впливає на другий доданок, тому що описується залежністю

$$u_{\text{різ}} = \frac{P_{z_{\text{різ}}}}{c \cdot K_{\text{ш}_{\text{різ}}}} = \frac{\sigma_{\text{різ}}}{c \cdot K_{\text{ш}_{\text{різ}}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} \quad (6.4)$$

Як видно, величина $y_{різ}$ визначається головним чином відношенням $\sigma_{різ} / K_{шріз}$ і продуктивністю обробки Q . Чим більше ці параметри, тим більше $y_{різ}$. Таким чином показано, що при виконанні умови $V_{різ} = V_{різ0}$ фактично виключається тертя зв'язки круга з матеріалом, складові сили різання $P_{zтр}$, $P_{yтр}$ дорівнюють нулю, а σ обумовлено лише процесом різання зернами круга, що різко знижує енергоємність шліфування.

Традиційно вважається, що збільшення P_z , P_y і σ при шліфуванні

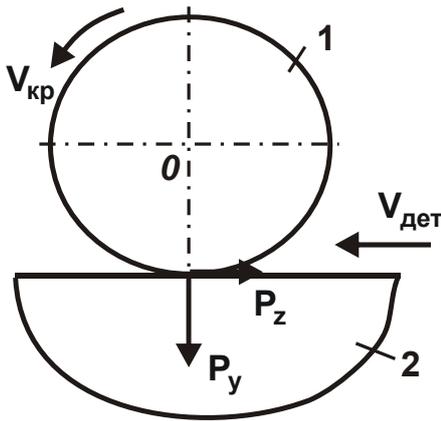


Рис. 6.2. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

викликано в основному затупленням зерен круга. У дійсності, як показано, це пов'язано з невиконанням умови $V_{різ} = V_{різ0}$ навіть при роботі гострим кругом, у результаті чого другий доданок залежності (6.3) з часом обробки τ безупинно збільшується, викликаючи підвищення σ і відповідно P_z , P_y . Із залежності (6.4) випливає, що зменшити σ й P_z , P_y можна за рахунок зменшення коефіцієнта тертя f зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Однак цим можна лише зменшити другий доданок залежності (6.3), тоді як виконанням умови $V_{різ} = V_{різ0}$ – його вилучити. Визначимо σ при плоскому шліфуванні (рис. 6.2). Для цього скористаємося залежностями (6.2) з урахуванням відношень

$$Q = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}; \quad y_{тр} = (t - t_{ф}) \cdot n, \quad (6.5)$$

де B – ширина шліфування, м;

t , $t_{ф}$ – номінальна й фактична глибини шліфування, м;

n – кількість проходів круга.

Підставляючи відношення (6.5) в (6.3), маємо

$$\sigma = \sigma_{різ} + \left(\frac{t}{t_{ф}} - 1 \right) \cdot \frac{c \cdot f \cdot n \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}}. \quad (6.6)$$

За структурою залежність (6.6) ідентична (6.3) з тією відмінністю, що в другому доданку втримуються нові параметри: n і t/t_{ϕ} . Тому всі висновки, зроблені при аналізі (6.3) стосовно схеми шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до круга з постійною швидкістю $V_{різ}$, залишаються справедливими й для плоского шліфування.

Вилучити другий доданок у залежності (6.6) і таким чином зменшити σ можна за умови $t = t_{\phi}$. Це досягається збільшенням висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга й вилученням контакту зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Отже, необхідною умовою зниження енергоємності шліфування слід розглядати забезпечення збільшеного виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга (рис. 6.3). Достатньою умовою є своєчасне видалення з робочої поверхні круга зерен, які затупилися, за рахунок застосування ефективних методів правки круга або здійснення роботи круга в режимі самозагострювання. Це дозволить підтримувати в процесі шліфування на заданому рівні $\sigma_{різ}$ й забезпечить збільшене виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга.

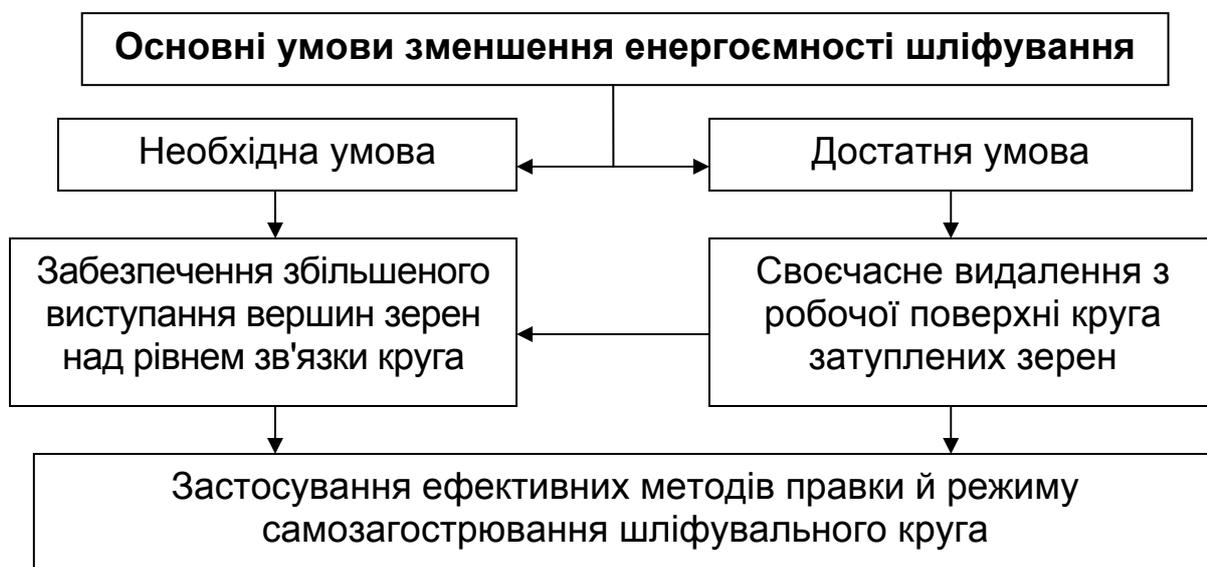


Рис. 6.3. Структурна схема умов зменшення енергоємності шліфування

Виконаємо кількісну оцінку другого доданка залежності (6.6) для вихідних даних: $t/t_{\phi} = 2$; $c = 10^4$ Н/мм; $\tau = 60$ с; $f = 0,5$; $V_{кр} = 30$ м/с; $B = 20$ мм; $V_{дет} = 30$ м/хв. У підсумку отримано $30 \cdot 10^4$ Н/мм². Як видно,

це значення істотно менше аналогічного значення ($15 \cdot 10^7$ Н/мм²), отриманого для випадку шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга (див. рис. 6.1). Отже, застосування схеми плоского шліфування дозволяє зменшити σ , тобто з погляду зменшення σ доцільно від схеми шліфування, зображеної на рис. 6.1, перейти до схеми плоского шліфування (див. рис. 6.2). Це пов'язане з більш високою продуктивністю плоского шліфування й меншими значеннями $u_{тр}$.

Проведений теоретичний аналіз σ дозволяє більш повно розкрити технологічні можливості зменшення температури шліфування відповідно до залежності (4.6). Як впливає із залежності (6.6), зменшити σ й відповідно температуру шліфування θ можна зменшенням параметрів $\sigma_{різ}$, c , τ , f , $V_{кр}$, $t/t_{ф}$ і збільшенням B і $V_{дет}$. Основною умовою зменшення температури шліфування θ слід розглянути зменшення відношення $t/t_{ф} \rightarrow 1$, фактично виключаючи із залежності (6.6) другий доданок, який є визначальним. У цьому випадку σ буде залежати від $\sigma_{різ}$. Виходячи із цього, важливо провести аналіз закономірностей зміни $\sigma_{різ}$.

6.2. Аналітичний опис і аналіз енергоємності обробки лезовим інструментом

Розглянемо розрахункову схему параметрів стружкоутворення при різанні (рис. 6.4 [40]) спочатку для нульового переднього кута різального інструменту. Як відомо, при різанні матеріалу з товщиною зрізу a утворення стружки відбувається в результаті періодичних зсувів елементів оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву ОА, розташованої під умовним кутом зсуву матеріалу β , обумовленим досягненням в площині зсуву найбільшого дотичного напруження τ :

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(\beta + \psi)}{a \cdot b} \cdot \sin \beta, \quad (6.7)$$

де P – рівнодіюча сили різання, Н;

a , b – товщина й ширина зрізу, м;

ψ – умовний кут тертя стружки з передньою поверхнею інструмента;

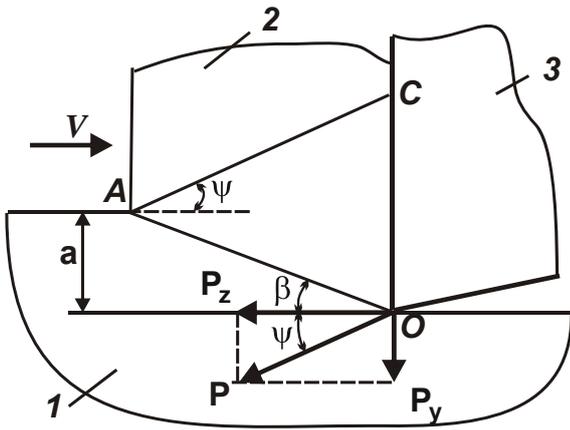


Рис. 6.4. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення при різанні

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – ріжучий інструмент.

менше 45° . Підставляючи (6.8) в (6.7), за умови $\tau = \tau_{зсув}$, визначимо:

$$P = \frac{a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{\sin^2 \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{(1 - \sin \psi)}; \quad (6.9)$$

$$P_z = P \cdot \cos \psi = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left(45^\circ - \frac{\psi}{2} \right)}; \quad (6.10)$$

$$P_y = P \cdot \sin \psi = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin \psi}{(1 - \sin \psi)}, \quad (6.11)$$

де $\tau_{зсув}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, H/m^2 .

Величини P , P_z і P_y тем менше, чим менше a , v , $\tau_{зсув}$ й ψ (або більше умовний кут зсуву матеріалу β). При цьому $P_z > P_y$, тому що

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \psi} > 1. \quad (6.12)$$

$\operatorname{tg} \psi = f$ – коефіцієнт тертя оброблюваного й інструментального матеріалів.

Підкоримо залежність (6.7) необхідній умові екстремуму $\tau'_\beta = 0$:

$$\beta = 45^\circ - \frac{\psi}{2}. \quad (6.8)$$

При $\psi = 0$ умовний кут зсуву матеріалу $\beta = 45^\circ$, що відповідає напруженому стану прямолінійного зразка при його одноосьовому стиску силою P . Зі збільшенням кута ψ кут β зменшується й приймає значення

Використовуючи залежність (6.10), визначимо $\sigma_{різ} = \sigma = P_z / (a \cdot v)$:

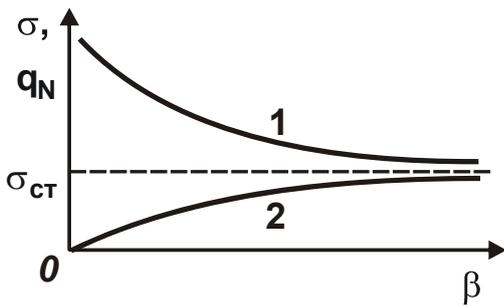


Рис. 6.5. Залежності σ (1) і q_N (2) від кута β

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left(45^\circ - \frac{\psi}{2} \right)}. \quad (6.13)$$

Зі збільшенням β умовна напруга різання σ зменшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma_{ст} \approx 2\tau_{зсув}$, де $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м² (рис. 6.5). У межі (при $\sigma \rightarrow \sigma_{ст}$) напружений стан процесу різання відповідає руйнування прямолінійного зразка при його одноосьовому стиску. Встановимо зв'язок умовної напруги різання σ з $P_z/P_y = K_{різ}$, для чого перетворимо (6.13):

$$\operatorname{tg} \left(45^\circ - \frac{\psi}{2} \right) = \frac{\sin(90^\circ - \psi)}{1 + \cos(90^\circ - \psi)} = \frac{\cos \psi}{1 + \sin \psi} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\cos \psi} + \operatorname{tg} \psi \right)}, \quad (6.14)$$

тоді

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \left(\frac{1}{\cos \psi} + \operatorname{tg} \psi \right). \quad (6.15)$$

Відповідно до (6.12), $\operatorname{tg} \psi = 1/K_{різ}$, а $1/\cos \psi$ виражається через

$$K_{різ} = 1/\operatorname{tg} \psi: \operatorname{tg} \psi = \frac{\sin \psi}{\cos \psi} = \frac{\sqrt{1 - \cos^2 \psi}}{\cos \psi}, \text{ звідки } \frac{1}{\cos \psi} = \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \psi} = \sqrt{1 + \frac{1}{K_{різ}^2}}.$$

Після перетворень залежність (6.15) приймає вигляд

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{\left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right)}{K_{різ}}. \quad (6.16)$$

У підсумку прийшли до залежності, наведеної в роботі [159].

Зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ умовна напруга різання σ зменшується (табл. 6.1). При $K_{\text{різ}} > 1$ справедливо $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{\text{зсув}} \approx \sigma_{\text{ст}}$. При $K_{\text{різ}} < 1$, що має місце при абразивній обробці, залежність (6.16) може бути спрощена:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} . \quad (6.17)$$

Таблиця 6.1

Значення функції $\sigma / 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}$, розраховані по залежності (6.16)

$K_{\text{різ}}$	0	0,5	1	2	4	8
$\sigma / 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}$	∞	4,236	2,414	1,618	1,28	1,132

З рис. 6.5 випливає, що σ завжди більше $\sigma_{\text{ст}}$. З фізичної точки зору ця умова нездійсненна, тому що $\sigma_{\text{ст}}$ – це найбільша напруга розглянутого матеріалу й тому σ не може перевищувати $\sigma_{\text{ст}}$. У зв'язку із цим виникає питання, що становить σ , у чому його фізична сутність. Ця напруга й названа умовною, оскільки в реальній дійсності вона не існує. Перевищення σ над $\sigma_{\text{ст}}$ означає, що умовна напруга різання σ повинна діяти на більшій площі, чим площа поперечного перерізу зрізу $a \cdot v$. Очевидно, на площі контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, яка, як правило, у кілька разів перевищує площу поперечного перерізу зрізу $a \cdot v$. Тому визначимо дійсні напруги, які діють на передній поверхні інструмента. Для цього на рис. 6.4 проведемо лінію AC, паралельну напрямку рівнодіючої сили різання P й що окреслює, по фізичній суті, границю контакту стружки з передньою поверхнею інструмента. Виходячи з цього, довжина контакту стружки, яка утворюється, з передньою поверхнею l інструмента дорівнює довжині відрізка OC. Визначимо довжину l на основі теореми синусів для косокутного трикутника OAC:

$$\frac{OC}{\sin \angle A} = \frac{OA}{\sin \angle C} , \quad (6.18)$$

$$\text{де } OA = \frac{a}{\sin\beta};$$

$$\angle A = \beta + \psi = 45^\circ + \frac{\psi}{2};$$

$$\angle C = 180^\circ - \angle A - \angle O = 180^\circ - \left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) - (90^\circ - \beta) = 90^\circ - \psi.$$

Після перетворень залежності (6.18), маємо

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\cos\psi}. \quad (6.19)$$

Таблиця 6.2

Розрахункові значення l/a

ψ , град.	0	10	20	30	40	50	60
β , град.	45	40	35	30	25	20	15
l/a	1	1,21	1,52	2,0	2,8	4,3	7,4

У табл. 6.2 наведені розраховані по залежності (6.19) значення l/a для різних значень умовного кута тертя матеріалу з передньою поверхнею інструмента ψ й відповідно умовного кута зсуву матеріалу β . Як видно, відношення l/a може змінюватися в межах від 1 до 7,4 при зміні умовного кута тертя матеріалу з передньою поверхнею інструмента ψ від 0 до 60°, тобто в діапазоні реальних значень. Чим більше кут ψ , тим більше довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента l . Отриманий теоретичний результат погодиться з відомими експериментальними даними [2]. Знаючи параметр l , нескладно визначити нормальну контактну напругу q_N , виникаючу на передній поверхні інструмента:

$$q_N = \sigma \cdot \frac{a}{l} \approx \sigma_{\text{ст}} \cdot \cos\psi = \sigma_{\text{ст}} \cdot \sin 2\beta. \quad (6.20)$$

Із залежності (6.20) випливає, що нормальна контактна напруга q_N менше межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу $\sigma_{ст}$. Для порівняння на рис. 6.5 зображений характер зміни параметрів q_N і σ залежно від кута β . Як видно, параметри q_N й σ зі збільшенням кута β асимптотично наближаються до значення $\sigma_{ст}$. При цьому умовна напруга різання σ (або енергоємність обробки) приймає значення більше $\sigma_{ст}$, а нормальна контактна напруга q_N , навпаки, менше $\sigma_{ст}$. Крім нормальної контактної напруги q_N , на передній поверхні інструмента діє дотична контактна напруга q_τ , обумовлена відношенням радіальної складової сили різання P_y до площі контакту стружки з передньою поверхнею інструмента. Виходячи з рис. 6.4, вона може бути виражена через нормальну контактну напругу q_N :

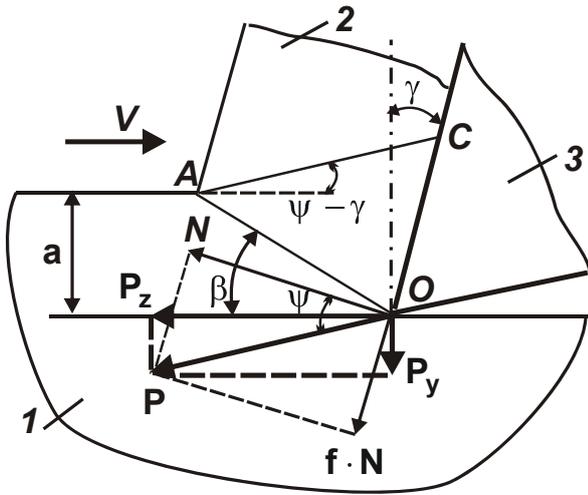


Рис. 6.6. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення при різанні

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – ріжучий інструмент.

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – ріжучий інструмент.

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – ріжучий інструмент.

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – ріжучий інструмент.

$$q_\tau = q_N \cdot \operatorname{tg} \psi = \sigma_{ст} \cdot \sin \psi. \quad (6.21)$$

Очевидно, $q_\tau < q_N$, тому що $\operatorname{tg} \psi < 1$. Рівнодіюча контактної напруги q , яка виникає на передній поверхні інструмента, дорівнює

$$q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{ст}. \quad (6.22)$$

Отже, на передній поверхні інструмента діє рівномірно розподілене навантаження із щільністю $q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{ст}$. Рішення справедливі для інструмента з переднім кутом $\gamma = 0$. Тому одержимо рішення, що охоплює весь діапазон зміни переднього кута інструмента, тобто $\gamma < 0$, $\gamma = 0$

і $\gamma > 0$. Для цього розглянемо схему (рис. 6.6), справедливу для $\gamma > 0$. Тут роль кута ψ виконує кут $(\psi - \gamma)$. Для негативного переднього кута замість кута ψ необхідно розглядати $(\psi + \gamma)$. Для позитивного переднього кута залежності (6.8) – (6.13) приймуть вигляд

$$\beta = 45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}; \quad (6.23)$$

$$P = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\sin^2 \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]}; \quad (6.24)$$

$$P_z = P \cdot \cos(\psi - \gamma) = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}; \quad (6.25)$$

$$P_y = P \cdot \sin(\psi - \gamma) = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin(\psi - \gamma)}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]}; \quad (6.26)$$

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\psi - \gamma)}; \quad (6.27)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}. \quad (6.28)$$

Отримана залежність (6.23) збігається з відомою залежністю проф. Зворикіна К. О. [29]. Як впливає з (6.23), зі збільшенням переднього кута γ кут β збільшується, що приводить до зменшення сили різання. Цим показано, що збільшення γ як би нівелює негативний вплив кута ψ на силову напруженість різання. При $\gamma < 0$ в залежності (6.8) – (6.13) необхідно підставити замість ψ кут $(\psi + \gamma)$:

$$\beta = 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}; \quad (6.29)$$

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{3cyB}}{[1 - \sin(\psi + \gamma)]}; \quad (6.30)$$

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{3cyB}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}\right)}; \quad (6.31)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{3cyB} \cdot \sin(\psi + \gamma)}{[1 - \sin(\psi + \gamma)]}; \quad (6.32)$$

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\psi + \gamma)}; \quad (6.33)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{3cyB}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}\right)}. \quad (6.34)$$

Як видно, зі збільшенням негативного переднього кута γ величини β , P_z , P_y , P і σ збільшуються, тобто процес різання протікає з більш високою силовою напруженістю, чим у випадку $\gamma > 0$. Відношення P_z/P_y у цьому випадку може бути як більше, так і менше одиниці. Відомо, наприклад, що при абразивній обробці, яка характеризується негативними передніми кутами ріжучих кромek інструмента, відношення P_z/P_y менше одиниці, а при лезовій обробці, здійснюваній інструментами з позитивними передніми кутами, більше одиниці. Необхідно відзначити, що залежність (6.20) справедлива як для позитивного, так і негативного переднього кута інструмента γ , розглядаючи $K_{\text{різ}} = P_z/P_y$ у вигляді, описуваному залежностями (6.27) і (6.33).

Визначимо довжину l для випадку $\gamma > 0$ на основі рис. 6.6. Аналогічно рис. 6.4 (для випадку $\gamma = 0$), довжина l дорівнює відрізку OC . Відрізок AC повинен бути паралельним рівнодіючій сили різання P . Для розрахунку довжини l розглянемо косокутний трикутник OAC і скористаємося теоремою синусів:

$$\frac{OC}{\sin \angle A} = \frac{OA}{\sin \angle C}, \quad (6.35)$$

де $OA = \frac{a}{\sin \beta}$;

$$\angle A = \beta + (\psi - \gamma) = 45^\circ + \frac{(\psi - \gamma)}{2};$$

$$\angle C = 180^\circ - \angle A - \angle O = 180^\circ - [\beta + (\psi - \gamma)] - [(90^\circ - \beta) + \gamma] = 90^\circ - \psi.$$

Після перетворень залежності (6.35), маємо

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}{\cos \psi}. \quad (6.36)$$

Із залежності (6.36) випливає, що зі збільшенням γ довжина l зменшується. Визначимо нормальну q_N й дотичну q_τ контактні напруги, які виникають на передній поверхні інструмента. Для цього встановимо нормальну складову сили різання N (див. рис. 6.6) на передній поверхні інструмента:

$$P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma, \quad (6.37)$$

звідки

$$N = \frac{P_z}{\cos \gamma + f \cdot \sin \gamma}. \quad (6.38)$$

Тоді нормальна контактна напруга $q_N = N/v \cdot l$, яка виникає на передній поверхні інструмента, з урахуванням $\operatorname{tg} \psi = f$ прийме вигляд

$$q_N = \sigma_{\text{ст}} \cdot \frac{\cos^2 \psi}{\cos(\psi - \gamma)}. \quad (6.39)$$

Дотична контактна напруга $q_\tau = q_N \cdot \operatorname{tg} \psi$ опишеться

$$q_N = \sigma_{ст} \cdot \frac{\cos \psi \cdot \sin \psi}{\cos(\psi - \gamma)}. \quad (6.40)$$

Рівнодіюча контактної напруги q дорівнює

$$q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{ст} \cdot \frac{\cos \psi}{\cos(\psi - \gamma)} = \frac{\sigma_{ст}}{\cos \gamma + f \cdot \sin \gamma}. \quad (6.41)$$

Таблиця 6.3

Розрахункові значення $q/\sigma_{ст}$

γ , град.	0	10	20	30
$q/\sigma_{ст}$	1	0,92	0,88	0,87

У табл. 6.3 наведені розраховані по залежності (6.41) значення $q/\sigma_{ст}$ для випадку $\psi = 30^\circ$. Зі збільшенням γ відношення $q/\sigma_{ст}$ зменшується, але несуттєво, тобто фактично на передній поверхні інструмента діє рівномірно розподілене навантаження із щільністю, приблизно рівною межі міцності на стиск матеріалу, тобто $q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{ст}$.

6.3. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних рішень

Для оцінки вірогідності отриманих теоретичних рішень проведемо їхнє порівняння з відомими результатами експериментальних досліджень, опублікованих у науково-технічній літературі. Із залежності (6.23) випливає, що кут β з урахуванням можливих значень $\psi = 20 \dots 40^\circ$ і $\gamma = 0 \dots 20^\circ$ може змінюватися в межах $25 \dots 45^\circ$, тобто приймати досить великі значення. Якщо ж звернутися до відомого експериментально встановленого значення β [159], то виявляється, що воно значно менше (рис. 6.7, 6.8) і змінюється у межах $3 \dots 20^\circ$, табл. 6.4 [8].

На невідповідність розрахункових і експериментальних значень β уперше звернув увагу проф. Зворикін К. О. [29]. Щоб привести до відпо-

відності теорію й практику, він увів у залежність для визначення кута β кут ψ_1 :

$$\beta = 90^\circ - \frac{\psi + \psi_1 + \alpha}{2}, \quad (6.42)$$

де $\alpha = 90^\circ - \gamma$;

γ – передній кут інструмента;

$\text{tg}\psi_1 = f_1$.

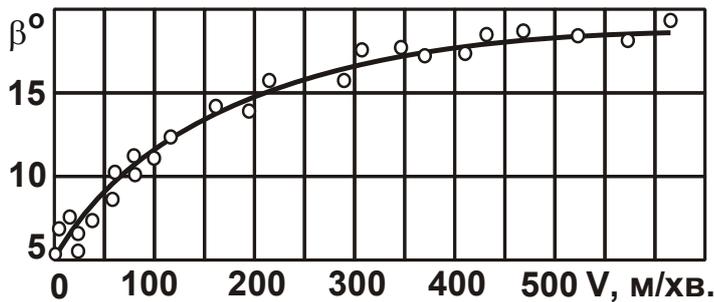


Рис. 6.7. Вплив швидкості різання V на кут зсуву β

У роботі проф. Зворикіна К. О. [29] відзначається "...величина f_1 вказує, на яку частку прикладеної сили, перпендикулярної площині сколювання, збільшується сам опір сколювання". Цю величину пропонується вибирати тим більше, чим твердіше оброблюваний матеріал.

Наприклад, для заліза й сталі прийняті коефіцієнти $f = 0,44$ і $f_1 = 0,34$, для чавуну – $\psi = 23^\circ 45'$ і $\psi_1 = 20^\circ 15'$. Як

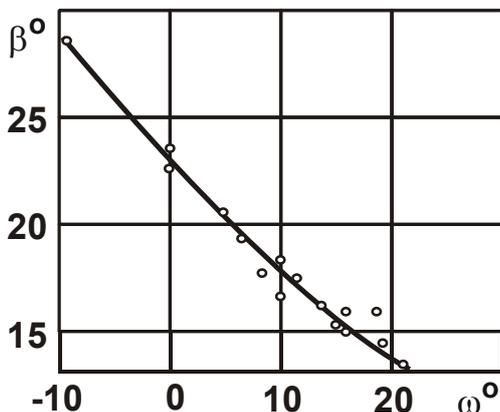


Рис. 6.8. Вплив кута дії $\omega = \psi - \gamma$ на кут зсуву β

видно, для того щоб одержати розрахункові значення умовного кута зсуву матеріалу β , близькі до експериментальних, необхідно коректувати введений у розрахункову залежність, але невизначений за фізичною суттю кут ψ_1 . Очевидно, це позбавляє переваг аналітичного підходу до розрахунку кута β й не дозволяє розкрити закономірності формування кута β у процесі різання.

Отже, для більш правильного визначення кута β необхідно використовувати іншу, більш уточнену розрахункову схему процесу стружкоутворення при різанні. Очевидно, треба врахувати в ній розподілене навантаження, яке діє на передній поверхні

інструмента, тому що запропонований розрахунок заснований на заміні розподіленого навантаження зосередженою силою. Ця заміна значно спрощує розрахункову схему, дозволяє досить просто розрахувати параметри силової напруженості процесу різання. Разом з тим, як показано, прийняте спрощення в цьому випадку є невиправданим, тому що приводить до розбіжності розрахункових і експериментальних значень β і вимагає уточненого розрахунку. До такого ж висновку можна прийти й при аналізі розрахункових і експериментальних значень сили різання. Відповідно до залежностей (6.30), (6.31) і (6.32), сила різання P і її складові P_z й P_y визначаються трьома параметрами: $\sigma_{ст}$, ψ і γ . При цьому $\sigma_{ст}$ найбільше впливає на параметри P , P_z і P_y . Тому при одному значенні γ зі збільшенням $\sigma_{ст}$ сила різання P і її складові P_z і P_y будуть збільшуватися. Якщо звернутися до відомих результатів експериментальних досліджень, наприклад, до табл. 6.4 [8] (умови обробки $\gamma = 20^\circ$; $a = 0,22$ мм; $V = 0,2$ м/хв.), то виявляється, що ця закономірність справедлива не завжди. Так, експериментально встановлено, що сила різання може приймати приблизно однакові значення при обробці різних матеріалів, які істотно відрізняються значенням $\sigma_{ст}$. Як правило, ця розбіжність розрахункових і експериментальних значень пояснюється відмінністю коефіцієнта усадки стружки (обумовленого параметрами β й ψ). Однак, як впливає із залежностей (6.30), (6.31) і (6.32), зміна кута тертя ψ в можливих межах не приводить до істотної зміни параметрів P , P_z і P_y .

Таблиця 6.4

Вплив механічних властивостей оброблюваного матеріалу на кут зсуву β , коефіцієнт усадки стружки K_L й P_z

Матеріал	β	τ , Н/мм ²	K_L	P_z , Н
Мідь	9°05'	320	6,2	5000
Сталь 10	16°30'	490	3,5	4500
Сталь 40X	17°40'	580	3,3	5000
Сталь 1X18H9T	22°45'	1030	2,6	7400

Із цього можна зробити висновок, що на формування параметрів силової напруженості процесу різання впливають інші фактори, не враховані в розглянутій розрахунковій схемі стружкоутворення при різанні. Одним з таких факторів, як вже відзначалося, може бути розподілене навантаження, яке діє на передній поверхні інструмента і в розрахунковій схемі заміняється зосередженою силою, прикладеною до вершини інструмента. Тому слід уточнити отримане рішення, визначити кут зсуву матеріалу β й силу різання в результаті дії на інструмент рівномірно розподіленого навантаження.

6.4. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості процесу різання з урахуванням дії на передній поверхні інструмента рівномірно розподіленого навантаження

Визначимо кут β з урахуванням дії на інструмент рівномірно розподіленого навантаження. Розглянемо схему процесу стружкоутворення при різанні інструментом з нульовим переднім кутом (рис. 6.9). Припустимо, що на передній поверхні інструмента діють рівномірно розподілені

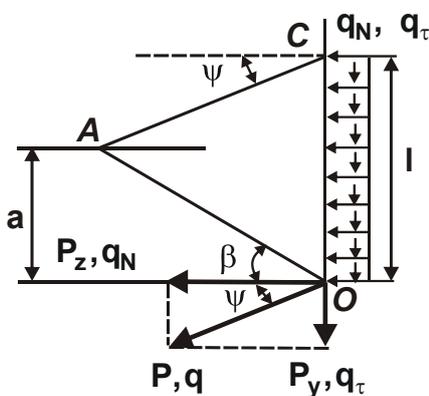


Рис. 6.9. Розрахункова схема параметрів процесу різання

нормальне й тангенціальне навантаження відповідно інтенсивністю q_N й q_τ . Сумарне рівномірно розподілене навантаження інтенсивністю $q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2}$, очевидно, буде діяти під кутом ψ . Під таким же кутом буде діяти й сила різання P , викликаючи зсув матеріалу уздовж лінії OA . Виходячи з такого геометричного подання зони стружкоутворення при різанні, визначимо положення умовної площини зсуву матеріалу, тобто кут β для заданої довжини L й товщини зрізу a . Визначимо дотичне напруження τ в площині зсуву:

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(\psi + \beta)}{b \cdot L} \quad (6.43)$$

Довжину L знайдемо по теоремі синусів трикутника OAC (де $\angle A = \psi + \beta$):

$$\frac{l}{\sin \angle A} = \frac{L}{\sin(90^\circ - \psi)}, \quad (6.44)$$

Після перетворення залежності (6.44), маємо

$$L = l \cdot \frac{\cos \psi}{\sin(\psi + \beta)}. \quad (6.45)$$

Підставимо залежність (6.45) у залежність (6.43) з урахуванням

$$P = \frac{P_z}{\cos \psi} = \frac{q_N \cdot l \cdot B}{\cos \psi}.$$

$$\tau = \frac{q_N \cdot \sin 2(\psi + \beta)}{2 \cdot \cos^2 \psi}. \quad (6.46)$$

Найбільше значення τ досягається при умові: $\sin 2(\psi + \beta) = 1$, тобто при $2(\psi + \beta) = 90^\circ$:

$$\beta = 45^\circ - \psi. \quad (6.47)$$

Ця умова відповідає відомій умові руйнування прямолінійного зразка від дії сили розтягнення або стискання. Залежність (6.47) відрізняється від аналогічної залежності (6.8), отриманої за умови дії на вершині інструмента зосередженої сили різання P (див. рис. 6.4). Розраховані по залежності (6.47) значення кута β завжди будуть менше значень кута β , розрахованих по залежності (6.8). Причому, залежність (6.47) допускає зменшення кута β аж до нуля (при $\psi = 45^\circ$), тоді як по залежності (6.8) кут β міг зменшитися лише до значення $22,5^\circ$. Виходячи з залежності (6.47), кут β приймає менші значення, що відповідає відомим експериментальним даним. Приймаючи в залежності (6.46) умову $\tau = \tau_{зсуб}$ з урахуванням (6.47), визначимо q_N :

$$q_N = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos^2 \psi . \quad (6.48)$$

При $\psi = 0$ маємо $q_N = 2 \cdot \tau_{зсув}$. При $\psi > 0$ справедливо $q_N < 2 \cdot \tau_{зсув}$,
табл. 6.5. Тангенціальна P_z й радіальна P_y складові сили різання:

$$P_z = 2 \cdot v \cdot l \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos^2 \psi ; \quad (6.49)$$

$$P_y = P_z \cdot \operatorname{tg} \psi = v \cdot l \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin 2\psi . \quad (6.50)$$

Таблиця 6.5

Розрахункові значення відношення $q_N / \tau_{зсув}$

ψ , град.	0	10	20	30	45
$q_N / \tau_{зсув}$	2	1,94	1,77	1,5	1

Величину l визначимо з залежності (6.44) з урахуванням $L = \frac{a}{\sin \beta}$:

$$\frac{l}{\sin(\psi + \beta)} = \frac{a}{\sin \beta \cdot \cos \psi} , \quad (6.51)$$

звідки

$$\frac{l}{a} = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot \sin(45^\circ - \psi) \cdot \cos \psi} . \quad (6.52)$$

Як видно з табл. 6.6, зі збільшенням кута ψ відношення l/a інтенсивно збільшується, досягаючи при $\psi = 40^\circ$ значення більше 10.

Підставимо залежність (6.52) у залежності (6.49) і (6.50):

$$P_z = \frac{\sqrt{2} \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{\sin(45^\circ - \psi)} ; \quad (6.53)$$

$$P_y = \frac{\sqrt{2} \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin \psi}{\sin(45^\circ - \psi)}. \quad (6.54)$$

Таблиця 6.6

Значення I/a, розраховані по залежності (6.52)

ψ , град.	0	10	20	30	40
I/a	1	1,25	1,78	3,16	10,58

Виходячи з (6.53) і (6.54), кут ψ найбільше впливає на складові сили різання P_z і P_y . З його збільшенням P_z і P_y збільшуються. Сила різання $P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$ визначається залежністю

$$P = \frac{\sqrt{2} \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\sin(45^\circ - \psi)}. \quad (6.55)$$

Величини P , P_z і P_y визначаються кутом ψ . Із (6.53) визначимо умовну напругу різання:

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot b} = \frac{\sqrt{2} \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{\sin(45^\circ - \psi)}. \quad (6.56)$$

Функцію $\sin(45^\circ - \psi)$ виразимо через відоме відношення:

$$\sin(45^\circ - \psi) = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot (\cos \psi - \sin \psi), \quad (6.57)$$

тоді

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \psi}{\cos \psi - \sin \psi} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{1 - \operatorname{tg} \psi}. \quad (6.58)$$

З урахуванням відношення $K_{різ} = P_z / P_y = 1 / \operatorname{tg} \psi$, маємо

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\left(1 - \frac{1}{K_{різ}}\right)}. \quad (6.59)$$

Як видно з табл. 6.7, зі збільшенням $K_{різ}$ функція $\sigma/2 \cdot \tau_{зсув}$ зменшується. При $K_{різ} \rightarrow \infty$ справедливо $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{зсув}$, а при $K_{різ} \rightarrow 1$ справедливо $\sigma \rightarrow \infty$. Залежність (6.59) відрізняється від (6.16). Так умова $\sigma \rightarrow \infty$ виконується при $K_{різ} \rightarrow 0$, а при $K_{різ} = 1$ функція $\sigma/2 \cdot \tau_{зсув}$ приймає конкретне значення. Цим показано, що залежність (6.59) справедлива лише в діапазоні $K_{різ} > 1$. При $0 < K_{різ} < 1$ рішення не існує. Оскільки умова $K_{різ} > 1$ реалізується при лезовій обробці, то й залежність (6.59) справедлива для лезової обробки. При абразивній обробці, коли $0 < K_{різ} < 1$, залежність (4.59) не може бути застосована.

Таблиця 6.7

Розрахункові значення функції $\sigma/2 \cdot \tau_{зсув}$

$K_{різ}$	1	1,2	1,5	2	4	8
$\sigma/2 \cdot \tau_{зсув}$	∞	6	3	2	1,33	1,142

6.5. Уточнений розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання з урахуванням дії на передній поверхні інструмента рівномірно розподіленого нормального навантаження

Для розрахунку напруг у зоні обробки від дії на передню поверхню інструмента рівномірно розподіленого навантаження скористаємося теоретичним підходом, запропонованим у роботах [146; 159] і розвиненим у роботах [41; 93]. Розглянемо розрахункову схему (рис. 6.10) і на її основі визначимо дотичне напруження τ , яке виникає в напівплощині від дії на її прямолінійній границі рівномірно розподіленого нормального наванта-

$$\tau = \int_{\theta_0}^{\theta_1} q \cdot \cos(\theta - \theta_0) \cdot d\theta = q \cdot \sin(\theta_1 - \theta_0)$$

або

$$\frac{\tau}{q} = \sin(\theta_1 - \theta_0). \quad (6.63)$$

Кут $(\theta_1 - \theta_0)$ є кутом трикутника ОВС. Проведемо через вершини трикутника окружність діаметром d (рис. 6.11а). Тоді кут $(\theta_1 - \theta_0)$ буде опиратися на дугу окружності, що відповідає хорді ОВ. Як відомо із планіметрії, вписаний кут $(\theta_1 - \theta_0)$ становить половину центрального кута φ , що опирається на ту ж дугу окружності. Тому всі кути, які опираються на цю дугу, рівні між собою. З цього випливає, що кут $(\theta_1 - \theta_0)$ визначає діаметр розглянутої окружності діаметром d , яка проходить через вершини трикутника ОВС. Очевидно, чим більше кут $(\theta_1 - \theta_0)$, тим менше діаметр окружності d (рис. 6.11б). Найменший діаметр d буде досягатися при $(\theta_1 - \theta_0) = 90^\circ$, при цьому центральний кут φ складе 180° . Отже, чим менше діаметр окружності d , тим більше τ . Найбільше дотичне напруження τ досягається в окружності діаметром $d = l$.

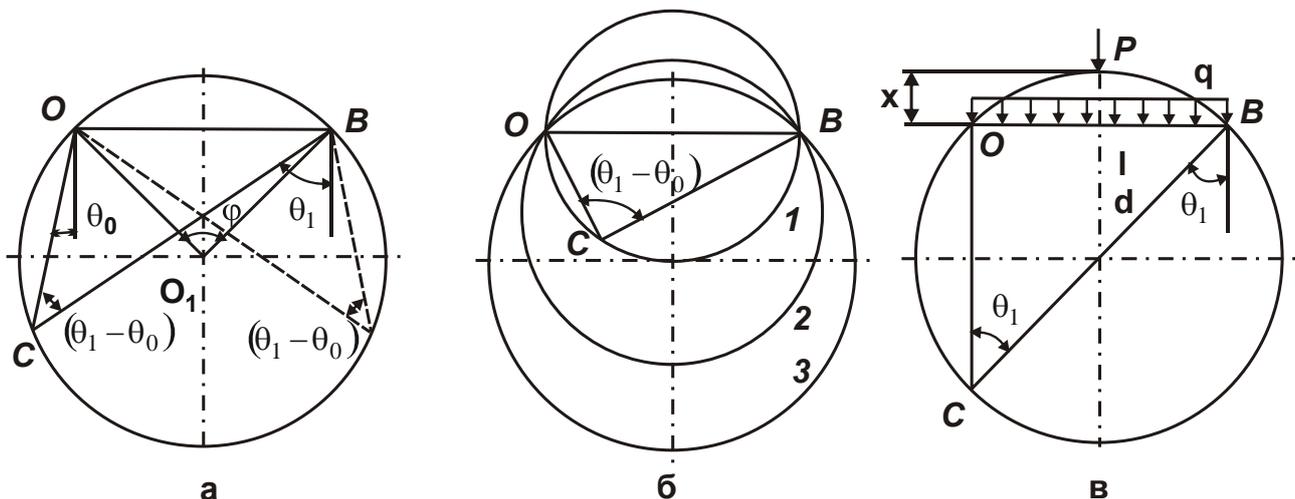


Рис. 6.11. Розрахункові схеми дотичного напруження τ

Умовні позначення: 1 - $(\theta_1 - \theta_0) = 90^\circ$; 2, 3 - $(\theta_1 - \theta_0) < 90^\circ$.

Необхідно відзначити, що дотичне напруження τ , яке виникає від дії зосередженої сили P , дорівнює дотичній напрузі τ , яке виникає від дії

рівномірно розподіленого нормального навантаження інтенсивністю q , прикладеного на деякому видаленні від зосередженої сили P (рис. 6.11в). При цьому довжина ділянки l , на якій діє рівномірно розподілене нормальне навантаження інтенсивністю q , вписана в окружність діаметром d . Відстань від точки дії зосередженої сили P до лінії дії рівномірно розподіленого нормального навантаження інтенсивністю q дорівнює величині x . Очевидно, при $l \rightarrow 0$ маємо $x \rightarrow 0$, тобто точки дії зосередженої сили P й навантаження q фактично збігаються. Застосуємо отримане рішення для визначення кута β при різанні. Припустимо, що на передню поверхню інструмента з нульовим переднім кутом діє лише рівномірно розподілене нормальне навантаження інтенсивністю q (рис. 6.12а). Тертя оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента відсутнє. Вирішимо задачу – визначити становище умовної площини зсуву матеріалу BP при різанні з товщиною зрізу a .

Відповідно до отриманого рішення (6.63), кут θ_1 відповідає куту β , тобто $\theta_1 = \beta$. Кут θ_0 визначає довжину контакту матеріалу з передньою поверхнею інструмента l . Цей кут змінюється в межах $\theta_1 \dots 0$, а також може приймати негативні значення в межах $0 \dots -\theta_0$ (рис. 6.12б).

У п. 6.2 теоретично встановлене відношення $\tau_{зсув} = 0,5 \cdot \sigma_{ст}$. У науково-технічній літературі наводяться експериментальні дані, згідно з якими для сталей справедливо $\tau_{зсув} \approx 0,7 \cdot \sigma_{ст}$. Отже, у першому наближенні можна вважати, що $\tau_{зсув} = (0,5 \dots 0,7) \cdot \sigma_{ст}$, тобто руйнування матеріалу в зоні різання, згідно з (6.63), відбудеться за умови $\tau/q = 0,5 \dots 0,7$. Це відповідає значенням кута $(\theta_1 - \theta_0) - 30^\circ$ і 45° .

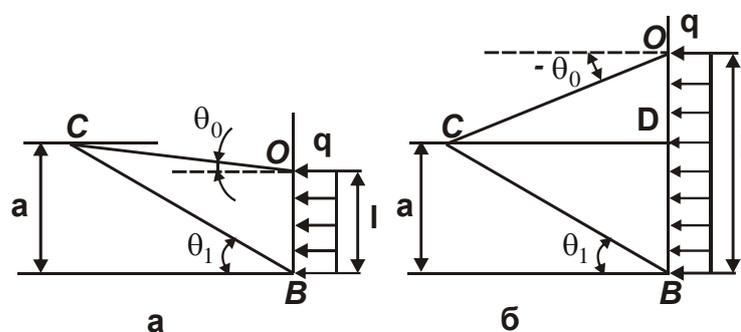


Рис. 6.12. Розрахункові схеми кута θ_1 для позитивного (а) і негативного (б) кута θ_0

Залежність (6.63) за умови $\theta_0 = 0$ приймає вигляд $\theta_1 = 30^\circ \dots 45^\circ$. За умови $\tau/q = 0,7$ кут $\theta_1 = 45^\circ$. Отже, умовний кут зсуву матеріалу $\beta = \theta_1 = 45^\circ$. Це рішення збігається з раніше отриманим рішенням для зосередженої сили різання P при її дії в зоні різання під кутом $\psi = 0$ до напрямку руху інструмента (при відсутності тертя). Виходячи із залежності (6.63) з урахуванням $\beta = \theta_1$, кут β опишеться

$$\beta = \alpha + \theta_0, \quad (6.64)$$

де $\alpha = \arcsin \frac{\tau}{q} = \arcsin \frac{\tau_{зсув}}{\sigma_{ст}}$.

Для $\frac{\tau_{зсув}}{\sigma_{ст}} = 0,5$:

$$\beta = 30^\circ + \theta_0. \quad (6.65)$$

Для $\frac{\tau_{зсув}}{\sigma_{ст}} = 0,7$:

$$\beta = 45^\circ + \theta_0. \quad (6.66)$$

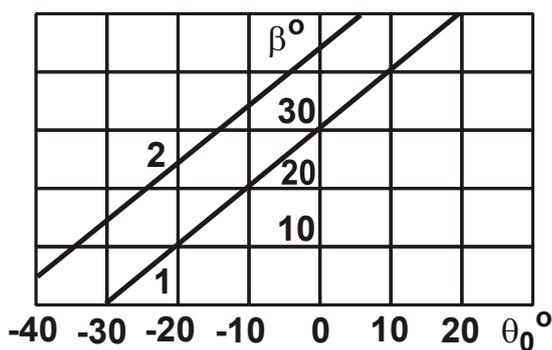


Рис. 6.13. Залежність умовного кута зсуву матеріалу β від кута θ_0

Умовні позначення: 1 - $\alpha = 30^\circ$;
2 - $\alpha = 45^\circ$.

На рис. 6.13 зображені розрахункові значення β залежно від кута θ_0 , який приймає як позитивні, так і негативні значення. З рис. 6.13 видно, що з переходом від позитивних до негативних значень кута θ_0 кут β зменшується аж до нуля. Цим показано, що врахування у розрахунковій схемі процесу різання рівномірно розподіленого нормального навантаження інтенсивністю q , яке діє на передній поверхні інструмента, дозволяє

одержати досить малі значення β , що відповідають експериментальним значенням (див. рис. 6.7, 6.8, див. табл. 6.4). Отже, отримане уточнене рішення дозволяє наблизити розрахункові й експериментальні значення β й привести до відповідності теорію й практику процесу різання. Отримане теоретичне рішення відкриває нові можливості аналізу й оптимізації параметрів процесу різання, виявлення й усунення причин, що викликають високу силову напруженість процесу різання.

Як впливає із залежності (6.64), основним шляхом збільшення β й зниження силової напруженості процесу різання (енергоємності обробки) є забезпечення переходу від негативних до позитивних значень кута θ_0 й збільшення позитивного кута θ_0 . Виконати цю умову можна за рахунок зменшення довжини контакту оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента l . При $l \rightarrow 0$ відбувається перехід від розподіленого навантаження, яке діє на передній поверхні інструмента, до зосередженої сили різання, що як показано в попередніх параграфах, веде до збільшення кута β й зниженню умовної напруги різання (енергоємності обробки). Отже, з погляду зниження енергоємності обробки ефективно довжину контакту матеріалу з передньою поверхнею інструмента l зменшувати. Хоча цей шлях, як відомо, веде до збільшення напруг, які виникають у ріжучому клині інструмента, та ймовірності його поломки.

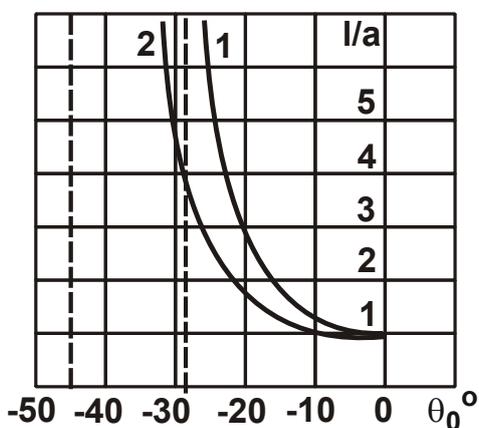


Рис. 6.14. Залежність відношення l/a від кута θ_0
 Умовні позначення: 1 - $\alpha = 30^\circ$;
 2 - $\alpha = 45^\circ$.

Невеликі значення l досягаються при різанні тендітних матеріалів, коли не утворюється зливна стружка. При обробці пластичних матеріалів (сталей, кольорових металів тощо), утворюється довга зливна стружка, що приводить до збільшення l/a до 6 і більше разів. Тому збільшити кут β й знизити енергоємність обробки в цих умовах складніше.

Використовуючи розрахункову схему (див. рис. 6.12б), встановимо зв'язок між кутом θ_0 і відношенням l/a для $l \geq a$, тобто для негативного кута θ_0 . Розглянемо трикутник ОВС. Відрізок CD є висотою, проведеною з вершини C до його основи ОВ:

Використовуючи розрахункову схему (див. рис. 6.12б), встановимо зв'язок між кутом θ_0 і відношенням l/a для $l \geq a$, тобто для негативного кута θ_0 . Розглянемо трикутник ОВС. Відрізок CD є висотою, проведеною з вершини C до його основи ОВ:

$$\frac{BD}{\operatorname{tg}\theta_1} = \frac{OD}{\operatorname{tg}\theta_0}. \quad (6.67)$$

Перетворивши залежність (6.67) з урахуванням залежності (6.64) і $\beta = \theta_1$, маємо:

$$\frac{l}{a} = 1 + \frac{\operatorname{tg}\theta_0}{\operatorname{tg}(\alpha - \theta_0)}. \quad (6.68)$$

У табл. 6.8 і на рис. 6.14 наведені розраховані по залежності (6.68) значення l/a залежно від кута θ_0 для двох значень кута $\alpha - 30^\circ$ і 45° . Як видно, зі збільшенням негативного кута θ_0 відношення l/a безупинно збільшується.

Таблиця 6.8

Розрахункові значення відношення l/a

θ_0 , град.	0	-10	-20	-25	-35	-40
l/a (для $\alpha = 30^\circ$)	1	1,48	3,1	6,3	-	-
l/a (для $\alpha = 45^\circ$)	1	1,25	1,78	2,28	5,0	10,6

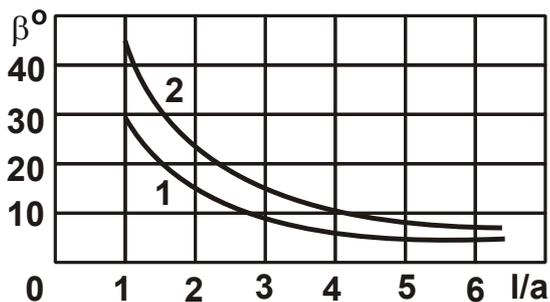


Рис. 6.15. Залежність умовного кута зсуву матеріалу β від l/a

Умовні позначення: 1 - $\alpha = 30^\circ$;
2 - $\alpha = 45^\circ$.

Використовуючи дані рис. 6.13; 6.14, отримані графіки зміни β від l/a для двох значень кута $\alpha - 30^\circ$ і 45° (рис. 6.15). При $l/a = 1$ кут β дорівнює куту α , тобто приймає найбільші значення. Зі збільшенням l/a кут β зменшується й при $l/a = 6$ дорівнює $\beta = 5^\circ$ (для $\alpha = 30^\circ$) і $\beta = 7^\circ$ (для $\alpha = 45^\circ$). Таким чином доведено, що довжина контакту матеріалу з передньою поверхнею інструмента l впливає на зміну кута β й

умовної напруги різання (енергоємності обробки). З її збільшенням кут β зменшується до малих значень ($\beta < 10^\circ$), що погодиться з відомими екс-

периментальними даними й дозволяє пояснити значну розбіжність між експериментальними й теоретичними значеннями кута β .

Отримані теоретичні рішення дозволяють сформулювати основні умови зменшення енергоємності при шліфуванні. Як і при різанні лезовим інструментом, вони полягають в забезпеченні руйнування стружок, що утворюються, з метою зменшення довжини їхнього контакту з ріжучими зернами. У цьому випадку силу різання можна розглядати у вигляді зосередженої сили, прикладеної до вершини зерна, що, як показано вище, збільшує параметри β й σ . Забезпечити часткове руйнування стружок при шліфуванні можна, наприклад, за рахунок застосування електроерозійного й електрохімічного шліфування [7; 16; 27; 120].

6.6. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей з важкооброблюваних матеріалів

6.6.1. Визначення умов підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури

Для оцінки технологічних можливостей підвищення якості й продуктивності обробки були проведені експериментальні дослідження фінішної обробки відповідальних деталей гідроапаратури авіаційного призначення – сепаратора й плунжера. Сепаратор

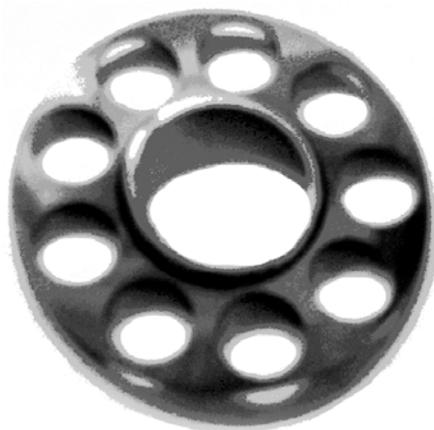


Рис. 6.16. Сепаратор

діаметром 50,8 мм виготовлений зі сталі 20Х3 МВФ-Ш твердістю $HV \geq 800$ (рис. 6.16). До точності й шорсткості обробки його торцевої поверхні пред'являються високі вимоги: площинність обробки – до 0,005 мм, шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм. Однак стабільно їх виконати досить складно, особливо вимоги по площинності обробки. Це пов'язане з тим, що ця деталь остаточно оброблялася шляхом доведення абразивним порошком. Специфіка

обробки вільним абразивом не дозволяла забезпечити необхідну площинність навколо всіх 9-ти отворів і зовнішньої кромки деталі, тому що абразивний порошок при обробці в основному концентрується біля отво-

ру, у результаті чого відбувається підвищене знімання металу навколо отвору й по зовнішній кромці деталі. Очевидно, це порушує площинність обробки. У цих умовах домогтися високих показників точності обробки можна за рахунок застосування обробки зв'язаним абразивом – абразивним інструментом, наприклад, торцем шліфувального круга. Ефективною може бути схема шліфування обертового сепаратора торцем круга, як це зображено на рис. 5.6. Істотним недоліком цієї схеми є велика площа контакту сепаратора з кругом, що веде до збільшення температури і появи на оброблюваній поверхні температурних дефектів.

Щоб зменшити температуру шліфування, як наведено в п. 5.1.4, доцільно площу контакту круга з деталлю встановлювати приблизно рівній половині оброблюваної поверхні. Ефективним рішенням також може бути схема шліфування з пульсуючою радіальною подачею круга (див. рис. 4.27), яка заснована на періодичному створенні в технологічній системі натягу певної величини. Застосування цієї схеми, як встановлено в п. 4.3.6, дозволяє збільшити до 4-х разів продуктивність обробки, а також точність оброблюваної поверхні при одній і тій же температурі шліфування (у часі). Реалізувати цю схему можна на шліфувальному верстаті "Теленхауз" (рис. 6.17) з вертикальним розташуванням шпинделя, що забезпечує обертання оброблюваного кільця (сепаратора) у площині стола верстата. При цьому сепаратор обертається проти годинникової стрілки, а шліфувальний круг – за годинниковою стрілкою.



Рис. 6.17. Загальний вигляд шліфувального верстата "Теленхауз"

У зв'язку з цим був проведений комплекс експериментальних досліджень торцевого шліфування торцевої поверхні сепаратора щодо встановлення можливості ефективного переходу від доведення абразивним порошком до шліфування. Оцінювався вплив характеристик абразивних кругів і режимів шліфування на основні технологічних показників шліфування: площинність і шорсткість обробки, наявність на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. У результаті експериментальних досліджень встановлено, що при створенні в технологічній системі натягу, що перевищує 0,01 мм, можлива поява на оброблюваній поверхні припикань, а площинність і шорсткість обробки перевищують припустимі значення. Отже, для забезпечення необхідних показників площинності й шорсткості обробки необхідно, по-перше, величину натягу в технологічній системі створювати не більше 0,01 мм і, по-друге, шліфування виконувати у два переходи: чорнове й чистове шліфування. Виходячи з цього, визначені оптимальні умови обробки. Припуск, що знімається (до 0,08 мм), віддалявся за пружною схемою, для чого в технологічній системі періодично створювався натяг величиною 0,01 мм, тобто фактично реалізувалася схема виходжування (див. рис. 4.27). Досліди виконувалися з використанням чашкових циліндричних абразивних кругів розміром 36x50x12 зернистістю 4 і твердістю Т3 (при чорновому шліфуванні) і кругів зернистістю М7 (при чистовому шліфуванні). У якості технологічного середовища застосовувалося трансформаторне масло. Експериментально встановлено, що досягається площинність обробки в межах 0,005 мм, шорсткість оброблюваної поверхні $R_a = 0,16$ мкм, повністю виключаються припикання й інші температурні дефекти на оброблюваній поверхні. Таким чином, застосування цієї схеми забезпечує виконання високих вимог з якості обробки відповідальної деталі гідроапаратури – сепаратора.

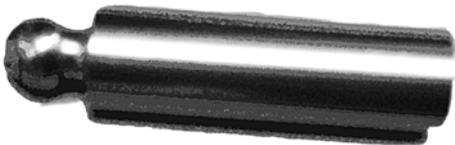


Рис. 6.18. Плунжер

Однією з відповідальних деталей гідроапаратури також є плунжер (рис. 6.18) діаметром 13 мм і довжиною 54,5 мм, який виготовлений зі сталі Х12 МФ-У твердістю HRC 60 ... 64. Плунжер входить в отвір ротора, утворюючи пару тертя. Тому до його обробки пред'являються високі вимоги: конусність і овальність повинні бути не більше 0,003 мм, шорсткість поверхні повинна відповідати 11-му класу чистоти. Раніше ця

деталь оброблялася на безцентровошліфувальному верстаті, потім її доводили на плиті послідовно пастою й повстяним кругом. Основні недоліки діючої технології: утворення на оброблюваних поверхнях припикань і окремих рисок-подряпин, що вимагало тривалого часу з їхнього виведення. Припикання виникали при роботі круга в режимі періодичного затуплення.

Як відомо, метод безцентрового шліфування забезпечує досить високу точність обробки, однак не завжди забезпечує високі показники шорсткості поверхні й тим більше усунення окремих глибоких рисок-подряпин на оброблюваній поверхні. Більш ефективним методом обробки в цьому плані може бути метод круглого зовнішнього шліфування, реалізований на сучасних шліфувальних верстатах, які характеризуються підвищеною точністю, жорсткістю й вібростійкістю. У зв'язку з цим проведено комплекс експериментальних досліджень параметрів круглого зовнішнього шліфування плунжера на сучасному круглошліфувальному верстаті мод. "Okamoto". Шліфування виконувалося абразивним кругом 300x25x27 64С 40СМ 25 ($n_{кр} = 1\ 778 - 2\ 145$ об./хв.; $n_{дет} = 150$ об./хв.; $S_{позд} = 3$ м/хв. (при чорновому шліфуванні); $S_{позд} = 1,1$ м/хв. (при чистовому шліфуванні); технологічне середовище: Тенол ПЛ-1 СН-І). Цей круг характеризується високою ріжучою здатністю і дозволяє уникнути утворення припикань і окремих рисок-подряпин на оброблюваній поверхні. При цьому забезпечуються високі вимоги з точності й шорсткості поверхні. Це дозволило повністю виключити наступні трудомісткі операції ручного доведення. Отже, забезпечення високої ріжучої здатності абразивного круга створює умови для зменшення енергоємності обробки й підвищення якості й продуктивності, а це деякою мірою підтверджує отримані в роботі результати досліджень.

6.6.2. Експериментальні дослідження параметрів переривчастого й звичайного алмазного шліфування твердосплавних виробів

З метою оцінки технологічних можливостей підвищення якості й продуктивності обробки твердосплавних виробів були проведені експериментальні дослідження торцевого шліфування переривчастим алмазним кругом 12А2 45° 150x42x10x5x32 АС6 160/125 4 В1-13 (рис. 6.24)

виробництва Інституту надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України й алмазним кругом 12A2 45° 150x10x5x32 AC6 125/100 4 B2-01. Із цією метою в умовах інструментального виробництва оброблялися плоскі поверхні пластин із твердого сплаву Т30К4, якими оснащуються різці 16x16x140. Обробка здійснювалася на заточувальному верстаті без застосування технологічного середовища. Швидкість круга встановлювалася рівною $V_{кр} = 30$ м/с. У результаті проведених досліджень встановлено, що при глибині шліфування – до $t = 0,05$ мм при використанні переривчастого алмазного круга припикання й мікротріщини на оброблюваних поверхнях не утворюються (рис. 6.25). При шліфуванні цих же пластин звичайним алмазним колом із суцільною робочою поверхнею при глибині шліфування $t \leq 0,01$ мм мають місце припикання й мікротріщини. Так, з 10 оброблених пластин 3 – 4 пластини йдуть у брак у зв'язку з утворенням на них температурних дефектів.



Рис. 6.19. Переривчастий алмазний круг

Таким чином встановлено, що при шліфуванні переривчастим кругом теплова напруженість процесу нижче. Це свідчить про вірогідність отриманих теоретичних результатів, а також про можливість підвищення продуктивності обробки при переривчастому шліфуванні. Порівняно зі звичайним алмазним шліфуванням продуктивність може бути збільшена в 5 разів (рис. 6.20) при необхідній якості обробки. Переривчасті алмазні круги були також використані при шліфуванні передньої по-

верхні лез рушничних свердел діаметром 22 мм, виготовлених із твердого сплаву ВК8. Дослідами встановлено, що при зніманні припуску 3 мм переривчасте шліфування забезпечує продуктивність обробки, яка в 5 разів перевищує продуктивність звичайного алмазного шліфування (за умови відсутності на оброблюваних поверхнях температурних дефектів). Обробку можна виконувати з глибиною шліфування 0,05 мм, тоді як при звичайному алмазному шліфуванні вона нижче й змінюється в межах 0,005 – 0,01 мм. Це узгоджується з теоретичними рішеннями. Ефект досягнуто за рахунок зниження температури шліфування θ (виключення припикань) і градієнта температури $grad\theta$ (виключення мікротріщин) у ре-

зультаті зменшення щільності теплового потоку q й часу контакту круга з оброблюваним матеріалом τ відповідно до залежностей, отриманих на

основі (4.1): $\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \tau$; $\text{grad}\theta = \frac{q}{\lambda}$.

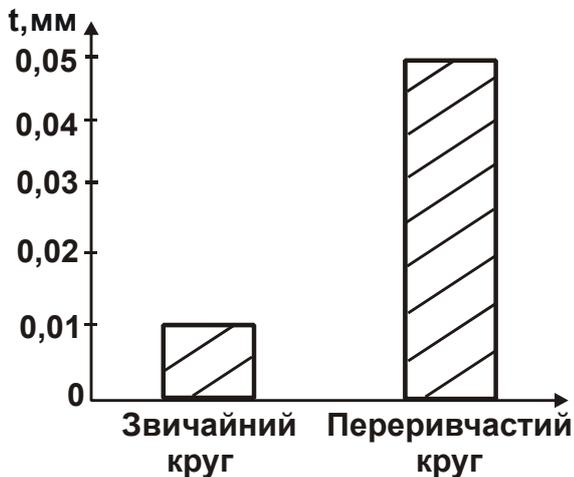


Рис. 6.20. **Значення глибин шліфування, вилучаючих утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях при звичайному й переривчастому алмазному шліфуванні**

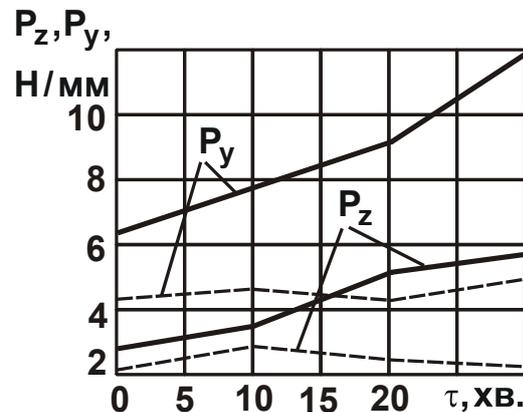


Рис. 6.21. **Залежність складових питомої сили різання P_z і P_y від часу шліфування (контурні лінії – суцільний круг, штрихові лінії – переривчастий круг)**

Зменшення щільності теплового потоку q (обумовленого силою різання) при переривчастому шліфуванні підтверджено експериментально (див. рис. 6.21 [172]). Отже, застосування переривчастого круга знижує теплову напруженість процесу й вилучає температурні дефекти.

6.6.3. Експериментальні дослідження параметрів шліфування твёрдосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням електроерозійної правки

Оцінимо технологічні можливості шліфування твёрдосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням електроерозійної правки. Для цього заточувальний верстат мод. ЗУ642 був

модернізований і укомплектований джерелом постійного струму потужністю 4 кВт (рис. 6.22). Шліфування пластин із твердого сплаву ВК8 виконувалося алмазним кругом 12А2 45° 150x10x3 АС6 100/80 М1-01 4 з режимом: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,01 - 0,05$ мм.

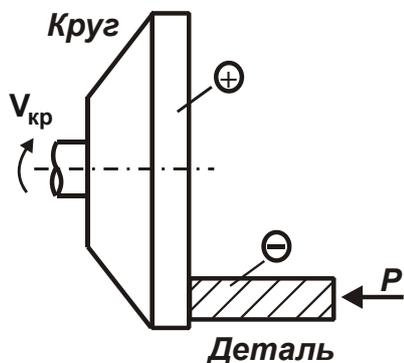


Рис. 6.22. **Схема електроерозійної правки алмазного круга на металевій зв'язці**

Установлено, що шліфування цим кругом виключає утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів. Це пов'язане з тим, що за рахунок електроерозійної правки досягається збільшене виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки круга, а це знижує силу й теплову напруженість шліфування. Встановлено також, що шліфування цим кругом приводить до більш високої шорсткості поверхні, чим при шліфуванні алмазним кругом 12А2 45° 150x10x3 АС6 100/80 В2-01 4 на органічній зв'язці (рис. 6.23). Крім того, на краях оброблюваної пластини утворюються мікротріщини, що знижує гостроту її ріжучої кромки. Це пов'язане з тим, що металева зв'язка круга міцно

втримує алмазні зерна, забезпечуючи підвищення величини їх зношування до моменту руйнування й випадання зі зв'язки.

Необхідно відзначити, що шліфування абразивними кругами твердосплавних інструментів забезпечує більш низьку якість обробки. Це виражається, насамперед, в утворенні температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Тому в інструментальному виробництві на операціях шліфування й заточення твердосплавних інструментів використовуються алмазні переривчасті круги, а також круги на металевих зв'язках, які працюють у режимі періодичної електроерозійної правки, вилучають температурні дефекти та збільшують продуктивність обробки.

Для оцінки рівня залишкових напруг, що виникають у поверхневому шарі оброблюваного матеріалу, були проведені експериментальні дослідження круглого зовнішнього шліфування твердосплавних пластин із ВК8, установлених у спеціальне оправлення. Використовувались алмазні круги на металевій зв'язці 1А1 300x25x6 АС6 125/100 М1-01 4 з режимом шліфування: швидкість круга $V_{кр} = 30$ м/с, швидкість обертання деталі $V_{дет} = 12$ м/хв., поперечна подача $S_{поп} = 0,02$ мм/подв. хід, припуск

складав 6 мм. Обробка виконувалась у трьох варіантах: звичайного шліфування, електроерозійного шліфування (із введенням у зону різання

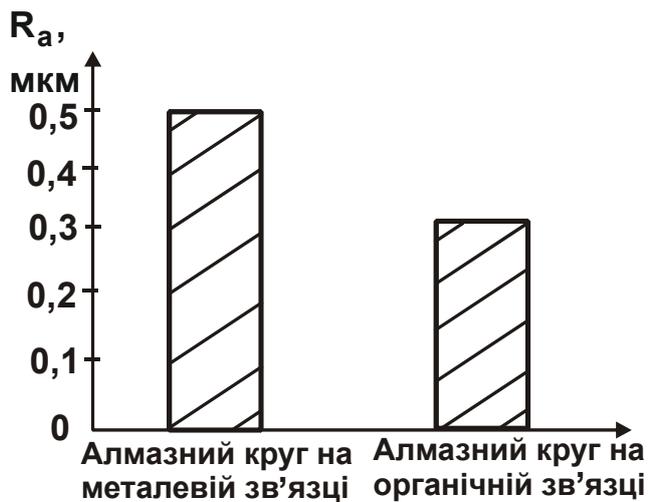


Рис. 6.23. Значення шорсткості поверхні R_a при шліфуванні алмазними кругами на металевій та органічній зв'язках

Умови обробки: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,02$ мм.

постійного електричного струму) і шліфування алмазним кругом після його електроерозійної правки. Оцінка внутрішніх напружень у поверхневому шарі оброблених пластин проводилася по відомій методиці [21]. Результати досліджень подані в табл. 6.9. Як видно, застосування електроерозійної правки алмазного круга дозволяє одержати негативні (стискаючі) залишкові напруги внаслідок переваги силового фактора над температурним, що сприятливо позначається на експлуатаційних властивостях обробленої поверхні. При алмазному електроерозійному шліфуванні (сила струму $I = 20$ А) в поверхневому шарі деталі формуються незначні напруги розтягнення $\sigma_{x1} = +240$ Н/мм, що пояснюється термічним впливом електричних розрядів на поверхню оброблюваної пластини. При цьому на поверхні виникають лунки глибиною близько 18 мкм.

постійного електричного струму) і шліфування алмазним кругом після його електроерозійної правки. Оцінка внутрішніх напружень у поверхневому шарі оброблених пластин проводилася по відомій методиці [21]. Результати досліджень подані в табл. 6.9. Як видно, застосування електроерозійної правки алмазного круга дозволяє одержати негативні (стискаючі) залишкові напруги внаслідок переваги силового фактора над температурним, що сприятливо позначається на експлуатаційних властивостях обробленої поверхні. При алмазному електроерозій-

Таблиця 6.9

Значення залишкових напруг σ_x

Вид алмазного шліфування	Звичайне алмазне шліфування	Електроерозійне алмазне шліфування	Шліфування алмазним кругом після його електроерозійної правки
σ_x , Н/мм ²	+157,4	+240	-262,2
Глибина лунки, мкм	8 (мікротріщини)	18	(немає мікротріщин і задирок)

При звичайному алмазному шліфуванні на поверхні чітко видно мікротріщини, які є результатом релаксації внутрішніх напружень і характерні для тендітних і твердих матеріалів. Наявність залишкових напруг розтягнення свідчить про перевагу температурного фактора. Глибина лунок при цьому становить 8 мкм. Як видно, якість пластини, прошліфованої алмазним кругом після його електроерозійної правки, є найкращою, оскільки на її поверхні відсутні задирки й мікротріщини, а залишкові напруги – негативні. Ефект обумовлений високою ріжучою здатністю круга, що забезпечує зниження енергоємності обробки.

6.6.4. Експериментальні дослідження параметрів алмазного шліфування торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту

Виконаємо оцінку можливості підвищення якості й продуктивності обробки при алмазному шліфуванні торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту (рис. 6.24). Досліді виконувалися на внутрішньошліфувальному верстаті мод. 3K227, переустаткованому під шліфування торцевої поверхні кільця (яке кріпиться в патроні верстата) торцем алмазного круга на металевій зв'язці М1-01. Верстат також було модернізовано під електроерозійну правку круга з використанням джерела технологічного струму (випрямляча з трансформатором) потужністю 1,62 кВт, який формує постійний електричний струм напругою 36 В і силою струму до 45 А. Охолоджувальна рідина – 3-відсотковий розчин соди. Швидкість круга – 28 м/с, швидкість обертання кільця – 30 м/хв. Шліфування партій кілець у кількості по 100 штук виконувалося за пружною схемою з питомим тиском 70 Н/см².

Спочатку виконувалися досліді зі шліфування кілець, зовнішній діаметр яких був менше ширини робочої частини круга (менше 20 мм). У цьому випадку площа контакту круга з оброблюваним кільцем дорівнювала площі оброблюваної поверхні кільця. Потім виконувалися досліді зі шліфування кілець більшого діаметра, що дозволило реалізувати меншу площу контакту круга з кільцем. Для здійснення цієї умови застосовувалися алмазні круги із шириною робочої частини 10 і 20 мм. Характеристики алмазних кругів: 12A2 45° 150x10x3x32 AC6 100/80 4 М1-01 і 12A2 45° 200x20x5x32 AC6 100/80 4 М1-01.

Досліди показали, що при площі контакту круга з кільцем рівній площі оброблюваної поверхні кільця, а також при площі контакту круга з кільцем значно меншій площі оброблюваної поверхні кільця (позиції III і I на рис. 6.25) підвищується імовірність появи припикань. При площі контакту круга з кільцем рівній половині площі оброблюваної поверхні кільця припикання практично були відсутні. Це узгоджується з теоретичними результатами, наведеними в п. 5.1.4.

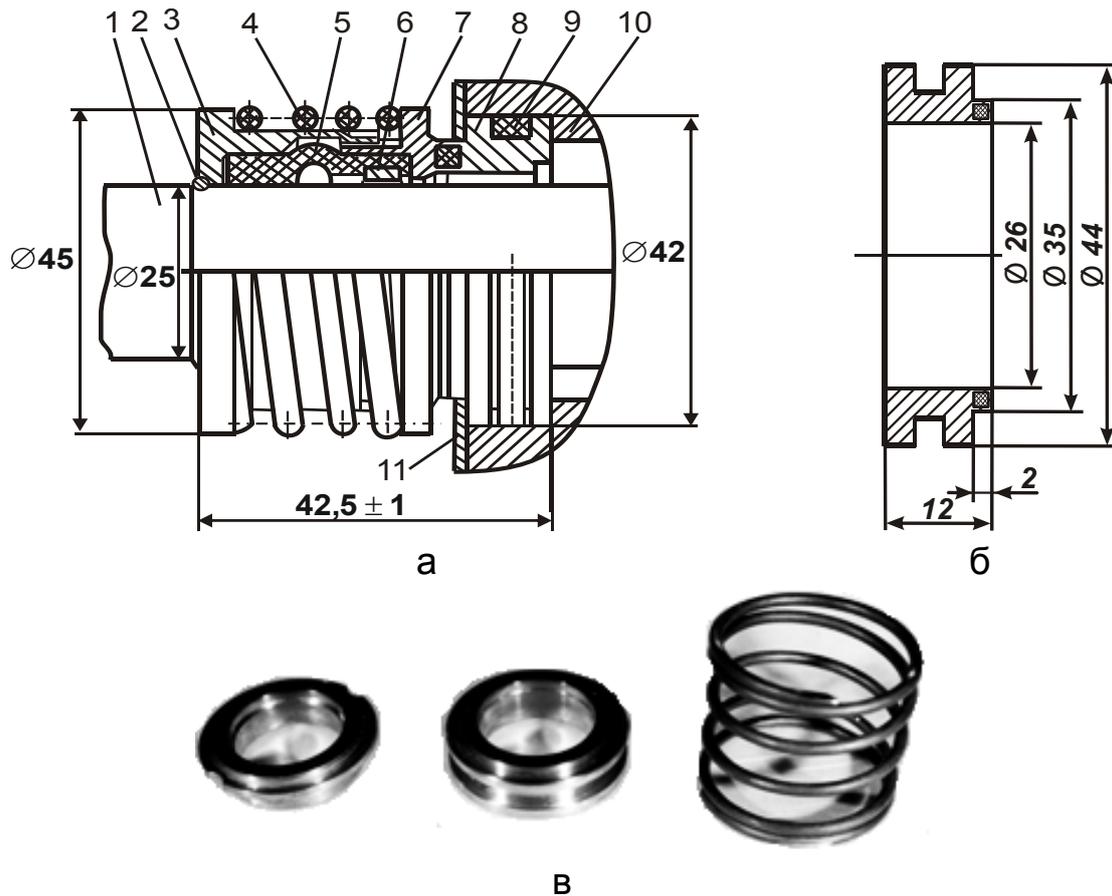


Рис. 6.24. Торцеве ущільнення 1P25 (а), креслення оброблюваного кільця (б) і компоненти ущільнення (в)

Умовні позначення: 1 – вал протектора; 2 – запірне кільце; 3 – упор (обтискне кільце); 4 – пружина; 5 – сильфон; 6 – розпірне кільце; 7 – обертове кільце; 8 – необертове кільце; 9 – кільце ущільнювальне; 10 – корпус протектора; 11 – кільце.

Експериментально встановлено також, що зі збільшенням швидкості кільця до 30 м/хв. імовірність появи припикань зменшувалася. При подальшому збільшенні швидкості кільця процес шліфування протікав хитливо, підвищувалася шорсткість поверхні. Отже, доцільно здійснювати

процес шліфування зі швидкістю обертання кільця 30 м/хв. Мікротвердість поверхні кільця (при відсутності припікань) при навантаженні 100 г становить 11 305 Н/мм². На глибині 5 мкм мікротвердість менша – 9 844 Н/мм², що свідчить про перевагу у формуванні мікротвердості поверхні силового фактора [152].

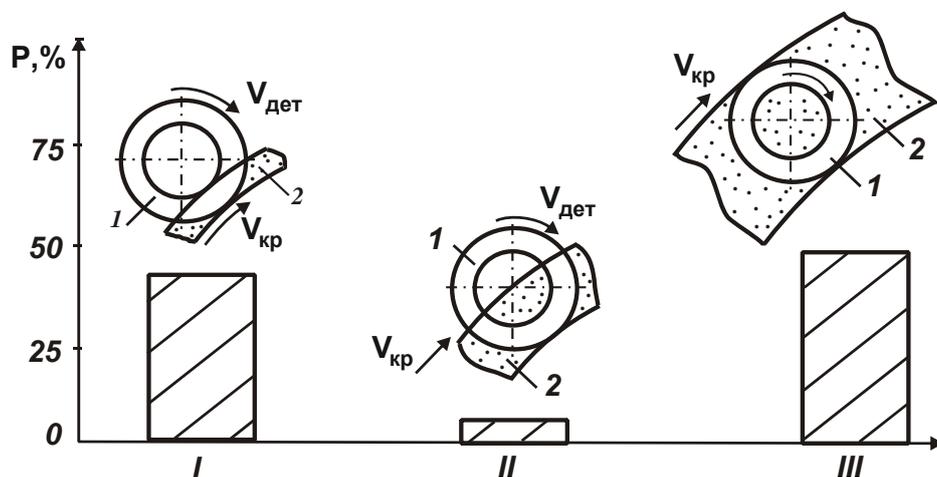


Рис. 6.25. Залежність імовірності появи припікань P (в %) від характеру контакту оброблюваного кільця (1) з кругом (2)

Використання отриманих результатів у ВАТ завод "Потенціал" збільшило міжремонтний строк роботи ущільнювальних кілець в 3 – 4 рази. Це стало важливим фактором для створення конкурентоспроможних електробурів для буровлення нафтових і газових шпар та заглибних електродвигунів серії ЗЕД, застосовуваних в установках відцентрових насосів для видобутку нафти.

Таким чином, експериментально встановлено, що при алмазному торцевому шліфуванні обертового кільця з композиційного матеріалу на основі реліту залежність імовірності появи припікань на його поверхні від збільшення площі контакту круга з кільцем має екстремум, приймаючи мінімальне значення за умови, коли площа контакту круга з кільцем дорівнює приблизно половині площі оброблюваної поверхні. Отриманий експериментальний результат погодиться з теоретичними рішеннями, що свідчить про їхню вірогідність.

Розділ 7

Розробка та впровадження ефективних операцій фінішної механічної обробки деталей гідроапаратури

7.1. Визначення умов підвищення точності механічної обробки отворів у деталях гідроапаратури

7.1.1. Загальний підхід до аналізу умов підвищення точності механічної обробки отворів

При виготовленні деталей гідроапаратури найбільш трудомісткими є операції фінішної обробки отворів. Достатньо відзначити, що трудомісткість їхньої обробки становить понад 60 % від загальної трудомісткості виготовлення деталей. Тому завдання підвищення ефективності обробки отворів має важливе значення й вимагає пошуку нових технологічних рішень. У зв'язку з цим далі розглянуті питання підвищення точності та якості механічної обробки отворів.

При розсвердлюванні отворів із нерівномірним припуском під дією неврівноважених сил різання виникає пружне переміщення елементів технологічної системи, яке викликає утворення похибок обробки. У нашій роботі [102] проведений теоретичний аналіз механізму утворення похибок обробки при розсвердлюванні отвору, коли осі свердла діаметром D

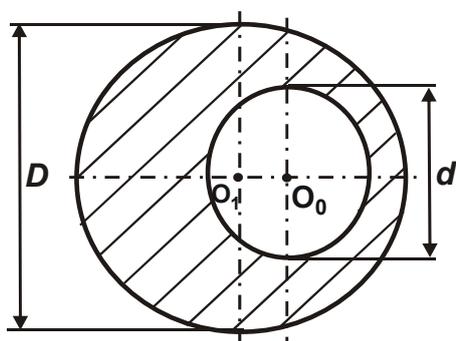


Рис. 7.1. Схема положення осей оброблюваного отвору O_0 і свердла O_1

і оброблюваного отвору діаметром d не збігаються (рис. 7.1), тобто при зніманні нерівномірного припуску. Отримано аналітичну залежність для визначення величини пружного переміщення y в технологічній системі в результаті порушення умови рівноваги радіальних складових сили різання, які діють на обидва леза свердла (рис. 7.2):

$$y = \frac{\Delta P_y}{c}, \quad (7.1)$$

де $\Delta P_y = P_{y1} - P_{y2} = \frac{\Delta P_z}{K_{\text{різ}}} \cdot \cos \varphi$ – найбільша різниця радіальних складових сили різання, які діють на обидва леза свердла, Н;

$\Delta P_z = P_{z1} - P_{z2}$ – найбільша різниця тангенціальних складових сили різання, які діють на обидва леза свердла, Н;

c – наведена жорсткість технологічної системи в радіальному напрямку, Н/м;

$K_{\text{різ}} = P_z / P_0$ – коефіцієнт різання;

$P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ – рівнодіюча радіальної P_y й осьової P_x складових сили різання, які діють на лезо свердла, Н;

2φ – подвійний кут у плані свердла.

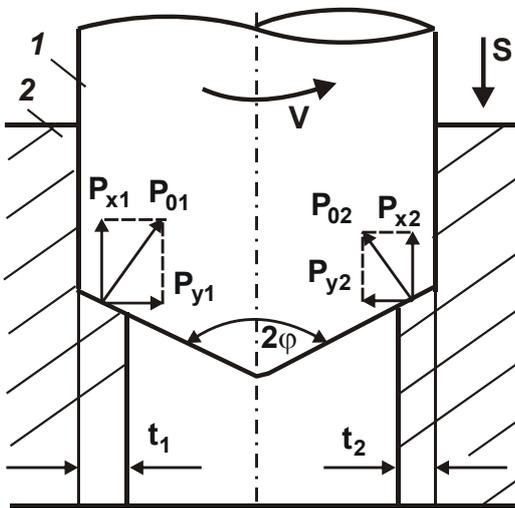


Рис. 7.2. Розрахункова схема процесу розсвердлювання отвору з нерівномірно знімаємим припуском

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

Представимо ΔP_z у вигляді

$$\Delta P_z = \sigma \cdot \Delta S_{\text{зріз}}, \quad (7.2)$$

де $\sigma = P_z / S_{\text{зріз}}$ – напруга різання, Н/м²;

$S_{\text{зріз}}$ – площа поперечного перерізу зрізу лезом свердла, м²;

$\Delta S_{\text{зріз}} = S \cdot \Delta t$ – найбільша різниця площ поперечного перерізу зрізу, які приходяться на обидва леза свердла, м²;

S – подача, м/об;

Δt – найбільша різниця глибин різання, які приходяться на обидва леза свердла, м.

Після нескладних перетворень, залежність (7.1) опишеться

$$y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{S \cdot \Delta t}{c} \cdot \cos \varphi. \quad (7.3)$$

Установлено, що наведена жорсткість c виражається залежністю:

$$c = \frac{1}{\left(\frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2}\right)}, \quad (7.4)$$

де c_1, c_2 – відповідно вигібні жорсткості свердла й оброблюваної деталі в радіальному напрямку, Н/м.

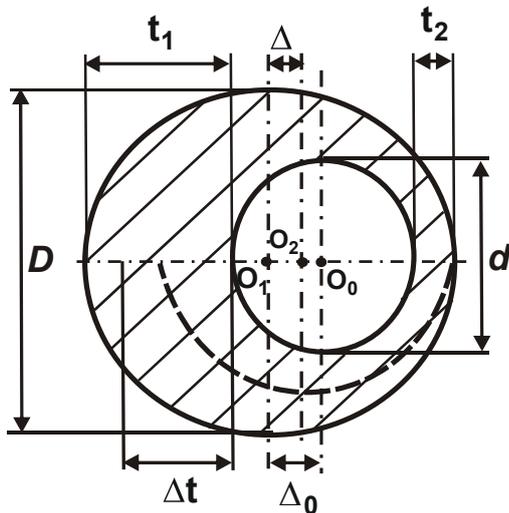


Рис. 7.3. Розрахункова схема величини зміщення осі оброблюваного отвору відносно її номінального положення Δ

Як видно із залежності (7.4), величини c_1 й c_2 однаковою мірою впливають на наведену жорсткість c технологічної системи в радіальному напрямі. Чим більше c_1 й c_2 , тим більше c . При $c_1 \rightarrow \infty$ й $c_2 \rightarrow \infty$ виконується умова $c \rightarrow \infty$. Очевидно, домогтися істотного збільшення c можна в першу чергу за рахунок збільшення жорсткості c_2 , тому що свердло становить консольно закріплену балку, яка характеризується меншою жорсткістю c_1 . Отже, наведена жорсткість c технологічної системи в радіальному напрямі за умови $c_2 \rightarrow \infty$ буде визначатися лише жорсткістю

свердла c_1 , тобто залежність (7.4) прийме простий вигляд: $c = c_1$. Як видно, залежність (7.3) містить невизначену величину Δt . Тому одержимо її аналітичне вираження на основі розрахункової схеми (рис. 7.3), де показано взаємне розташування початкового (розсвердлюваного) отвору з віссю OO_0 і оброблений отвір з номінальним положенням осі свердла OO_1 . Розглядаючи відстань $O_0O_1 = \Delta_0$ як величину відхилення між осями отвору й свердла, встановимо значення глибин різання t_1 й t_2 , які приходяться на обидва леза свердла. Для цього складемо два рівняння:

$$\begin{cases} \Delta_0 = \frac{d}{2} - \left(\frac{D}{2} - t_1\right), \\ \frac{D}{2} = \Delta_0 + \frac{d}{2} + t_2. \end{cases} \quad (7.5)$$

Із системи рівнянь (7.5) можна визначити значення максимальної t_1 й мінімальної t_2 глибин різання, які приходяться на обидва леза свердла:

$$\begin{cases} t_1 = \frac{D}{2} - \frac{d}{2} + \Delta_0, \\ t_2 = \frac{D}{2} - \frac{d}{2} - \Delta_0. \end{cases} \quad (7.6)$$

Звідки різниця глибин різання $\Delta t = t_1 - t_2$ дорівнює

$$\Delta t = 2 \cdot \Delta_0. \quad (7.7)$$

У результаті отримана аналітична залежність, яка узгоджує величину Δt з величиною відхилення між осями Δ_0 , тобто по суті, отримана аналітична залежність для визначення неспіввісності отворів. Чим більше Δ_0 , тим більше Δt . При $\Delta_0 \rightarrow 0$ маємо $\Delta t \rightarrow 0$. Величина Δt не залежить від діаметрів оброблюваного й обробленого отворів, а визначається лише Δ_0 .

У процесі різання під дією неврівноваженої сили ΔP_y , обумовленої зміною глибини різання за один оборот інструмента, вісь розсвердлюваного отвору OO_1 зміститься в напрямі осі OO_0 і прийме положення OO_2 (див. рис. 7.3). Відстань від осі OO_1 до осі OO_2 дорівнює величині пружного переміщення y , описуваного залежністю (7.3). Цим показано, що величина y дорівнює зміщенню осі обробленого отвору відносно її номінального положення OO_1 . Для зручності аналізу позначимо відстань між осями OO_1 і OO_2 через Δ , тоді $\Delta = y$ і залежність (7.3) з урахуванням (7.7) виразиться

$$\Delta = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{2 \cdot S \cdot \Delta_0}{c} \cdot \cos \varphi. \quad (7.8)$$

У результаті отримана аналітична залежність для визначення величини зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального поло-

ження Δ . Очевидно, при $\Delta_0 = 0$ величина $\Delta = 0$ і в результаті приходимо до обробленого отвору симетричної форми. При $\Delta_0 > 0$ утвориться отвір овальної форми з найбільшим діаметром $D + \Delta$. Таким чином, задача визначення похибок обробки отвору звелася до визначення величини зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального положення Δ .

Із залежності (7.8) випливає, що зменшити величину Δ можна за рахунок зменшення параметрів σ , S , Δ_0 і збільшення K_{piz} , φ , c . Зменшити відношення σ/K_{piz} можна за рахунок підвищення ріжучої здатності інструмента шляхом зниження інтенсивності тертя інструмента з оброблюваним матеріалом, збільшення переднього кута леза інструмента, застосування більш твердих інструментальних матеріалів, які підвищують зносостійкість лез інструмента й т. д. Зменшення подачі S , хоча й веде до зменшення величини Δ , але вимагає зниження продуктивності обробки, що не ефективно. Зменшити Δ за рахунок збільшення кута $\varphi \rightarrow 90^\circ$ можна застосуванням спеціальних конструкцій свердел. Однак основний шлях зменшення величини Δ пов'язаний зі зменшенням Δ_0 , тобто підвищенням точності позиціонування свердла відносно осі оброблюваного отвору. На жаль, виконати цю умову вдається далеко не завжди. Тому після розсвердлювання мають місце значні похибки обробки отвору, для усунення яких потрібне застосування наступних технологічних переходів зенкерування, розгортання й т. д. Ця технологія обробки отворів у принципі вирішує задачу точності, і тому набула широкого застосування на практиці. По суті, вона є основною при обробці отворів, хоча далеко не завжди виявляється ефективною. Це пов'язано, у першу чергу, зі значними пружними переміщеннями елементів технологічної системи, які найчастіше призводять до поломки свердла. Наприклад, як встановлено на практиці, у ряді випадків через поломки свердел фактично неможливо розсвердлити отвір.

Свердла, зенкера й розгорнення – це мірні інструменти, їхній діаметр дорівнює діаметру оброблюваного отвору. Отже, у цьому випадку має місце обробка отворів мірним інструментом. Але існує й інший підхід до обробки отворів. Він полягає в застосуванні немірних інструментів і заснований на таких методах обробки як шліфування, розточування й фрезерування отворів (рис. 7.4). У цьому випадку діаметри шліфувального круга й фрези менші діаметра оброблюваного отвору, що дозволяє

зменшити глибину різання за рахунок розподілу припуску по проходах. У підсумку можна домогтися підвищення точності й продуктивності обробки. При цьому величина пружного переміщення y в технологічній системі визначається залежністю

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{K_{\text{різ}} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{зріз}}}{K_{\text{різ}} \cdot c}. \quad (7.9)$$

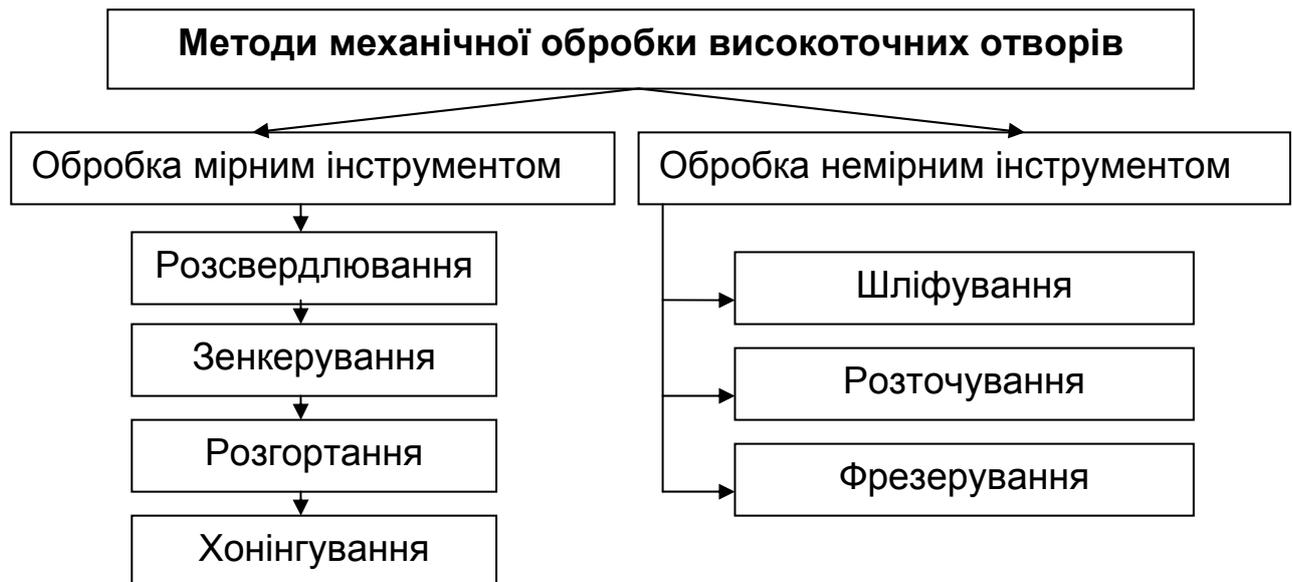


Рис. 7.4. Основні методи механічної обробки високоточних отворів

Проведемо теоретичний аналіз залежності (7.9) стосовно до процесів шліфування, розточування й фрезерування отворів із нерівномірним припуском [128].

7.1.2. Дослідження величини пружного переміщення, що виникає в технологічній системі при внутрішньому поздовжньому шліфуванні

При круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні (рис. 7.5) величина $S_{\text{зріз}}$ дорівнює сумарній миттєвій площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга. З фі-

зичної точки зору це означає, що якщо представити знятий за фіксований час τ об'єм матеріалу v у вигляді стрічки площею поперечного перерізу $S_{\text{зріз}}$ й довжиною $V_{\text{кр}} \cdot \tau$, то справедливе відношення

$$v = S_{\text{зріз}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau . \quad (7.10)$$

Об'єм знятого матеріалу v визначається по залежності

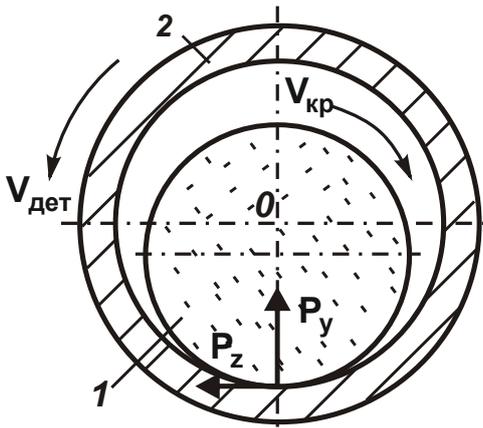


Рис. 7.5. Розрахункова схема параметрів процесу внутрішнього шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

$$v = Q \cdot \tau, \quad (7.11)$$

тоді

$$S_{\text{зріз}} = \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (7.12)$$

де Q – продуктивність обробки, $\text{м}^3/\text{с}$.

При поздовжньому шліфуванні продуктивність обробки $Q = S \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$, де S – поздовжня подача, $\text{м}/\text{об.}$; t – глибина шліфування, м ; $V_{\text{дет}}$ – швидкість обертання деталі, $\text{м}/\text{с}$. Тоді $S_{\text{зріз}}$ й величина пружного переміщення y в технологічній системі, обумовлена залежністю (7.9), аналітично опишуться

$$S_{\text{зріз}} = S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}, \quad (7.13)$$

$$y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (7.14)$$

Порівнюючи залежності (7.8) і (7.14), видно, що вони відрізняються множниками: $2 \cdot \Delta_0 \cdot \cos \varphi$ і $t \cdot V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$. Кут у плані свердла φ може приймати значення $45^\circ \dots 60^\circ$. Тоді найменше значення множника $2 \cdot \Delta_0 \cdot \cos \varphi$ в залежності (7.8) дорівнює Δ_0 .

Відношення $V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}}$ при шліфуванні встановлюється в межах $1/60 \dots 1/100$. Тоді найменше значення множника $t \cdot V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}}$ в залежності (7.14) дорівнює $0,01 \cdot t$. Зважаючи на те, що при остаточному шліфуванні глибина шліфування t встановлюється, як правило, у межах $0,005 \dots 0,01$ мм, то найменше значення множника $0,01 \cdot t$ в залежності (7.14) дорівнює $0,05$ мкм. Очевидно, величина Δ_0 при розсвердлюванні приймає значно більші значення (у межах 1 мм). Отже, при шліфуванні можна істотно зменшити величину u , яка визначається залежністю (7.14). Із цього випливає, що при відносно великих значеннях величини Δ_0 доцільно обробку отвору виконувати за схемою шліфування замість розсвердлювання. Однак необхідно відзначити, що цей розрахунок справедливий, якщо жорсткість s технологічної системи, а також відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ у двох випадках рівні.

Безсумнівно, відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ при шліфуванні буде більше, ніж при розсвердлюванні. Це випливає з того, що при шліфуванні коефіцієнт різання $K_{\text{рез}}$ менше, ніж при лезовій обробці, а відповідно до залежності (3.4) це приводить до збільшення умовної напруги різання σ й відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$. Однак розходження відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ не настільки істотно порівняно з розходженням множників Δ_0 і $t \cdot V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}}$, які входять у залежності (7.8) і (7.14). Тому при шліфуванні величина пружного переміщення u в технологічній системі буде менше, ніж при розсвердлюванні. Отже, ефективно переходити від технології розсвердлювання отвору (з наступним його зенкеруванням і розгортанням) до технології шліфування отвору, тобто до внутрішнього шліфування.

7.1.3. Дослідження пружних переміщень, які виникають у технологічній системі при розточуванні отвору

Оцінимо можливості зменшення величини пружного переміщення u в технологічній системі при розточуванні отвору на основі залежності (7.1), рис. 7.6. Площа поперечного перерізу зрізу $S_{\text{зріз}}$ аналогічно залежності (7.12) визначиться

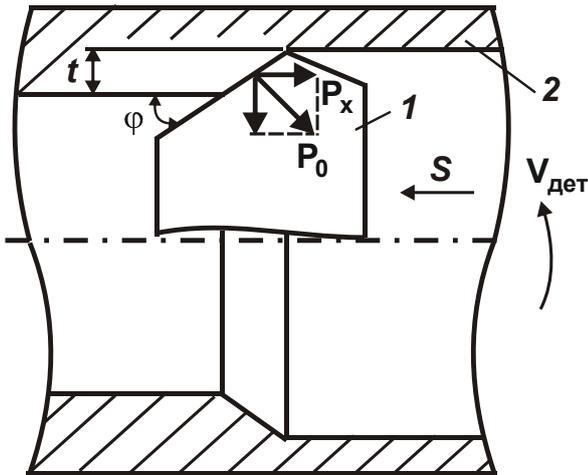
$$S_{\text{зріз}} = \frac{Q}{V_{\text{дет}}}, \quad (7.15)$$

де $Q = S \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ – продуктивність обробки, м³/с;

S – подача, м/об.;

t – глибина різання, м;

$V_{\text{дет}}$ – швидкість обертання деталі (швидкість різання), м/с.



Остаточно залежність (7.15) прийме вигляд

Рис. 7.6. Розрахункова схема параметрів процесу розточування отвору

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – деталь.

$$S_{\text{зріз}} = S \cdot t. \quad (7.16)$$

Величина пружного переміщення y в технологічній системі визначається (див. рис. 7.5):

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_0 \cdot \cos \varphi}{c} = \frac{P_z \cdot \cos \varphi}{K_{\text{різ}} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{зріз}} \cdot \cos \varphi}{K_{\text{різ}} \cdot c} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \cos \varphi, \quad (7.17)$$

де $P_y = P_0 \cdot \cos \varphi$ – радіальна складова сили різання, Н;

$P_0 = P_z / K_{\text{різ}}$ – рівнодіюча радіальної P_y й осьової P_x складових сили різання, Н;

$P_z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}$ – тангенціальна складова сили різання, Н.

Порівнюючи аналогічні залежності (7.14) і (7.16), видно, що вони відрізняються множниками $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ й $\cos \varphi$. Множник $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ дорівнює 1/60 ... 1/100, а кут різця в плані φ , як правило, встановлюється в межах 0 ... 45°, тобто $\cos \varphi = 0,7 \dots 1,0$. Отже, при шліфуванні можна до 100 разів зменшити величину пружного переміщення y в технологічній системі. Це можливо при однакових значеннях $\sigma / K_{\text{різ}}$ і c . Як показано, при лезовій обробці відношення $\sigma / K_{\text{різ}}$ менше, ніж при шліфуванні. Однак ця відмінність становить максимум 10 разів, тоді як відмінність, внесена множ-

ником $V_{дет} / V_{кр}$, більше. Тому при шліфуванні отвору величина u буде менше, ніж при розточуванні. Для того, щоб зменшити величину u при розточуванні, необхідно істотно збільшити швидкість обертання деталі $V_{дет}$ (до рівня швидкості круга $V_{кр}$ при шліфуванні). Це вимагає застосування сучасних високошвидкісних металорізальних верстатів.

7.1.4. Дослідження пружних переміщень, які виникають у технологічній системі при фрезеруванні циліндричною фрезею

Визначимо величину пружного переміщення u в технологічній системі при фрезеруванні циліндричною фрезею діаметром D (рис. 7.7). Припустимо, що за час τ контакту одного зуба фрези з оброблюваною деталлю знято матеріал об'ємом $v = Q \cdot \tau$, де $Q = S \cdot t \cdot V_{дет}$ – продуктивність обробки, м³/с; S – подача, м/об.; $\tau = \frac{\pi \cdot D}{z \cdot V_{фр}}$; z – кількість зубів циліндричної фрези; $V_{фр}$ – швидкість обертання фрези, м/с.

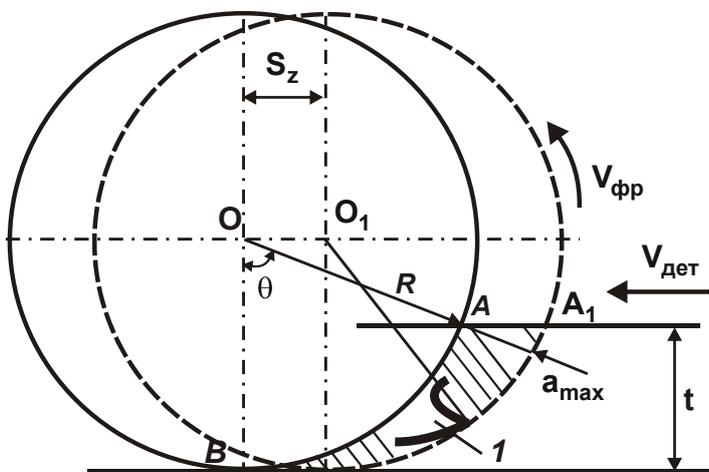


Рис. 7.7. Розрахункова схема параметрів процесу фрезерування

Умовні позначення: 1 – зуб фрези.

Представимо вилучений об'єм матеріалу v у вигляді стрічки площею поперечного перерізу $S_{зріз}$ й довжиною, рівною довжині дуги контакту циліндричної фрези з оброблюваним матеріалом, тобто довжині $l = AB$ (див. рис. 7.7):

$$v = S_{зріз} \cdot l. \quad (7.18)$$

Довжина l визначається

$$l = \pi \cdot D \cdot \frac{\theta}{2 \cdot \pi}, \quad (7.19)$$

де θ – кут контакту фрези з оброблюваною деталлю, град.

Виходячи з рис. 7.7, кут θ визначається

$$\sin \theta = \frac{\sqrt{R^2 - (R-t)^2}}{R} \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}, \quad (7.20)$$

де $R = D/2$ – радіус фрези, м.

З урахуванням того, що кут θ змінюється в невеликих межах, справедливе відношення: $\sin \theta \approx \theta$. Тоді

$$\theta \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}, \quad (7.21)$$

Довжина l , яка визначається залежністю (7.19), виразиться

$$l = \sqrt{t \cdot D}. \quad (7.22)$$

Зіставляючи залежність $v = Q \cdot \tau$ із залежністю (7.18), визначимо середню площу поперечного перерізу зрізу $S_{\text{зріз}}$:

$$S_{\text{зріз}} = S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}. \quad (7.23)$$

Якщо зрівняти аналогічні залежності (7.13) і (7.23) для шліфування й фрезерування, то видно, що вони відрізняються множником $\frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}$ і величинами $V_{\text{кр}}$ й $V_{\text{фр}}$. Цей множник завжди більше одиниці. При фрезеруванні за однакової продуктивності обробки $Q = S \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ площа поперечного перерізу зрізу $S_{\text{зріз}}$ завжди буде більша, ніж при шліфуванні. З цього випливає, що й величина пружного переміщення y , яку можна визначити по залежності, аналогічній залежності (7.14)

$$y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}} \cdot \frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}, \quad (7.24)$$

завжди буде більша при фрезеруванні. Зменшити площу поперечного перерізу зрізу $S_{\text{зріз}}$ й величину y при фрезеруванні можна збільшенням

швидкості обертання фрези $V_{фр}$ до значення швидкості обертання круга $V_{кр}$ при шліфуванні, а також зменшенням діаметра фрези D .

Зрівняємо залежності (7.17) і (7.24) для розточування й фрезерування. Як видно, залежність (7.17) містить додатково множник $\cos \varphi$, а

залежність (7.24) – множник $\frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}$. Розглянуто, що кут різця в плані

φ , як правило, установлюється в межах $0 \dots 45^\circ$, тобто $\cos \varphi = 0,7 \dots 1,0$.

Множник $\frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}$ залежить від багатьох параметрів і може змінюватися в значних межах, приймаючи значення менше одиниці. Отже, при

фрезеруванні при одній і тій же продуктивності обробки можна забезпечити меншу величину пружного переміщення у в технологічній системі, чим при розточуванні. Це свідчить про можливість ефективного застосування методу фрезерування з використанням кінцевої фрези для фінішної обробки отвору (рис. 7.8). При обробці за цією схемою верстат забезпечує рух фрези по контуру, що описує окружність із заданим радіусом, тобто відбувається свого роду “розфрезерування” отвору з круговою подачею. Одночасно здійснюється вертикальна подача. По суті, ця схема обробки фактично відповідає схемі круглого внутрішнього поздовжнього шліфування.

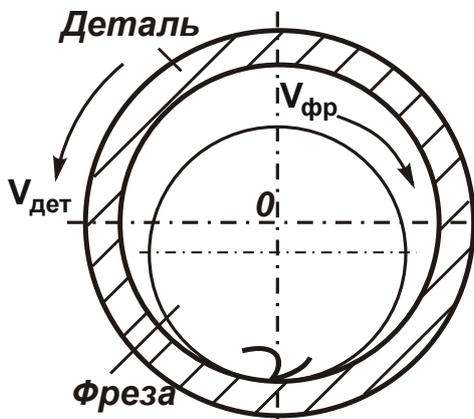


Рис. 7.8. Схема фрезерування отвору кінцевою фрезою

фрезеруванні при одній і тій же продуктивності обробки можна забезпечити меншу величину пружного переміщення у в технологічній системі, чим при розточуванні. Це свідчить про можливість ефективного застосування методу фрезерування з використанням кінцевої фрези для фінішної обробки отвору (рис. 7.8). При обробці за цією схемою верстат забезпечує рух фрези по контуру, що описує окружність із заданим радіусом, тобто відбувається свого роду “розфрезерування” отвору з круговою подачею. Одночасно здійснюється вертикальна подача. По

суті, ця схема обробки фактично відповідає схемі круглого внутрішнього поздовжнього шліфування.

Вище наведене рішення, відповідно до якого площа поперечного перерізу зрізу $S_{зріз}$ уздовж дуги контакту фрези з оброблюваною деталлю розглядалася постійною. У дійсності, виходячи з рис. 7.7, площа поперечного перерізу зрізу $S_{зріз}$ є змінною величиною, яка змінюється від нуля (у момент входу зуба фрези в контакт із оброблюваним матеріалом) до максимального значення, обумовленого конструктивними параметрами фрези й режимом різання. На рис. 7.7 шар матеріалу, що видаляється одним зубом фрези, зображений заштрихованим. У зв'язку з на-

веденим, уточнимо отримане аналітичне рішення. Очевидно, за час контакту зуба фрези з оброблюваним матеріалом точка А переміститься в точку А₁. Відстань AA₁ дорівнює величині подачі на зуб $S_z = V_{дет} \cdot \tau$, де

$$\tau = \frac{\pi \cdot D}{z \cdot V_{фр}}. \text{ Тоді}$$

$$S_z = \frac{\pi \cdot D}{z} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}}. \quad (7.25)$$

Максимальна товщина зрізу a_{max} (див. рис. 7.7) визначиться

$$a_{max} = S_z \cdot \cos(90^\circ - \theta) = S_z \cdot \sin \theta. \quad (7.26)$$

Функція $\sin \theta$ визначається залежністю (7.20). Підставляючи її в залежність (7.26), маємо

$$a_{max} = 2 \cdot \frac{\pi \cdot D}{z} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}. \quad (7.27)$$

Максимальна площа поперечного перерізу зрізу $S_{зріз} = S \cdot a_{max}$:

$$S_{зріз} = 2 \cdot S \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{t \cdot D}. \quad (7.28)$$

Видно, що залежності (7.23) і (7.28) відрізняються лише коефіцієнтом 2. Отже, максимальне значення $S_{зріз}$, яке визначається залежністю (7.28), у два рази більше середнього значення $S_{зріз}$, що визначається залежністю (7.23). Ця відмінність обумовлена геометрією утворення зрізу при фрезеруванні. Таким чином, отримана залежність (7.28) не вносить принципових змін у проведений аналіз закономірностей формування при фрезеруванні величин $S_{зріз}$ і u . Всі висновки, зроблені на основі залежності (7.23), залишаються справедливими й для залежності (7.28).

На основі проведеного в цьому розділі аналізу можна зазначити, що перехід від обробки отворів мірним інструментом до обробки немірним інструментом (див. рис. 7.4) дозволяє зменшити пружні переміщення, які виникають у технологічній системі, і відповідно підвищити точність обробки. Так, пружні переміщення, які утворюються при розточуванні, будуть менші, ніж при розсвердлюванні отворів. При фрезеруванні й шліфуванні отворів можна домогтися ще менших значень величини пружного переміщення y . Істотне збільшення швидкості різання (швидкості обертання інструмента $V_{інст}$), тобто перехід в область високошвидкісного фрезерування й шліфування, дозволяє ще більшою мірою зменшити величину y , відповідно до перетвореної залежності (7.14):

$$y = \frac{\sigma}{K_{різ} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{1}{\left(\frac{V_{інст}}{V_{дет}}\right)} \quad (7.29)$$

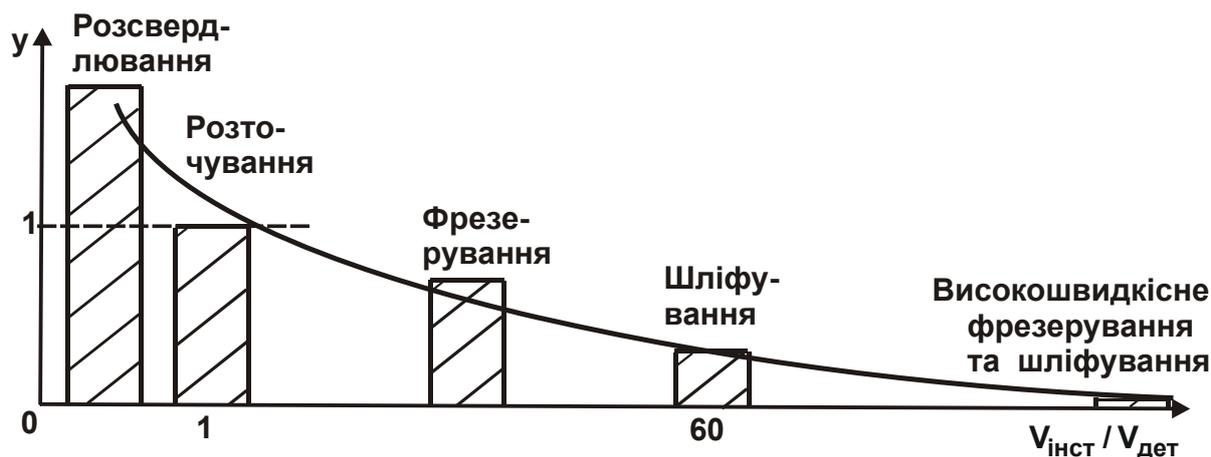


Рис. 7.9. Залежність величини пружного переміщення y від відношення $V_{інст} / V_{дет}$ для різних методів механічної обробки отвору

В узагальненому вигляді характер зміни величини пружного переміщення y від відношення $V_{інст} / V_{дет}$ за умови $\frac{\sigma}{K_{різ} \cdot c} \cdot S \cdot t = 1$ зображений на рис. 7.9 [128]. Там же зображені рівні значень величини пружного переміщення y , які досягаються для різних методів механічної обробки отворів.

7.2. Дослідження перехідних процесів, які виникають у технологічній системі при внутрішньому шліфуванні

7.2.1. Спрощений підхід до розрахунку й аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення при шліфуванні з часом обробки

Зважаючи на те, що при шліфуванні можна домогтися найменших значень величини пружного переміщення y , проведемо більш детальний аналіз цього методу обробки. У п. 7.1 був розглянутий сталий у часі процесі шліфування, тобто при умові створення в технологічній системі натягу, рівного величині y , що визначається залежністю (7.14). У цьому випадку номінальна глибина шліфування t дорівнює фактичній глибині шліфування. У протилежному випадку, тобто при несталому в часі процесі, фактична глибина шліфування буде менше номінальної глибини шліфування t на величину пружного переміщення y . Виходячи із цього, на першому поздовжньому ході круга (7.14) прийме вид

$$y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot (t - y) \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} . \quad (7.30)$$

Розв'язуючи залежність (7.30) відносно величини пружного переміщення y в технологічній системі, маємо

$$y = \frac{\frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}}{\left(1 + \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \right)} . \quad (7.31)$$

Як видно, величина y , яка визначається залежністю (7.31), буде завжди менше величини y , яка визначається залежністю (7.14), оскільки в (7.31) більше знаменник. Розходження значень y для сталого й несталого в часі процесів шліфування буде тим більше, чим більше другий доданок у знаменнику залежності (7.31), тобто чим більше відношення

$\sigma/K_{\text{різ}}$, поздовжня подача S , відношення $V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}}$ й менше жорсткість c технологічної системи. Залежність (7.31) можна спростити, представивши її у вигляді:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (7.32)$$

Як впливає із залежності (7.32), величина y менше номінальної глибини шліфування t . При невеликому значенні другого доданку знаменника справедлива умова $y \rightarrow t$. У цьому випадку знімання матеріалу фактично буде відсутнє у зв'язку з утворенням у технологічній системі значних пружних переміщень. Буде мати місце копіювання похибок форми оброблюваної поверхні деталі, тобто виправлення похибок форми не відбудеться. Цей випадок можливий при шліфуванні затупленим кругом, який характеризується достатньо великими значеннями $\sigma/K_{\text{різ}}$ або відносно низкою жорсткістю c технологічної системи. Очевидно, для того щоб зменшити величину y необхідно збільшити знаменник залежності

(7.32), забезпечуючи виконання умови $\frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} > 1$. Тоді залежність

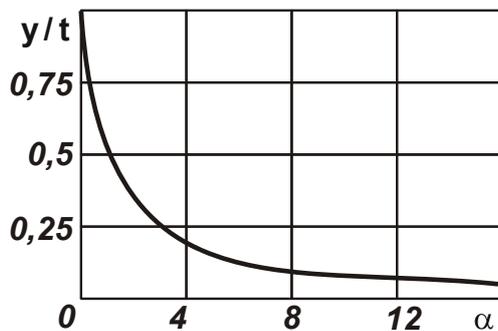


Рис. 7.10. Залежність відношення y/t від безрозмірної величини α

(7.32) прийме вигляд залежності (7.14) і стабілізація в часі величини пружного переміщення y в технологічній системі буде наступати фактично при першому поздовжньому ході круга. Це приведе до підвищення продуктивності й точності розміру обробки. Позначаючи другий доданок знаменника залежності (7.32) через величину $\alpha = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}$, представимо цю залежність у вигляді

$$\frac{y}{t} = \frac{1}{(1 + \alpha)}. \quad (7.33)$$

На рис. 7.10 і в табл. 7.1 зображений характер зміни відношення y/t від безрозмірної величини α , звідки впливає зменшення відношення y/t зі збільшенням безрозмірної величини α . Представимо безрозмірну величину α з урахуванням залежності (3.6) у вигляді

$$\alpha = \frac{K_{\text{різ}}^2 \cdot c}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \quad (7.34)$$

Таблиця 7.1

Розрахункові значення відношення y/t

α	0	0,1	0,3	0,5	1	2	3	5	10	15
y/t	1	0,91	0,77	0,67	0,5	0,33	0,25	0,17	0,1	0,06

Для кількісної оцінки безрозмірної величини α приймемо, що $\sigma_{\text{ст}} = 2\,000 \text{ Н/мм}^2$ (для сталей); $S = 5 \text{ мм/об.}$; $V_{\text{кр}} / V_{\text{дет}} = 60$. У табл. 7.2 наведені розраховані по залежності (7.34) значення α для різних значень коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ й жорсткості c технологічної системи.

Таблиця 7.2

Розрахункові значення α

$c, \text{ Н/мм} \backslash K_{\text{різ}}$	0,1	0,3	0,5	0,7
1 000	0,03	0,27	0,75	1,47
4 000	0,12	1,08	3,0	5,88
7 000	0,21	1,89	5,25	10,29
10 000	0,3	2,7	7,5	14,7
15 000	0,45	4,05	11,25	22,05

Як впливає з табл. 7.2, безрозмірна величина α зі зміною коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ й жорсткості c технологічної системи змінюється в широких межах: 0,03 ... 22,05, приймаючи значення як менше одиниці, так і більше. Фактично охоплюється весь діапазон зміни безрозмірної вели-

чини α , зображений на рис. 7.10. Із цього випливає, що на практиці можуть бути реалізовані значення y/t , зображені на рис. 7.10. Однак досягнення малих значень $y/t \leq 0,06$ вимагає істотного збільшення $K_{\text{різ}}$ і c .

Необхідно відзначити, що залежність (3.6) не враховує тертя зв'язки шліфувального круга з оброблюваним матеріалом. Тому у реальних умовах шліфування відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ буде ще більше, що приведе до зменшення безрозмірної величини α й відповідно збільшення відношення y/t . У зв'язку з цим, збільшити α можна додатково за рахунок зменшення поздовжньої подачі S й збільшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$. Зменшення S , очевидно, малоефективно, тому що веде до зниження продуктивності обробки. Таким чином показано, що забезпечити при шліфуванні досить малі значення відношення y/t , на жаль, не завжди можливо. Це вимагає, по-перше, підвищення жорсткості с технологічної системи, особливо при круглому внутрішньому шліфуванні, де вона нижче, ніж при круглому зовнішньому і плоскому шліфуванні. По-друге, вимагає підвищення ріжучої здатності шліфувального круга, забезпечуючи збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ до значень 0,5 і вище. По-третє, – застосування високошвидкісного шліфування.

7.2.2. Уточнений підхід до розрахунку й аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення при шліфуванні із часом обробки

У п. 7.2.1 розглянуті закономірності утворення пружного переміщення y в умовах сталого процесу шліфування, а також при першому проході круга. Далі розглянемо закономірності зміни величини пружного переміщення y із часом обробки, тобто на всіх проходах круга [130]. Для цього представимо залежність (7.32) для визначення величини y_1 на першому проході круга у вигляді

$$y_1 = \frac{t}{\varepsilon}, \quad (7.35)$$

де
$$\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}.$$

Тоді на другому проході круга величини пружного переміщення y_2 з урахуванням залежності (7.35) виразяться

$$y_2 = \frac{t + y_1}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right). \quad (7.36)$$

Як видно, величина y_2 більше y_1 . Аналогічно визначаються величини пружного переміщення на 3-му і 4-му проходах круга (y_3 й y_4):

$$y_3 = \frac{t + y_2}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right), \quad (7.37)$$

$$y_4 = \frac{t + y_3}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right). \quad (7.38)$$

Із залежностей (7.37) і (7.38) випливає, що з кожним наступним проходом круга величина пружного переміщення збільшується. На n -ному проході круга величина пружного переміщення y_n прийме вигляд

$$y_n = \frac{t + y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right). \quad (7.39)$$

У підсумку прийшли до геометричної прогресії зі знаменником $1/\varepsilon$. Як видно, знаменник менше одиниці, тому що $\varepsilon > 1$. Це означає, що геометрична прогресія є убутною. Сума перших n членів убутної геометричної прогресії обчислюється за відомою формулою:

$$y_n = \frac{a_1 - a_n \cdot q}{1 - q}, \quad (7.40)$$

де $a_1 = y_1$;

$a_n = y_1 / \varepsilon^{n-1}$ – 1-й і останній члени убутної геометричної прогресії;

$q = 1/\varepsilon$ – знаменник убутної геометричної прогресії.

Після перетворень цієї формули, одержимо

$$y_n = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^{n-1}} \cdot \frac{1}{\varepsilon}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)}. \quad (7.41)$$

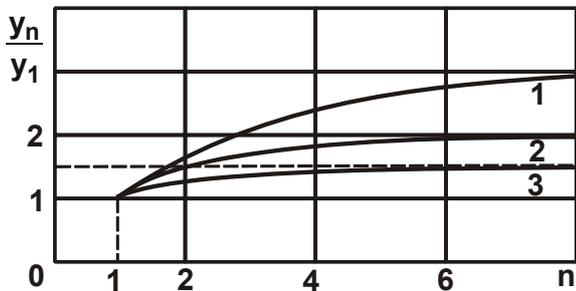


Рис. 7.11. Залежність відношення y_n/y_1 від n

Умови обробки: 1 - $\varepsilon = 1,5$; 2 - $\varepsilon = 2$; 3 - $\varepsilon = 3$.

На рис. 7.11 і в табл. 7.3 наведені значення відношення y_n/y_1 , розраховані по залежності (7.41) для різних значень ε . Як видно з табл. 7.3, відношення y_n/y_1 зі збільшенням n збільшується, причому тим значніше, чим більше безрозмірна величина ε . При $\varepsilon > 2$ відношення y_n/y_1 змінюється не значно. При $n \rightarrow \infty$ чисельник залежності (7.41) дорівнює y_1 і

величина y_n приймає найбільше значення й описується залежністю

$$y_n = \frac{y_1}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = \frac{t}{(\varepsilon - 1)}. \quad (7.41)$$

У табл. 7.4 наведені значення відношення y_n/y_1 , розраховані по залежності (7.41). Порівнюючи їх з даними, наведеними в табл. 7.3, видно, що найбільші значення відношення y_n/y_1 для всіх розглянутих значень ε досягаються при зміні кількості проходів круга n у межах $n \leq 8$.

Таблиця 7.3

Розрахункові значення відношення y_n/y_1

n	1	2	3	4	5	6	7	8
y_n/y_1 (для $\varepsilon = 1,5$)	1	1,68	2,13	2,43	2,63	2,76	2,85	2,91
y_n/y_1 (для $\varepsilon = 2$)	1	1,5	1,75	1,88	1,94	1,97	1,98	1,99
y_n/y_1 (для $\varepsilon = 3$)	1	1,32	1,437	1,474	1,486	1,49	1,492	1,4923

Розрахункові значення відношення y_n / y_1

ε	1,5	2	3
y_n / y_1	3,03	2,0	1,4925

Підставимо в залежність (7.41) замість безрозмірної величини ε її вираження $\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}$:

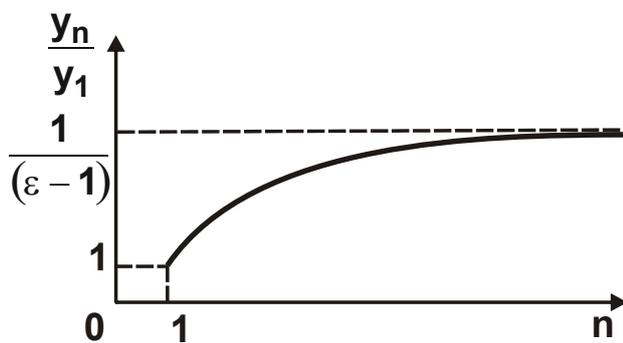


Рис. 7.12. Загальний вигляд залежності y_n / y_1 від n

$$y_n = \frac{\sigma \cdot S}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \quad (7.43)$$

У результаті прийшли до залежності (7.32), отриманої для сталого процесу шліфування. Цим показано, як можна перейти від залежності (7.32) для визначення величини пружного переміщення на першому проході круга y_1 до

залежності (7.14) для визначення величини пружного переміщення при сталому процесі шліфування. У загальному вигляді характер зміни відношення y_n / y_1 залежно від кількості проходів круга n показаний на рис. 7.12. Зі збільшенням n відношення y_n / y_1 збільшується, асимптотично наближаючись до значення $1/(\varepsilon - 1)$.

Як видно, при сталому процесі шліфування відношення y_n / y_1 приймає максимально можливе значення. Щоб його зменшити, використовують процес виходжування, тобто процес шліфування з відключеною радіальною подачею. Цей процес обробки в науково-технічній літературі досить повно вивчений [49; 80; 91; 106; 108; 146; 163]. Однак для оцінки можливостей його подальшого вдосконалювання проведемо теоретичний аналіз зміни величини пружного переміщення із часом обробки.

Припустимо, що при першому проході круга при шліфуванні за жорсткою схемою із глибиною шліфування t в технологічній системі

утворюється пружне переміщення y_1 , описуване залежністю (7.35). Тоді при виходжуванні, тобто на другому проході круга при шліфуванні з відключеною радіальною подачею, величина пружного переміщення y_2 за аналогією із залежністю (7.35) визначиться

$$y_2 = \frac{y_1}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon^2}. \quad (7.44)$$

На третьому проході круга при виходжуванні y_3 виразиться

$$y_3 = \frac{y_2}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon^3}. \quad (7.45)$$

Неважко бачити, що на n -му проході круга при виходжуванні величина пружного переміщення y_n виразиться

$$y_n = \frac{y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon^n}. \quad (7.46)$$

З кожним наступним проходом круга n величина пружного переміщення y_n зменшується. Отже, застосування процесу виходжування на останньому етапі виходжування дозволяє істотно зменшити величину пружного переміщення y_n й тим самим забезпечити необхідну точність обробки. Порівнюючи залежність (7.39) для визначення величини y_n при шліфуванні із залежністю (7.46) для визначення величини y_n при виходжуванні, видно, що вони принципово відрізняються. Залежність (7.46) визначає останній член убутної геометричної прогресії, описуваною залежністю (7.39), тоді як величина y_n при шліфуванні дорівнює сумі перших n членів геометричної прогресії. Цим пояснюється те, що величина y_n при виходжуванні буде завжди менше величини y_n при шліфуванні, яка визначається залежністю (7.39).

Із залежності (7.46) випливає, що величина пружного переміщення y_n на n -му проході круга виражається через глибину шліфування t й безрозмірну величину ε , яка у цьому випадку визначає уточнення на

розмір на кожному проході круга. Сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}} = t/y_n$, виходячи із залежності (7.46), дорівнює

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \varepsilon^n. \quad (7.47)$$

Знаючи уточнення ε , можна визначити n для заданого сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$. Прологарифмуємо залежність (7.47):

$$n = \frac{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}{\ln \varepsilon}. \quad (7.48)$$

Кількість проходів круга n тим більше, чим більше $\varepsilon_{\text{сум}}$ й менше ε . Із залежності (7.47) випливає, що забезпечити задане сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ можна двома шляхами: змінюючи кількість проходів круга n або ε . Для того щоб оцінити який шлях більш ефективний, проведемо аналіз уточнення $\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}$ при круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні. Зважаючи на те, що величина ε й кількість проходів круга n пов'язані між собою, виразимо швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ через основний час обробки τ :

$$\tau = \frac{l_{\text{дет}} \cdot n}{S_{\text{м}}}, \quad (7.49)$$

де $l_{\text{дет}}$ – довжина оброблюваної деталі, м;

n – кількість проходів круга;

$S_{\text{м}} = V_{\text{дет}} \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{дет}}}$ – поздовжня подача, м/с;

S – поздовжня подача, м/об.

Із залежності (7.49) визначимо швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ й величину ε :

$$V_{\text{дет}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot n}{S \cdot \tau}; \quad (7.50)$$

$$\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma} \cdot \frac{V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot n}. \quad (7.51)$$

Розв'яжемо залежність (7.47) відносно величини ε :

$$\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (7.52)$$

Порівнюючи залежності (7.51) і (7.52) і розв'язуючи отримане вираження відносно основного часу обробки τ , маємо

$$\tau = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot n}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1 \right). \quad (7.53)$$

Як видно, величина n неоднозначно впливає на основний час обробки τ . Тому проведемо дослідження функції τ на екстремум, підкоряючи її необхідній умові екстремуму $\tau'_n = 0$:

$$\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} \cdot \left(1 - \frac{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}{n} \right) = 1. \quad (7.54)$$

Оскільки $\varepsilon_{\text{сум}} > 1$, то рівняння (7.54) виконується за умови $n \rightarrow \infty$.

Визначимо другу похідну функції τ від n і по ній оцінімо характер екстремуму функції τ , тобто наявність мінімуму або максимуму:

$$\tau''_n = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot n}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} \cdot \frac{\ln^2 \varepsilon_{\text{сум}}}{n^3} > 0. \quad (7.55)$$

Друга похідна функції τ завжди позитивна. Отже, має місце мінімум функції τ в умовній точці екстремуму ($n \rightarrow \infty$).

Із залежності (7.53) випливає, що при $n \rightarrow \infty$ функція τ має невизначеність вигляду ($\infty \cdot 0$). Тому розкриємо цю невизначеність, для чого

прийдемо до невизначеності виду $\left(\frac{0}{0} \right)$:

$$\tau = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{\left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right)}{\left(\frac{1}{n} \right)}. \quad (7.56)$$

Підкоримо залежність (7.56) правилу Лопіталя:

$$\tau = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{\left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right)'}{\left(\frac{1}{n} \right)'} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (7.57)$$

На рис. 7.13 і в табл. 7.5 наведені значення основного часу обробки τ , розраховані по залежностям (7.53) і (7.57) для $\frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} = 1 \text{ с}$.

Залежність (7.57) визначає τ для $n \rightarrow \infty$. Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга n основний час обробки τ зменшується й прагне до мінімального значення, яке визначається залежністю (7.57) і дорівнює $\tau = 3,92$ (для $n \rightarrow \infty$).

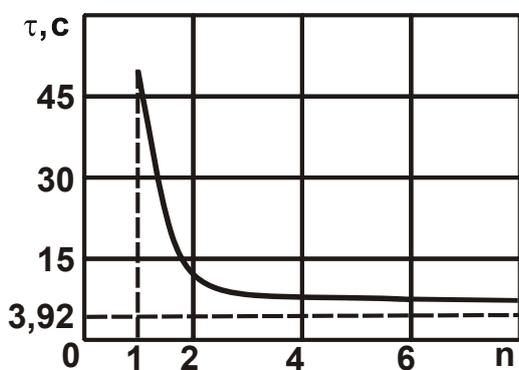


Рис. 7.13. Залежність τ від n для $\varepsilon_{\text{сум}} = 50$

Значення τ для $n = 3 \dots 6$ відрізняються від мінімального значення τ не настільки значно, всього в 2 ... 1,5 рази. Отже, при відносно невеликій кількості проходів ($n = 6$) можна домогтися значення основного часу обробки τ , близького до мінімального.

Із залежності (7.57) випливає, що основний час обробки τ залежить від сумарного уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$. Чим більше $\varepsilon_{\text{сум}}$, тим більше τ .

Відповідно до залежності (7.50) для реалізації мінімального значення τ (при $n \rightarrow \infty$) швидкість деталі необхідно встановлювати нескінченно великою: $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$. Однак виконати цю умову неможна, тому що швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ кінцева (обмежена) величина. У цьому випадку кі-

лькість проходів круга n повинна визначатися максимально досяжною на верстаті швидкістю деталі, виходячи із залежності (7.52):

$$\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} = \eta \sqrt{\varepsilon_{\text{сум}}} \quad (7.58)$$

Таблиця 7.5

Розрахункові значення τ для $\varepsilon_{\text{сум}} = 50$

n	1	2	3	4	5	6	∞
$\tau, \text{с}$	49	12,14	8,1	6,64	6,0	5,52	3,92

Знаючи значення $V_{\text{дет}}$ й n , по залежності (7.53) можна визначити основний час обробки τ . Безсумнівно, у цьому випадку він буде більше мінімального значення τ , визначаємого залежністю (7.47). Чим більше $V_{\text{дет}}$, тим менше τ . Цим показано, що зниження основного часу обробки τ за умови забезпечення заданої точності обробки пов'язане з можливістю реалізації на верстаті більш високих значень швидкості деталі.

Підводячи підсумки проведеного аналізу можна зазначити, що в загальному випадку для зменшення величини пружного переміщення u_n при виходжуванні, яке визначається залежністю (7.46), необхідно збільшувати як кількість проходів круга n , так і безрозмірну величину ε . Однак, виходячи із залежності $\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}$, збільшувати безрозмірну величину ε необхідно не шляхом зменшення $V_{\text{дет}}$, а за рахунок зменшення $\sigma/K_{\text{різ}}$ й збільшення c й швидкості круга $V_{\text{кр}}$. Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ необхідно збільшувати з метою зменшення τ .

7.2.3. Вибір ефективної схеми круглого внутрішнього шліфування

Отримані теоретичні рішення дозволяють підійти до вибору найбільш ефективної схеми круглого внутрішнього шліфування. Для цього зрівняємо схеми круглого внутрішнього урізного й поздовжнього шліфу-

вання. Залежність (7.41), що описує пружне переміщення y_n при круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні, перетворимо до вигляду

$$y_n = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = t \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{(\varepsilon - 1)} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}) = y_{\text{стал}} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (7.59)$$

де $y_{\text{стал}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}$ – значення y при сталому в часі процесі шліфуванні, м.

Зі збільшенням кількості проходів круга p величина y_n безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до значення $y_{\text{стал}}$ (рис. 7.14). При $n \rightarrow \infty$ другий доданок залежності (7.59) стає нескінченно малим і величина y_n приймає вид залежності (7.43), справедливої для сталого в часі процесу шліфування. Величину y_n на n -ному проході круга, виходячи із залежності (7.48), можна представити

$$y_n = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot S \cdot t_{\text{фн}} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}, \quad (7.60)$$

де $t_{\text{фн}} = t - y_n$ – фактична глибина шліфування на n -му проході круга.

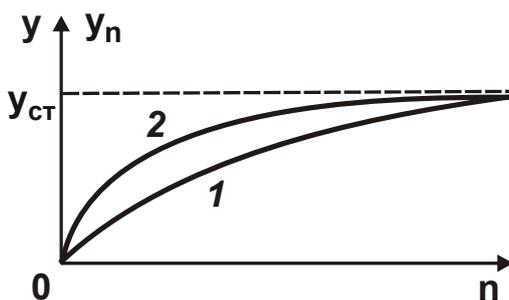


Рис. 7.14. Залежності

величин y_n (1) і y (2) від n

Умовні позначення: 1 – кругле внутрішнє поздовжнє шліфування; 2 – кругле внутрішнє урізне шліфування.

Залежність (7.59) прийме вид:

$$t_{\text{фн}} = t \cdot (1 - \varepsilon^{-n}). \quad (7.61)$$

Параметр $t_{\text{фн}}$ змінюється за законом зміни величини y_n (рис. 7.14). При $n \rightarrow \infty$ виконується умова $t_{\text{фн}} = t$, тобто параметр $t_{\text{фн}}$ асимптотично наближається до значення t й шліфування стає сталим. У роботі [159] наведена аналогічна

залежність для визначення y при круглому урізному шліфуванні:

$$y = y_{\text{стал}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{\text{стал}}}} \right), \quad (7.62)$$

де Π – припуск, що знімається, м;

$$y_{\text{стал}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} - \text{значення } y \text{ при сталому процесі шліфування, м;}$$

$$Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B \cdot V_0 - \text{продуктивність обробки, м/с;}$$

$$V_0 - \text{швидкість радіальної подачі, м/с.}$$

Величини пружних переміщень y_n і y описуються показниковими функціями з різними основами. Тому графіки зміни величин y_n і y від кількості проходів круга n (див. рис. 7.14) мають той самий характер, хоча в кількісному відношенні значення y_n й y відрізняються. Отже, інтенсивність зміни величини пружного переміщення при круглому внутрішньому поздовжньому і урізному шліфуванні буде різною, що становить інтерес у плані вибору оптимальної схеми шліфування. Виразимо в залежності (7.62) величину припуску $\Pi = V_0 \cdot \tau$, де $\tau = n \cdot \tau_0$ – час обробки, с; n – кількість обертань деталі; $\tau_0 = \pi \cdot D_{\text{дет}} / V_{\text{дет}}$ – час одного обертання деталі, с; $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с. Тоді маємо: $\Pi = V_0 \cdot n \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} / V_{\text{дет}}$. Підставимо в залежність (7.62) вираження Π й $y_{\text{стал}}$:

$$y = y_{\text{стал}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}} \right). \quad (7.63)$$

У п. 7.1.2 уведемо позначення $\alpha = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}$ стосовно круглого

внутрішнього поздовжнього шліфування й показано, що безрозмірна величина α може бути як менше, так і більше одиниці. Припустимо, що поздовжня подача S дорівнює ширині круга B . Тоді безрозмірна величи-

на α прийме вигляд $\alpha = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}$. Це вираження буде справедливо

як при круглому внутрішньому поздовжньому, так і урізному шліфуванні (з безперервною радіальною подачею). Тоді залежність (7.63) опишеться

$$y = y_{\text{стал}} \cdot (1 - e^{-\alpha \cdot n}). \quad (7.64)$$

Розглядаючи при круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні величину ε у вигляді $\varepsilon = 1 + \alpha$, залежність (7.59) опишеться

$$y_n = y_{\text{стал}} \cdot [1 - (1 + \alpha)^{-n}]. \quad (7.65)$$

При одному значенні $y_{\text{стал}}$ залежності (7.64) і (7.65) відрізняються лише другим доданком. Чим менше другі доданки, тим більше y , y_n і швидше в часі відбувається стабілізація процесу шліфування. Зрівняємо другі доданки залежностей (7.64) і (7.65), для чого наведемо їх у вигляді

$$e^{-\alpha \cdot n} = 1 - \frac{y}{y_{\text{стал}}}, \quad (7.66)$$

$$(1 + \alpha)^{-n} = 1 - \frac{y_n}{y_{\text{стал}}}. \quad (7.67)$$

Логарифмуючи залежності (7.66) і (7.67) і перетворюючи їх, маємо

$$n = -\frac{\ln\left(1 - \frac{y}{y_{\text{стал}}}\right)^{-1}}{\alpha}; \quad (7.68)$$

$$n = -\frac{\ln\left(1 - \frac{y_n}{y_{\text{стал}}}\right)^{-1}}{\ln(1 + \alpha)}. \quad (7.69)$$

Як впливає із залежностей (7.68), (7.69) і табл. 7.6, зі збільшенням безрозмірної величини α кількість обертань оброблюваної деталі n зменшується, тобто за менший час у технологічній системі досягається найбільша величина пружного переміщення.

Таблиця 7.6

Розрахункові значення величини $\ln(1 + \alpha)$ залежно від α

α	0	0,1	0,3	0,5	1	2
$\ln(1 + \alpha)$	0	0,1	0,27	0,4	0,7	1,1

При невеликих значеннях безрозмірної величини α (у межах 0 ... 0,5) її розбіжність із величиною $\ln(1 + \alpha)$ несуттєва. Зі збільшенням α ця розбіжність збільшується й при $\alpha = 2$ стає фактично дворазовою.

Припустимо, що значення $y_{\text{стал}}$ для двох розглянутих схем однако-ві, а $y = y_n$, тобто величини пружних переміщень, що утворюються в технологічній системі при круглому внутрішньому урізному й поздовжньому шліфуванні рівні між собою. Тоді, виходячи із залежностей (7.68) і (7.69), кількість обертань оброблюваної деталі n до моменту досягнення в технологічній системі величини пружного переміщення, рівного $y = y_n$, при круглому внутрішньому урізному шліфуванні буде менше, ніж при круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні.

Цим показано, що при круглому внутрішньому урізному шліфуванні можна за менший час досягти сталого значення пружного переміщення. Це веде до збільшення продуктивності обробки. З урахуванням наведеного, графік залежності $y - n$ при круглому внутрішньому урізному шліфуванні буде розташований вище аналогічного графіка при круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні (див. рис. 7.14). Отже, при внутрішньому шліфуванні доцільно використовувати безперервну радіальну подачу замість радіальної подачі, яка дискретно змінюється в часі. При цьому шліфування можна виконувати як з поздовжньою подачею, так і без неї.

Другий доданок залежності (7.59) визначає величину пружного переміщення на етапі виходжування при круглому внутрішньому поздовж-

ньому шліфуванні. Вона описується залежністю (7.46), у якій замість глибини шліфування t необхідно розглядати величину $y_{\text{стал}}$:

$$y_n = y_{\text{стал}} \cdot \varepsilon^{-n} = y_{\text{стал}} \cdot (1 + \alpha)^{-n}. \quad (7.70)$$

Величина пружного переміщення на етапі виходжування при круглому внутрішньому урізному шліфуванні описується залежністю [159]:

$$y = y_{\text{стал}} \cdot e^{-\frac{n}{y_{\text{стал}}}} = y_{\text{стал}} \cdot e^{-\alpha \cdot n}. \quad (7.71)$$

Як видно, залежність (7.71) дорівнює другому доданку залежності (7.62), тобто чим менше другий доданок залежності (7.62), тим менше величина пружного переміщення y при виходжуванні й тим вище точність обробки. Розв'яжемо залежності (7.71) і (7.70) відносно n :

$$n = \frac{\ln \frac{y_{\text{стал}}}{y}}{\alpha}; \quad n = \frac{\ln \frac{y_{\text{стал}}}{y_n}}{\ln(1 + \alpha)}. \quad (7.72)$$

Отримані залежності подібні до залежностей (7.68) і (7.69). Очевидно, при $y = y_n$ кількість обертань оброблюваної деталі n при круглому внутрішньому урізному шліфуванні буде менше, ніж при круглому внутрішньому поздовжньому шліфуванні. Тому домогтися заданої точності обробки за менший час можна при внутрішньому шліфуванні з безперервною радіальною подачею.

7.3. Дослідження коливань при шліфуванні та визначення умов їхнього зменшення

Поряд зі статичними пружними переміщеннями в технологічній системі, при шліфуванні також виникають коливання в радіальному й тангенціальному напрямках, які обумовлені силами інерції мас оброблюваної деталі й шліфувального круга. Тому розглянемо умови виникнення коливань у радіальному напрямі, які головним чином визначають похибки об-

робки. Подамо динамічну модель у вигляді одномасової системи з наведеною масою m та наведеною жорсткістю c (рис. 7.15), на яку в процесі внутрішнього шліфування діє радіальна складова P_y сили різання, що змінюється в часі, й пружно-відновлювальна сила $c \cdot y$. Зважаючи на те, що при внутрішньому шліфуванні жорсткість підсистеми шліфувального круга менше жорсткості підсистеми оброблюваної деталі, на першому етапі розглянемо коливання підсистеми шліфувального круга. Тоді наведену масу m й наведену жорсткість c динамічної моделі будуть визначати параметри підсистеми шліфувального круга. Виходячи із цього,

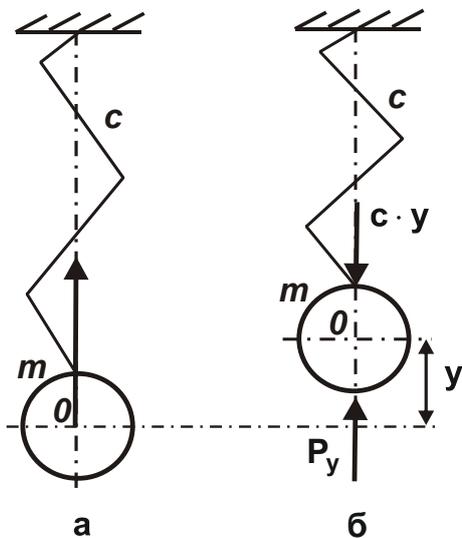


Рис. 7.15. Динамічна

модель у вихідному (а)

і навантаженому (б) станах

складемо рівняння руху маси m у радіальному напрямі (вздовж осі ou) без урахування дії сил опору [115]:

$$P_y - c \cdot y = m \cdot \ddot{y}. \quad (7.73)$$

Радіальна складова сили різання P_y виражається залежністю:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{різ}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (7.74)$$

Оскільки глибина шліфування t зменшується в процесі шліфування на величину y , радіальна складова сили різання P_y опишеться

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S \cdot (t - y) \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (7.75)$$

Підставляючи залежність (7.75) у рівняння (7.73), маємо

$$m \cdot \ddot{y} + \left(c + \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \right) \cdot y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}$$

або

$$m \cdot \ddot{y} + c_1 \cdot y = P_{y0}, \quad (7.76)$$

$$\text{де } c_1 = c + \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot S \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}};$$

$$P_{y0} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}.$$

Як видно, жорсткість c_1 технологічної системи при шліфуванні більше вихідної жорсткості c . По суті, жорсткість c_1 визначає “жорсткість процесу різання при шліфуванні”. Вона тим більше, чим більше жорсткість технологічної системи c , відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$, поздовжня подача S та відношення $V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}}$. Одержимо часткове рішення рівняння (7.76):

$$y = \frac{P_{y0}}{c_1} = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}\right)} = y_{\text{стат}}, \quad (7.77)$$

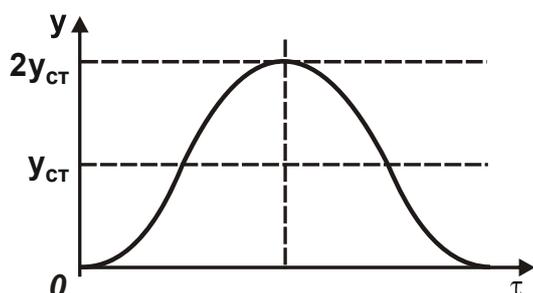


Рис. 7.16. **Зміна амплітуди коливань y у часі τ**

де $y_{\text{стат}}$ – статичне переміщення маси m в радіальному напрямі від дії сили P_{y0} .

У результаті прийшли до залежності (7.32), яка визначає величину y при несталому в часі процесі шліфування. Загальне рішення диференціального рівняння (7.76) [115]:

$$y = A_1 \cdot \sin p\tau + A_2 \cdot \cos p\tau + y_{\text{стат}}, \quad (7.78)$$

де τ – час обробки, с;

$$p = \sqrt{\frac{c_1}{m}} = \sqrt{\frac{c + \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot S \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}}{m}} \text{ – власна частота системи.}$$

Для визначення постійних A_1 і A_2 , які входять у залежність (7.78), приймемо такі початкові умови: $y(\tau = 0) = 0$, $\dot{y}(\tau = 0) = 0$.

Підкоряючи отримане рішення (7.78) початковим умовам, маємо: $A_1 = 0$; $A_2 = -y_{\text{стат}}$. Тоді залежність (7.78) остаточно виразиться

$$y = y_{\text{стат}} \cdot (1 - \cos p\tau). \quad (7.79)$$

На рис. 7.16 зображений графік зміни амплітуди коливань y у часі τ . Як видно, амплітуда коливань y маси m у два рази більше її статичного переміщення $y_{\text{стат}}$, тобто $y_{\text{max}} = 2 \cdot y_{\text{стат}} = \frac{2 \cdot t}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}\right)}$.

За умови $\frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} < 1$, маємо $y_{\text{max}} \rightarrow 2 \cdot t$. Отже, при цій умові в

початковий момент шліфування круг буде періодично виходити з контакту з оброблюваним матеріалом, що приведе до порушення процесу знімання матеріалу при шліфуванні й виникненню різного роду похибок обробки. Ця умова, як вже відзначалося, реалізується при шліфуванні шліфувальним кругом, коли відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ приймає досить великі значення, або ж при відносно низькій жорсткості технологічної системи c , що характерно для внутрішнього шліфування. Тому з метою вилучення небажаної цієї умови при шліфуванні необхідно забезпечити зменшення відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ й збільшення жорсткості технологічної системи c . Це приведе до зменшення амплітуди коливань y_{max} .

Заслуговує на особливу увагу також той факт, що власна частота коливань системи p в міру затуплення шліфувального круга (у зв'язку зі збільшенням відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$) буде збільшуватися. Очевидно, цим можна пояснити спостережуване на практиці збільшення частоти коливань технологічної системи й супровідний їй "свист", який підсилюється в часі обробки й вимагає припинення процесу шліфування. Аналогічне явище спостерігається й при точінні (розточуванні отворів), що свідчить про однакові умови виникнення коливань при різанні матеріалів.

Необхідно відзначити, що виникаючі таким чином коливання, у зв'язку з присутністю в технологічній системі сил опору, із часом обробки будуть загасати, якщо в системі не з'явиться нове джерело змушених коливань або автоколивань, яке буде постійно їх підтримувати в процесі

шліфування. Вивченню причин виникнення коливань при різанні матеріалів у науково-технічній літературі приділена велика увага. Тому в цій роботі обмежимося проведенням аналізом, уважаючи найважливішою умовою зменшення коливань – умову

$$\frac{K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} > 1.$$

Виконання цієї умови дозволить вилучити періодичний вихід шліфувального круга з контакту з оброблюваним матеріалом, істотно зменшить амплітуду коливань і таким чином забезпечить необхідні показники точності обробки.

7.4. Експериментальні дослідження параметрів операцій фінішної механічної обробки деталей гідроапаратури

7.4.1. Експериментальні дослідження параметрів операцій високошвидкісного фрезерування дугових пазів і отворів

Вище теоретично обґрунтована ефективність застосування високошвидкісного фрезерування для підвищення якості й продуктивності обробки. У зв'язку з цим важливо перевірити вірогідність отриманих теоретичних

результатів і оцінити можливості використання процесу високошвидкісного фрезерування для фінішної обробки деталей гідроапаратури.

Для цього були проведені експериментальні дослідження звичайного фрезерування дугових пазів (рис. 7.17) із застосуванням кінцевих фрез, оснащених вітчизняним і закордонним твердим сплавом. Необхідність проведення таких досліджень продиктована тим, що застосовувані у виробництві закордонні

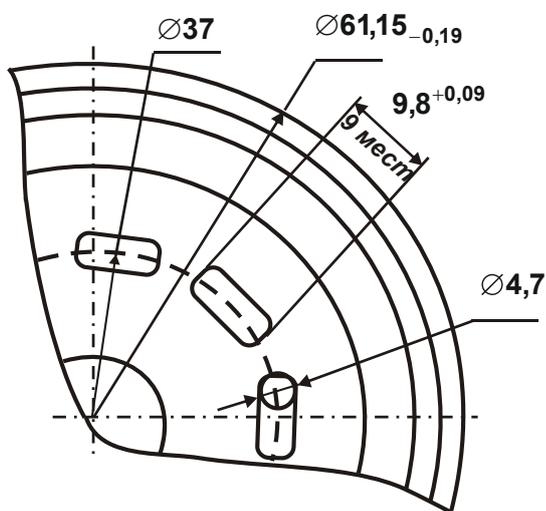


Рис. 7.17. Схема розташування дугових пазів

твердосплавні фрези забезпечують більш високі технологічні показники обробки, чим фрези вітчизняного виробництва. Для цього були виготовлені кінцеві двосторонні фрези $\varnothing 4,6$ мм із напайними пластинами з твердого сплаву ВК8 з $h = 1,0$ мм і $h = 1,4$ мм. Цими фрезами виконувалася обробка дев'яти дугових пазів у блоці циліндрів (див. рис. 7.17), виготов-

леного зі сталі 7ХГ2ВМФ твердістю HRC 51 ... 56, з частотою обертання фрези $n = 2\ 800$ об./хв. Установлено, що при обробці фрезами з товщиною твердосплавної пластини $h = 1,0$ мм відбувалося руйнування їхньої ріжучої частини. У результаті двома випробовуваними фрезами вдалося обробити пази всього у двох блоках циліндрів ($N = 2$). При обробці фрезами з товщиною твердосплавної пластини $h = 1,4$ мм руйнування їхньої ріжучої частини не спостерігалось, мало місце затуплення лез інструмента. При цьому п'ятьома випробовуваними фрезами був оброблений 31 блок циліндрів ($N = 31$). Отже, збільшення товщини твердосплавної пластинки з 1 до 1,4 мм дозволяє збільшити ресурс роботи фрези.

На заточувальному верстаті зі ЧПУ мод. Gemini була виготовлена із твердосплавної заготовки SGS30M060310M (виробництво Німеччини) довжиною 350 мм і діаметром 6 мм монолітна кінцева двостороння фреза. Фрезерування цією фрезою дозволило якісно обробити всі пази дев'яти блоків циліндрів (частота обертання фрези $n = 2\ 800$ об./хв.), тобто її застосування дозволяє підвищити стійкість (рис. 7.18). Цей ефект не настільки значний, що вимагає проведення подальших досліджень і пошуку нових технологічних можливостей процесу фрезерування.

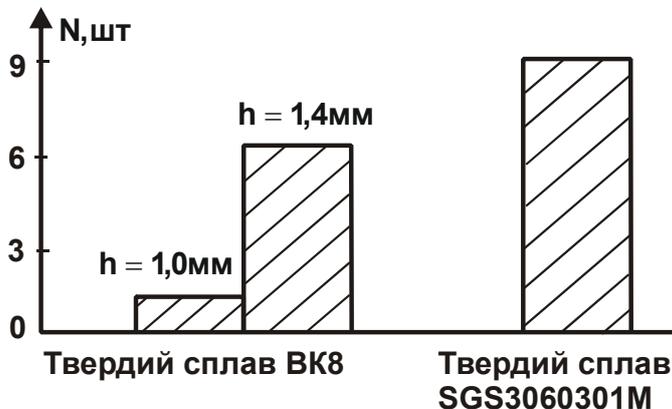


Рис. 7.18. Вплив характеристик твердого сплаву на кількість оброблених однією фрезою блоків циліндрів N

Як вже відзначалося, ефективно застосування високошвидкісного фрезерування. У зв'язку з цим раніше були проведені експериментальні дослідження процесу фрезерування на сучасному високооборотному верстаті зі ЧПУ моделі Ricomax 60 при обробці деталей із чотирма дуговими пазами шириною 2,5 мм і довжиною 18 мм, виготовлених з нержавіючої сталі 12Х18Н9Т (рис. 7.19). Обробка виконувалася кінцевою фре-

зою із твердого сплаву ВК8 і фрезою SSE 2025-QPC220F виробництва

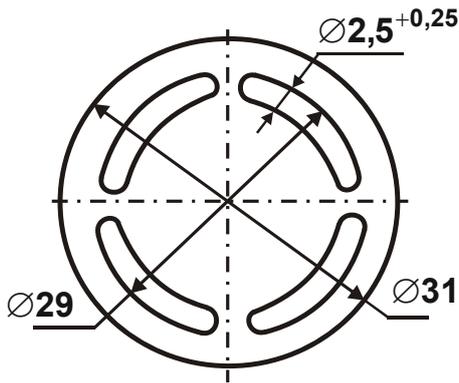


Рис. 7.19. Деталь з чотирма дуговими пазами

фірми "KORLOY". Частота обертання фрези $n = 2\ 800 \dots 8\ 000$ об./хв. Подача встановлювалася рівної $S = 30$ мм/хв., а знімаємий припуск становив 0,3 мм. Результати досліджень представлені на рис. 7.20. Як видно, зі збільшенням частоти обертання фрези її стійкість, виражена в кількості оброблених деталей N , збільшується більш інтенсивно при обробці імпоротною фрезою.

Необхідно відзначити, що традиційно обробку дугових пазів здійснювали на вертикально-фрезерному верстаті зі ЧПУ

мод. КФПЭ-250Н2. Попередня обробка виконувалася фрезою $\text{Ø}2,4$ мм, виготовленої з вітчизняного твердого сплаву ВК8, а остаточна обробка – імпоротною фрезою $\text{Ø}2,6$ мм із режимом різання $n = 1\ 400$ об./хв., припуск – 0,2 мм; $S = 20$ мм/хв. При ширині паза 5 мм машинний час попередньої й остаточної обробки однієї деталі становить 2,5 години. Має місце досить інтенсивне затуплення фрез, що приводить до їхніх частих переточувань. Так, фрези із твердого сплаву ВК8 переточуються через

кожні 2 – 3, а імпортні фрези – через кожні 3 – 4 оброблені деталі.

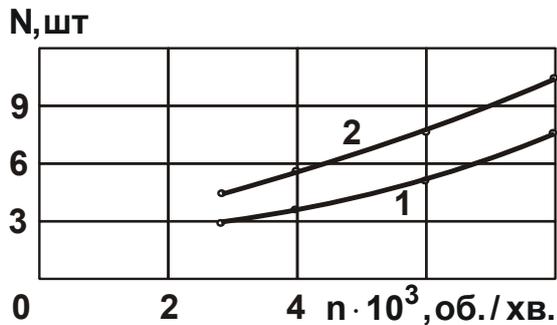


Рис. 7.20. Вплив частоти обертання фрези n на кількість деталей N

Умовні позначення: 1 – фреза з твердого сплаву ВК8; 2 – імпортна фреза.

На основі проведених експериментальних досліджень встановлено, що перехід від звичайного до високошвидкісного фрезерування дозволяє істотно підвищити стійкість фрез. Наприклад, при фрезеруванні з частотою обертання $n = 8\ 000$ об./хв. стійкість фрез, оснащених твердим сплавом ВК8, зросла в 2,5 рази, а імпортних фрез – в 3,4 рази. Установлено також, що час попередньої й остаточної обробки однієї деталі ста-

новить 0,8 години, тобто порівняно зі звичайним фрезеруванням воно скоротилося приблизно в 3 рази. Значно зменшилася кількість поломок

фрез, що пов'язане зі зменшенням товщини зрізу (як це вже теоретично зображено) і відповідно сили різання зі збільшенням швидкості обертання фрези. Похибка обробки не перевищує 0,01 мм. Шорсткість поверхні покращилася на два класи й склала $R_a = 1,25$ мкм. Отже, фрезерування на верстаті зі ЧПУ мод. Рісомах 60 дозволяє істотно підвищити продуктивність і якість обробки пазів, зменшити витрати різальних інструментів і витрати, пов'язані з їхнім частим переточуванням.

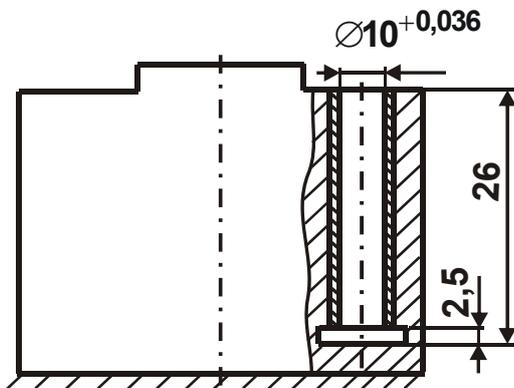


Рис. 7.21. **Схема розташування глухого отвору в блоці циліндрів**

Проведені експериментальні дослідження високошвидкісного фрезерування глухих отворів у блоці циліндрів (рис. 7.21) з метою визначення можливостей заміни малоефективного процесу хонінгування.

Верстат мод. Рісомах 60 забезпечує рух фрези по контуру, що описує окружність із заданим радіусом, тобто відбувається “розфрезерування” отвору із круговою подачею S . Одночасно здійснюється вертикальна подача. Ця схема обробки фактично відповідає схемі круглого внутрішнього поздовжнього шліфування. У результаті досліджень установлено, що зі збільшенням частоти обертання фрези n кількість оброблених отворів N однією фрезою із твердого сплаву ВК8 збільшується (рис. 7.22), відхилення від циліндричності отвору δ зменшується, приймаючи значення менше 0,01 мм, а параметр шорсткості обробки R_a стабільно змінюється в межах 0,63 мкм. Це повністю задовольняє вимогам, пропонованим до фінішної обробки розглянутих отворів. Крім того, високошвидкісне фрезерування отворів не вимагає їхнього попереднього розточення, тобто після свердління для одержання необхідних геометричних параметрів отвору достатньо застосувати лише його високошвидкісне фрезерування. Це є принципово новим напрямом у механічній обробці.

Отримані експериментальні результати, по-перше, вказують на значні технологічні можливості високошвидкісного фрезерування, по-друге, свідчать про вірогідність теоретичних результатів, згідно з яким найбільш ефективним методом фінішної обробки отворів визнаний метод високошвидкісного фрезерування. Цим показано, що там, де можли-

Отримані експериментальні результати, по-перше, вказують на значні технологічні можливості високошвидкісного фрезерування, по-друге, свідчать про вірогідність теоретичних результатів, згідно з яким найбільш ефективним методом фінішної обробки отворів визнаний метод високошвидкісного фрезерування. Цим показано, що там, де можли-

во, необхідно переходити від обробки отвору мірним інструментом до обробки немірним інструментом, у цьому випадку кінцевою фрезою з відносно великою швидкістю різання. Такий перехід дозволяє підвищити точність і продуктивність обробки.

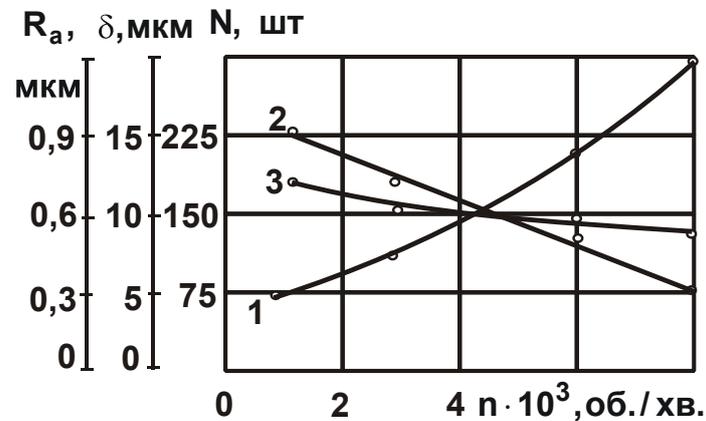


Рис. 7.22. Вплив частоти обертання фрези n на кількість оброблених однією фрезою отворів N (1), відхилення від циліндричності отвору δ (2), параметр шорсткості R_a (3)

Умови обробки: глибина різання $t = 0,15$ мм; кругова подача $S = 0,25$ мм/об.; вертикальна подача – 125 мм/хв.; припуск – 0,3 мм.

Збільшення швидкості обертання фрези, як впливає з рис. 7.22, веде до підвищення стійкості фрези. З фізичної точки зору це означає, що в механізмі зношування фрези переважає механічний фактор, обумовлений зменшенням товщини зрізу. У інакшому випадку, тобто при перевазі температурного фактору, стійкість фрези зменшувалася б зі збільшенням швидкості різання. Отже, при високошвидкісному фрезеруванні справедливі закономірності, встановлені в третьому розділі роботи, а саме: зі збільшенням швидкості різання зменшується глибина проникнення температури в поверхневий шар оброблюваної деталі. Цьому також сприяє зменшення товщини зрізу, що в сукупності знижує ймовірність появи на оброблюваних поверхнях температурних дефектів.

Експериментальними дослідженнями підтверджена виявлена теоретична закономірність: на оброблених поверхнях відсутні припикання й інші температурні дефекти, які традиційно утворюються при шліфуванні. Мікротвердість оброблених отворів (у сталі ШХ15) зі збільшенням частоти обертання фрези n незначно відрізняється від вихідної мікротвердості (до обробки), рис. 7.23 (умови обробки ті ж, що і на рис. 7.22). Глибина

порушеного поверхневого шару становить 30 ... 40 мкм, що приблизно дорівнює товщині зрізу зубом фрези. Отже, при фрезеруванні зі збільшеними швидкостями різання можна забезпечити високоякісну обробку без наявності температурних дефектів. Це відбувається за рахунок зменшення тертя інструмента з оброблюваним матеріалом, що обов'язково є присутнім, наприклад, при шліфуванні у зв'язку з тертям зв'язування круга зі стружками.

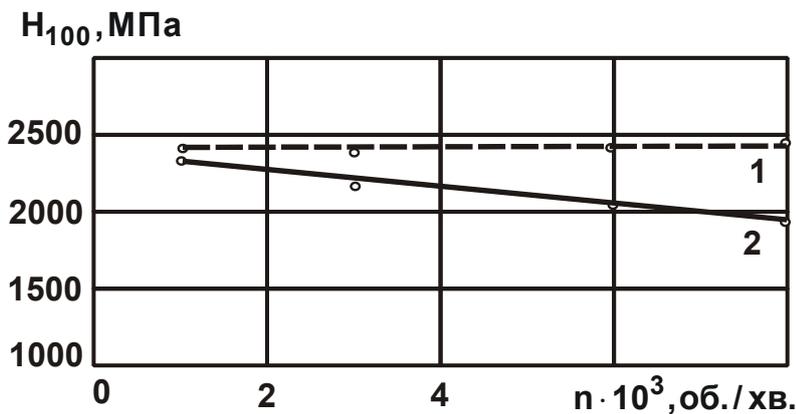


Рис. 7.23. Вплив частоти обертання фрези n на мікротвердість H_{100} обробленого отвору в деталі

Умовні позначення: 1 – мікротвердість до обробки; 2 – мікротвердість після обробки.

На жаль, усунути дане тертя при шліфуванні фактично не можливо, тоді як при фрезеруванні воно практично відсутнє, що, властиво, і створює ефект обробки. Таким чином, теоретично й експериментально обґрунтована ефективність застосування високошвидкісного фрезерування для фінішної обробки отворів у деталях гідроапаратури, що дозволяє в ряді випадків об'єднати попередню й остаточну обробку в одну операцію й вилучити з технологічного процесу такі трудомісткі операції як розсвердлювання, розточування й хонінгування отворів.

7.4.2. Експериментальні дослідження параметрів операцій круглого внутрішнього й плоского шліфування деталей із загартованих сталей

При обробці деталей гідроапаратури набуло широкого застосування шліфування, що у ряді випадків є основним методом фінішної обробки, який забезпечує остаточне формування показників точності та якості оброблюваних поверхонь. При шліфуванні деталей із загартованих сталей і твердих сплавів забезпечити високоякісну обробку досить складно. На оброблюваних поверхнях, як правило, утворюються припикання й мікротріщини, які приводять до зниження якості обробки й втратам від браку

оброблених деталей. Як зображено вище, підвищити якість обробки за рахунок усунення температурних дефектів можна, головним чином, у результаті вилучення або істотного зменшення тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це приводить до зменшення середньої температури при шліфуванні, що визначає умови формування параметрів якості. Зменшити інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом можна шляхом зменшення режимів шліфування й застосування більш м'яких кругів, імпрегнованих (термооброблених) кругів, введення в зону

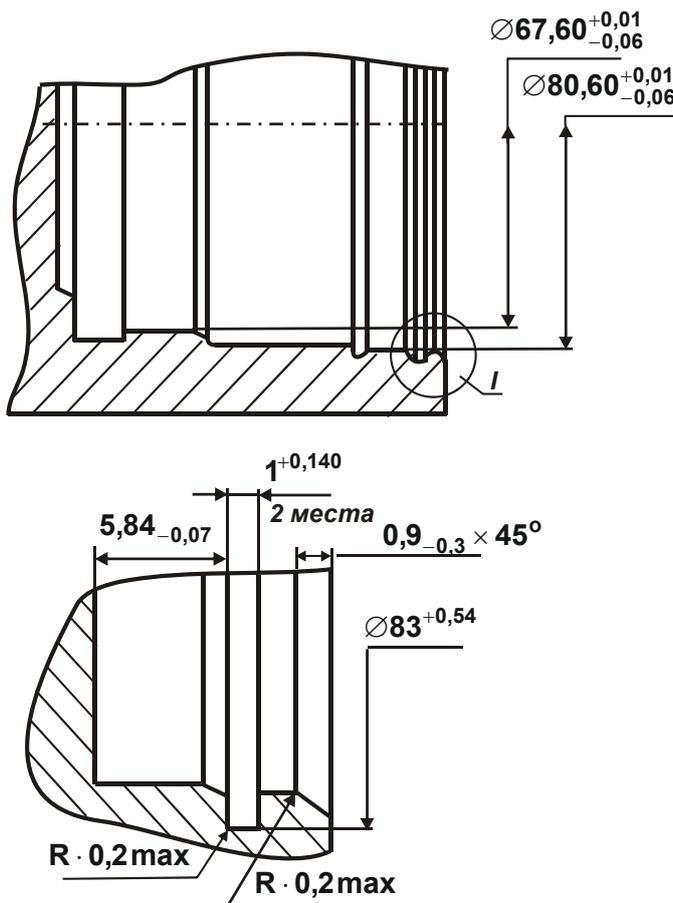


Рис. 7.24. Схема розташування внутрішніх поверхонь деталі “кожух”

обробки твердих змащень.

З метою визначення умов, які вилучають розтріскування оброблюваного матеріалу (сталі 16ХЗНВФМБ після цементації) й утворення припікань при круглому внутрішньому шліфуванні деталі “кожух” (рис. 7.24), були проведені експериментальні дослідження на внутрішньошліфувальному верстаті з ЧПУ мод. Studer із застосуванням кругів різної твердості: СТ, СМ, М. Установлено, що у всіх випадках шліфування з $V_{\text{дет}} = 36$ м/с, $V_{\text{кр}} > 20$ м/с й із застосуванням технологічних середовищ має місце розтріскування оброблюваного матеріалу. Вилучити дефекти вдалося лише при шліфуванні “м'яким” абразивним

кругом ЧК 50x25x13 25А 25П СМ1 7 зі швидкістю круга 18 ... 20 м/с без застосування технологічних середовищ. При цьому радіальна подача повинна бути не більше 0,11 мм/хв., глибина шліфування $t = 0,78$ мкм. У інакшому випадку відбувається розтріскування матеріалу, а на обробленій поверхні з'являються припікання. Поява температурних дефектів обумовлена різким охолодженням нагрітої частини матеріалу й поганим відводом тепла вглиб деталі через близьке розташування канавки. Тому

першою й основною умовою підвищення якості обробки слід розглядати зменшення теплової напруженості процесу шліфування, що досягається застосуванням більш м'яких кругів (із твердістю від СМ до М), що знижують інтенсивність тертя в зоні обробки. Другою умовою слід розглядати відсутність технологічних середовищ при шліфуванні, що дозволяє більш плавно в часі й рівномірно по площі охолоджувати оброблюваний матеріал. У результаті в поверхневому шарі деталі утворюються залишкові розтягуючі напруги, менші граничних, які викликають розтріскування матеріалу. Слід зазначити, що збільшення швидкості круга понад 20 м/с підвищує ймовірність утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Це обумовлено інтенсивним тертям круга з оброблюваним матеріалом, що в остаточному підсумку не дозволяє реалізувати виявлені теоретично в третьому розділі роботи умови підвищення ефективності шліфування за рахунок збільшення швидкості круга.

Основний недолік запропонованої технології шліфування полягає в тому, що обробка виконувалася з відносно невеликою швидкістю радіальної подачі $S_{\text{рад}} = 0,11$ мм/хв. Це істотно знижує продуктивність обробки. Тому з метою пошуку нових шляхів підвищення продуктивності обробки були проведені експериментальні дослідження процесу круглого зовнішнього шліфування із застосуванням імпрегнованих (з'єднаннями на основі стеарину) кругів, а також шліфувальних кругів з нанесеними на їхні робочі поверхні твердими змащеннями. Установлено, що в цих випадках теплова напруженість процесу шліфування нижче, про що свідчать високі значення швидкості радіальної подачі $S_{\text{рад}}$, при яких відбувається розтріскування оброблюваного матеріалу (рис. 7.25). Як видно, застосування імпрегнованих кругів і

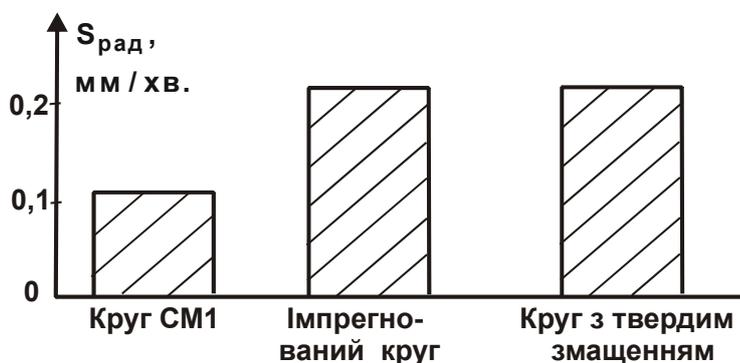


Рис. 7.25. Вплив характеристик абразивних кругів на граничну швидкість радіальної подачі $S_{\text{рад}}$

твердих змащень дозволяє приблизно до 2 разів збільшити граничні значення швидкості радіальної подачі $S_{\text{рад}}$, при яких утворюються припикання.

Були визначені глибини проникнення припикань у поверхневий шар оброблюва-

ної деталі, по суті, що відповідає параметру I_2 . Установлено, що вони змінюються в межах 100 ... 200 мкм. Це значно більше номінальної глибини шліфування $t = 1$ мкм. Безсумнівно, фактична глибина шліфування, у зв'язку з утворенням натягу в технологічній системі, у кілька разів перевищує номінальну глибину шліфування й становить $t = 5 \dots 10$ мкм і більше. Отже, відношення I_2 / t значно більше одиниці, а відносна величина температури z приймає досить малі значення ($z \ll 1$). Відповідно до висновків, отриманих у третьому розділі роботи, це свідчить про визначальну роль в утворенні припикань середньої температури при шліфуванні, обумовленої тертям круга з оброблюваним матеріалом.

Проведені експериментальні дослідження процесу плоского шліфування деталі “важіль”, робоча поверхня якої виготовлена з ливарної зносостійкої сталі В2Ж, при шліфуванні якої кругом 14А 250х40х76 25 СМ1 7 на оброблених поверхнях з'являлися припикання й мікротріщини. З метою визначення шляхів з їхнього усунення були проведені дослідження процесу шліфування більш м'якими кругами (із твердістю від СМ до М) з режимом шліфування $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 12$ м/хв.; $t = 0,02$ мм. У результаті встановлено, що найбільш ефективно застосування круга 25А 250х40х76 25 М3 7. Цій круг дозволив істотно зменшити кількість деталей з наявністю на оброблених поверхнях припикань і тріщин. Втрати від браку зменшилися в 3,5 рази. Крім того, шліфування цим кругом дозволило підвищити точність і шорсткість обробки.

Таким чином зображено, що як і при внутрішньому шліфуванні деталі “кожух”, так і при плоскому шліфуванні деталі “важіль”, підвищити якість обробки вдалося за рахунок зниження інтенсивності тертя круга з оброблюваним матеріалом шляхом застосування більш м'яких кругів. Це погодиться з отриманими теоретичними результатами й свідчить про їхню вірогідність. У результаті показано, що теплові процеси при шліфуванні обумовлені, головним чином, проявом середньої температури при шліфуванні, що визначається тертям круга з оброблюваним матеріалом. Отже, розроблена математична модель визначення миттєвої й середньої температур і глибин їхнього проникнення в поверхневий шар оброблюваної деталі дозволяє науково обґрунтовано підійти до вибору умов підвищення якості й продуктивності обробки.

Проведено порівняльний аналіз глибин шліфування, при яких на оброблюваних поверхнях досліджуваних сталей з'являлися припикання.

Досліди виконувалися на плоскошліфувальному верстаті з використанням круга 14А 250x25x76 25 СМ 7 ($V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 12$ м/хв.). Шліфувалися плоскі зразки, виготовлені із загартованих сталей 16ХЗНВФМБ (твердістю $HRC \geq 59$), 20ХЗНВФА (твердістю $HRC \geq 35$) і ШХ15 (твердістю $HRC \geq 55$). Установлено, що у всіх трьох випадках шліфування кругом після правки утворювалися припикання, починаючи із $t = 0,03$ мм. Більшою мірою припикання проявлялися при шліфуванні сталі 16ХЗНВФМБ, з якої виготовляється деталь “кожух”.

На підставі сказаного можна зазначити, що для ефективного застосування процесу шліфування на фінішних операціях обробки високоточних деталей необхідно забезпечити істотне підвищення ріжучої здатності круга. Це досягається вдосконалюванням їхньої структури, матеріалів зв'язки тощо з метою зниження інтенсивності тертя в зоні різання й відповідно енергоємності обробки σ . Однак вирішити цю проблему в кожному конкретному випадку досить складно. Тому спостерігається тенденція застосування замість шліфування на фінішних операціях лезової обробки, яка менш енергоємна й знижує силову й теплову напруженість процесу різання, підвищує точність і якість обробки.

Ефективність механічної обробки також залежить від рівня застосованого металорізального устаткування. Так, використання сучасних високооборотних верстатів з ЧПУ дозволяє прецизійну обробку складних деталей гідроапаратури (виготовлених з високоміцних сплавів і сталей) виконувати фактично з одного положення в автоматизованому режимі. Це забезпечує більш точне позиціонування оброблюваної деталі, різко знижує трудомісткість її виготовлення й підвищує точність і якість обробки. Наприклад, складна у виготовленні деталь “води́ло” раніше оброблялася на універсальному устаткуванні із застосуванням великої кількості токарних, фрезерних і свердлильних операцій. У цей час ці операції об'єднані в одну операцію, яка виконується на сучасному обробному центрі PicoMax 60. Якщо раніше для обробки цієї деталі використовувалося 47 різних видів різальних інструментів, то за новою технологією – 23 інструмента. Таким чином, досягнута економія з витрати різальних інструментів. При цьому стабільно забезпечується шорсткість поверхні на рівні $R_a = 0,63$ мкм, похибка обробки отворів – 0,01 мм, міжцентрові відстані забезпечуються з допусками на розміри $\pm 0,01$ мм. Продуктив-

ність праці підвищилася в 2,5 рази, що дозволило скоротити кількість працівників з 8 до 2-х.



Рис. 7.26. Зенкер

При виготовленні східчастих отворів ефективно попередню обробку виконувати спеціальними східчастими зенкерами (рис. 7.26). Так, установленно, що застосування східчастого зенкера з діаметрами 6,5 і 10 мм, виготовленого зі швидкорізальної сталі P18, на сучасному верстаті Hermle (подача – 10 мм/хв., швидкість різання – 1 000 об./хв.) забезпечує 6-й клас точності обробки. Наступні операції розточування й розгортання підвищують точність обробки до 9-го класу.

Традиційно виміри параметрів оброблюваних поверхонь виконувалися індивідуальними вимірювальними інструментами (пробками, калібрами, за допомогою мікроскопа тощо), а зараз – за допомогою контрольно-вимірювальної машини "Wenzel". Це дозволило гарантувати розміри взаємного розташування оброблюваних отворів і фрезерованих поверхонь. Також вдалося відійти від координатного розточення й шліфування.

7.4.3. Експериментальні дослідження параметрів операцій фінішної обробки точних отворів

Були проведені експериментальні дослідження алмазного хонінгування наскрізних отворів у сепараторі (рис. 7.27) з метою визначення можливостей ефективною заміни ним малопродуктивного процесу ручного притирання алмазною пастою АСМ НОМГ зернистістю 14/10, 5/3, 3/2 зі швидкістю різання 15 м/хв. Використовувався верстат фірми "Nagel", що працює в автоматичному режимі, хонінгувальна голівка (рис. 7.28) діаметром 12,85_{-0,05} мм із двома хонінгувальними брусками 15 x 3,88 x 3 x 1 зернистістю 60/40, 100-відсотковою концентрацією на металевій зв'язці М2-01. Спочатку за

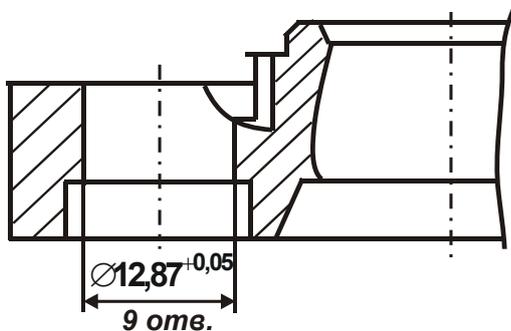


Рис. 7.27. Схема розташування наскрізного отвору в сепараторі

го притирання алмазною пастою АСМ НОМГ зернистістю 14/10, 5/3, 3/2 зі швидкістю різання 15 м/хв. Використовувався верстат фірми "Nagel", що працює в автоматичному режимі, хонінгувальна голівка (рис. 7.28) діаметром 12,85_{-0,05} мм із двома хонінгувальними брусками 15 x 3,88 x 3 x 1 зернистістю 60/40, 100-відсотковою концентрацією на металевій зв'язці М2-01. Спочатку за

допомогою хонінгувальної голівки виконувалося хонінгування отвору в розмір $\varnothing 12,87^{+0,05}$ мм. Потім хонінгувальною голівкою $\varnothing 12,98_{-0,05}$ мм виконувалося хонінгування отвору в розмір $\varnothing 13^{+0,05}$ мм. У результаті вдалося процес обробки виконувати в автоматичному режимі й підвищити продуктивність обробки в 1,8 рази порівняно з ручним притиранням, стабільно забезпечити перпендикулярність отвору в межах 0,05 мм, тоді як раніше досягалося значення 0,1 мм. Це позитивно відобразилося на зносостійкості отвору при експлуатації.

Експериментально встановлено, що застосування на цій операції високошвидкісного фрезерування дозволяє в ще більшому ступені підвищити продуктивність і точність обробки порівняно з алмазним хонінгуванням, наприклад, перпендикулярність отвору дорівнює 0,01 мм.

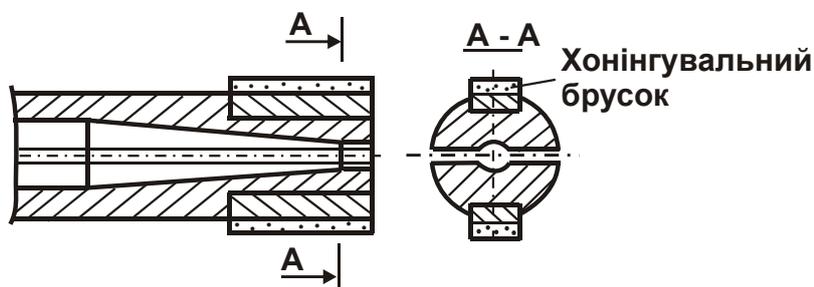


Рис. 7.28. Схема хонінгувальної голівки

Були виконані експериментальні дослідження процесу притирання пастою 64С М7 і карбідо-титаністою пастою КТ отвору у втулці із бронзи Бр 010-32Н3 сателіта з метою підвищення ефективності цього процесу й виключення нашаржування бронзи елементами пасти. Для цього оцінювався вплив характеристик пасти й параметрів режиму різання на якість обробки. У результаті встановлено, що вирішити позитивно цю задачу не представляється можливим, тому що нашаржування бронзи елементами пасти не усувається. Виходячи із цього зроблений висновок про необхідність застосування іншого більш ефективного методу обробки отворів. Оскільки бронза досить пластичний матеріал, то запропоновано обробку виконувати рейбером – розмірним інструментом для обробки металів тиском і формування точних отворів. Обробка отворів виконувалася послідовно трьома рейберами з твердого сплаву ВК8 з одержанням діаметра отвору $\varnothing 20^{+0,05}$ мм. Застосовувалися наступні режими обробки: частота обертання шпинделя $n = 125$ об./хв., вертикальна подача стола $S = 10$ мм/хв., змащення – АМГ 10. У результаті проведених досліджень встановлено, що параметр шорсткості обробки R_a перебуває на рівні 0,32 мкм, а похибка обробки отворів дорівнює 0,0015 мм. Це відповідає пропонованим вимогам до

обробки отворів і найголовніше – усуває нашаржування бронзи елементами пасти.

Проведені виробничі випробування оброблених отворів показали, що їхнє зношування зменшилося приблизно у два рази в порівнянні зі зношуванням отворів, оброблених пастою КТ. Таким чином встановлено, що у випадку обробки точних отворів у деталях, виготовлених із пластичних матеріалів, ефективно фінішну обробку здійснювати методами пластичного деформування матеріалу замість методів різання. Це дозволяє поліпшити параметри точності й шорсткості обробки, а в розглянутому випадку ще й усунути небажане нашаржування бронзи елементами пасти, що підвищує зносостійкість отвору при роботі.

7.4.4. Удосконалювання технології фінішної обробки героторних деталей гідравлічних приводів

До складу гідравлічного приводу входять героторні деталі, які виконують роль насосів відкачки й підкачування робочої рідини (рис. 7.29). Високі вимоги з точності й шорсткості робочих поверхонь героторів приводять до необхідності застосування багатоопераційної обробки (шліфування й доведення) при їхньому виготовленні. Спочатку заготовка з ма-

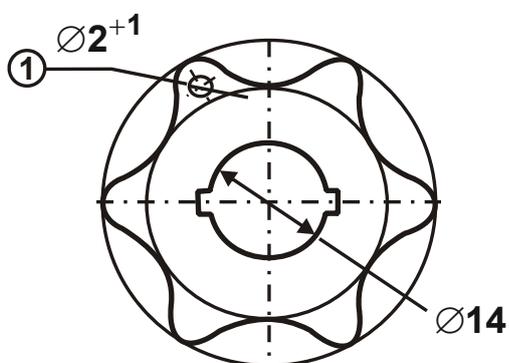


Рис. 7.29. Загальний вигляд оброблюваної деталі

теріалу 30Х3ВА у вигляді круга $\varnothing 44$ мм і товщиною 16 мм термооброблювали (HRC 30 ... 38), далі готувалися бази. Традиційна технологія виготовлення контуру деталі містила в собі фрезерування на верстаті зі ЧПУ, попереднє шліфування контуру на складному пристосуванні, азотування, остаточне шліфування контуру й ручне полірування. Незважаючи на тривалий цикл виготов-

лення деталі, до 20 % оброблених деталей йшло в брак, тому що замість необхідної точності (до 10 мкм) спеціальне шліфувальне устаткування забезпечувало похибку обробки до 15 мкм. Порушена поверхня профілю потім допрацьовувалася ручним поліруванням повстяним кругом з абразивною пастою R 0,8. Однак ручне виправлення похибки обробки шля-

хом полірування контуру епіциклоїди приводить до підключення в процес людського фактору, а це вносить додаткову нестабільність.

Для зменшення втрат від браку й виключення ручних полірувальних робіт розроблена нова технологія виготовлення героторних деталей, відповідно до якої необхідний профіль досягається із застосуванням дротового електроерозійного верстата мод. "Sodik" (виробництво Японії).

У зв'язку з переходом на нову технологію був замінений матеріал деталі на ШХ15-III, що піддавався тільки загартуванню HRC 56 ... 61, виключалося азотування матеріалу. У результаті застосування цієї технології підвищилася точність обробки геометричної форми до 5 ... 8 мкм. Це дозволило вилучити втрати від браку деталей. Ця технологія також дозволила вилучити операції шліфування й ручного полірування. Внутрішні пази виготовляються без застосування дорогого інструмента – протягань, з більш високою й стабільною точністю. Таким чином, зміна технологічного процесу обробки дозволила: зменшити потребу в складних пристосуваннях та інструментах; забезпечити при електроерозійному способі обробки деталей багатостатне обслуговування; забезпечити високу якість виготовлення складного контуру деталі й знизити трудомісткість її виготовлення в 4 рази; вилучити необхідність придбання дорогого абразивного шліфувального й правлячого алмазного інструменту.

7.4.5. Дослідження технологічних можливостей глибинного алмазного шліфування за температурним критерієм

При виготовленні кінцевих фрез та інших осьових багатолезових інструментів із твердих сплавів і швидкорізальних сталей на сучасному заточувальному верстаті з ЧПУ мод. Gemini застосований метод глибинного алмазного шліфування (для вишліфовки канавок у заготовках інструментів). Ці інструменти, як показано, використовуються зокрема для високошвидкісного фрезерування пазів і отворів. Для оцінки технологічних можливостей глибинного алмазного шліфування й розробки рекомендацій з його практичного використання, проведемо його дослідження з температурного критерію, тому що висока температура, яка розвивається в зоні різання, не дозволяє повною мірою реалізувати високі потенційні можливості цього прогресивного методу обробки [94]. Спочатку зрівняємо технологічні можливості глибинного й звичайного багатопрод-

ного шліфування, для чого розглянемо залежність (3.33) для визначення максимальної (наведеної імовірнісної) товщини зрізу H_{\max} при плоскому шліфуванні й на її основі встановимо зв'язок між параметрами процесів багатопрохідного й глибинного шліфування. Прийmemo, що значення параметрів \bar{X} , m , γ , η , $V_{\text{кр}}$ однакові для двох процесів, а значення $V_{\text{дет}}$, t і $R_{\text{кр}}$ – різні. Позначимо: $V_{\text{дет1}}$, t_1 , $R_{\text{кр1}}$ – для багатопрохідного шліфування й $V_{\text{дет2}}$, t_2 , $R_{\text{кр2}}$ – для глибинного шліфування. З умови рівності значень H_{\max} , маємо

$$V_{\text{дет1}} \cdot \sqrt{\frac{t_1}{R_{\text{кр1}}}} = V_{\text{дет2}} \cdot \sqrt{\frac{t_2}{R_{\text{кр2}}}}, \quad (7.80)$$

звідки

$$V_{\text{дет2}} = V_{\text{дет1}} \cdot \sqrt{\frac{t_1 \cdot R_{\text{кр2}}}{t_2 \cdot R_{\text{кр1}}}}. \quad (7.81)$$

Задаючи значення $V_{\text{дет1}}$, t_1 , t_2 , $R_{\text{кр1}}$, $R_{\text{кр2}}$, по залежності (7.81) розраховують швидкість деталі $V_{\text{дет2}}$ при глибинному шліфуванні. Приклад розрахунку. Вихідні дані: $V_{\text{дет1}} = 10$ м/хв.; $t_1 = 0,01$ мм; $t_2 = 1$ мм; $R_{\text{кр1}} = 150$ мм; $R_{\text{кр2}} = 37,5$ мм. Підставляючи ці значення в залежність (7.81), маємо: $V_{\text{дет2}} = 0,5$ м/хв. Цим показано, що якщо оптимальними умовами багатопрохідного шліфування є зазначені значення $V_{\text{дет1}}$ і t_1 , то при глибинному шліфуванні ($t_2 = 1$ мм) тим же алмазним кругом швидкість деталі необхідно приймати рівною $V_{\text{дет2}} = 0,5$ м/хв. У цьому випадку для двох розглянутих процесів шліфування максимальна (наведена імовірнісна) товщина зрізу H_{\max} й відповідно навантаження, що діє на максимально виступаюче зі зв'язки круга зерно, будуть однаковими. Отже, алмазний круг буде зношуватися з однаковою інтенсивністю при багатопрохідному і глибинному шліфуванні. При цьому питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ при глибинному шліфуванні буде в 5 разів більше,

ніж при багатопрохідному шліфуванні. У цьому складається ефект глибинного шліфування.

Оцінимо рівень теплової напруженості двох процесів шліфування, використовуючи залежність (3.1) для визначення середньої температури θ . Величина z визначається з перетвореного рівняння (3.39):

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} = -\ln(1-z) - z. \quad (7.82)$$

Визначимо значення \bar{l}_1 й z для багатопрохідного й глибинного шліфування швидкорізальної сталі Р18 ($c = 0,09$ кал/(г·град.); $\rho = 8,6$ г/см³; $\lambda = 0,058$ кал/(см·с·град.); $\sigma_{\text{ст}} = 36 \cdot 10^8$ Н/м²). Для багатопрохідного шліфування $\bar{l}_1 = 0,012$; для глибинного шліфування $\bar{l}_1 = 0,128$. Використовуючи табл. 2.1, знаходимо значення z : для багатопрохідного шліфування $z = 0,05$; для глибинного шліфування $z = 0,424$.

Як видно, значення z для багатопрохідного й глибинного шліфування відрізняються істотно. Для глибинного шліфування значення z більше, ніж для багатопрохідного шліфування. Очевидно, температура θ за залежністю (3.1), що змінюється по закону зміни z при глибинному шліфуванні, буде більше, ніж при багатопрохідному шліфуванні. Розрахунками встановлено, що при глибинному шліфуванні ($K_{\text{ш}} = 0,5$) температура $\theta = 1\,868,1$ °С, а при багатопрохідному шліфуванні $\theta = 220,3$ °С. Зменшити θ при глибинному шліфуванні для зазначених параметрів $V_{\text{дет2}}$, t_2 , $R_{\text{кр2}}$ можна лише за рахунок зменшення σ , тобто за рахунок збільшення $K_{\text{ш}} = P_z / P_y$. Однак, коефіцієнт шліфування змінюється у відносно невеликих межах – 0,1 ... 1,0. Тому основний шлях зменшення температури шліфування – інтенсивне охолодження зони обробки. Це обумовлено тим, що залежність (3.1) отримана з урахуванням кількості тепла, що йде в стружку й оброблювану деталь. Тепло, що йде в охолоджувану рідину, у розрахунках не враховувалося. Але його можна врахувати поправним коефіцієнтом k_θ . Тоді залежність (3.1) прийме вигляд

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z \cdot k_\theta. \quad (7.83)$$

Чим менше коефіцієнт k_{θ} , тобто чим менше тепла йде в стружку й оброблювану деталь і більше в охолоджувану рідину, тим менше θ .

З метою перевірки теоретичних результатів були проведені експериментальні дослідження процесу вишліфовки канавки глибиною 3,6 мм алмазним кругом 1А1 75х6х20х6 ЛКВ 100/80 100 % при виготовленні кінцевої шестиперої фрези $\varnothing 24$ мм зі швидкорізальної сталі Р18 на заточувальному верстаті зі ЧПУ моделі Gemini. Вишліфовка канавки виконувалася за чотири проходи круга з параметрами режиму шліфування: $V_{\text{дет}2} = 0,5$ м/хв., $V_{\text{кр}} = 15,7$ м/с і $t_2 = 1$ мм при інтенсивному охолодженні зони обробки (шляхом розпилення охолоджуваної рідини). Однак як встановлено експериментально, на оброблюваних поверхнях з'являлися припіки. Це свідчить про високий рівень температури шліфування й вірогідність отриманих розрахункових даних температури шліфування θ .

Для вилучення припікань і забезпечення високої якості обробки швидкість деталі $V_{\text{дет}2}$ була зменшена до значення 0,1 м/хв. У цьому випадку безрозмірна величина \bar{l}_1 зменшилася до значення 0,0256, а відносна величина температури z – до значення 0,21. Температура шліфування θ приймає значення 925,3 °С, що нижче критичної температури, при якій на оброблюваних поверхнях з'являються припікання. Питома продуктивність глибинного й багатоходового шліфування приблизно рівні. У табл. 7.7 наведені розрахункові значення параметрів \bar{l}_1 , z і температури шліфування θ для швидкості деталі $V_{\text{дет}2} = 0,05 \dots 0,1$ м/хв., тобто для швидкості деталі, при якій гарантовано виключаються припікання на оброблюваних поверхнях.

Таблиця 7.7

Розрахункові значення параметрів \bar{l}_1 , z і θ

$V_{\text{дет}2}$, м/хв.	0,05	0,08	0,1
\bar{l}_1	0,0128	0,02	0,0256
z	0,14	0,19	0,21
θ °С	616,8	837,1	925,3

Теоретичні результати узгоджуються з експериментальними даними. Так, при шліфуванні з $V_{\text{дет}2} < 0,1$ м/хв. на оброблених поверхнях були відсутні припикання. Таким чином показано, що температурний фактор є значною перешкодою реалізації високих технологічних можливостей високопродуктивного глибинного алмазного шліфування. Отримані результати використані при виготовленні осьових багатолезових інструментів на заточувальному верстаті з ЧПУ моделі Gemini.

7.4.6. Результати впровадження розроблених технологій фінішної абразивної й лезової обробки деталей гідроапаратури

Розроблені технології фінішної обробки деталей гідроапаратури були впроваджені в основне виробництво ДП ХМЗ “ФЕД”. Найбільший ефект був досягнутий від впровадження технології високошвидкісного фрезерування на високооборотному верстаті з ЧПУ мод. Picosax 60 при обробці точних отворів і дугових пазів у деталях із загартованих сталей.

Як наведено, існуюча технологія розточення глухого отвору з наступним його хонінгуванням не забезпечувала необхідних показників точності обробки. Застосування технології високошвидкісного фрезерування дозволило успішно вирішити дану задачу. У результаті відхилення від циліндричності отвору стабільно змінюється в межах 0,01 мм, а параметр шорсткості R_a перебуває на рівні 0,32 мкм, що відповідає вимогам на обробку. Крім того, забезпечене збільшення продуктивності обробки в 1,8 рази. Необхідно відзначити, що це стало можливим, по-перше, завдяки застосуванню сучасного високооборотного верстата з ЧПУ мод. Picosax 60, по-друге, завдяки освоєному виробництву на заточувальному верстаті з ЧПУ мод. Gemini високоефективних монолітних кінцевих фрез із твердосплавних заготовок.

Перехід від звичайного фрезерування дугових пазів шириною 2,5 ... 5 мм у деталях із загартованих сталей до високошвидкісного фрезерування ($n = 8\ 000$ об./хв. і більше) дозволив істотно (до 3 разів і більше) підвищити стійкість кінцевих фрез і продуктивність обробки при одночасному поліпшенні якості й точності оброблюваних поверхонь. Необхідно відзначити, що застосування високошвидкісного різання дозволило істотно скоротити машинний час обробки пазів і отворів у різних деталях (табл. 7.8) і відповідно зменшити витрати на їхнє виготовлення.

**Значення машинного часу обробки різних деталей
з діючої і розробленої технологій фрезерування**

Деталь	Машинний час обробки, хв.		
	діюча технологія	розроблена технологія	зниження часу обробки
Ротор	129,80	27,03	102,77
Опора	143,04	49,66	93,38
Кожух	887,91	196,95	690,56
Диск	496,03	118,45	377,58
Шайба	96,45	25,00	71,45
Сепаратор	60,29	19,11	41,18
Блок циліндрів	1224,50	349,94	874,62

Проведені теоретичні й експериментальні дослідження дозволили розробити практичні рекомендації з підвищення ефективності круглого внутрішнього й плоского шліфування деталей із загартованих сталей і твердих сплавів. Завдяки застосуванню середньом'яких абразивних кругів (СМ1), імпрегнованих (термооброблених) абразивних кругів, а також шліфування без застосування охолоджувальної рідини вдалося фактично вилучити припикання та розтріскування поверхневого шару оброблюваної деталі (виготовленої із сталі 16ХЗНВФМБ після цементації) на операції круглого внутрішнього шліфування на сучасному верстаті зі ЧПУ мод. Studer відповідальної деталі “кожух”. Оброблювана внутрішня поверхня цієї деталі служить “біговою доріжкою” для роликового підшипника й тому до якості її обробки пред'являються високі вимоги.

Розроблені рекомендації дозволили підвищити якість обробки й практично вилучити втрати від браку, які мали місце, що вирішує дуже важливу для виробництва задачу. Крім того, як зображено на рис. 7.25, при цьому досягнуто збільшення граничної швидкості радіальної подачі, при якій відбувається розтріскування поверхневого шару оброблюваної деталі, що сприяє підвищенню продуктивності обробки.

Не менш значимі результати досліджень плоского шліфування робочої частини деталі “важіль”, виконаної з важкооброблюваної ливарної зносостійкої сталі В2Ж. На їхній основі розроблені практичні рекоменда-

ції, що вилучають утворення на оброблюваних поверхнях припікань і мікротріщин. У результаті застосування м'яких абразивних кругів твердістю МЗ і зниження теплової напруженості процесу шліфування, була забезпечена високоякісна обробка твердого сплаву. Втрати від браку скоротилися в 3,5 рази. При цьому відбулося підвищення точності й шорсткості обробки, знизилася витрата шліфувальних кругів.

Проведено комплекс робіт із заміни ряду операцій ручного притирання абразивним порошком отворів у деталях із загартованих сталей на більш прогресивні технології. З цією метою розроблена й запроваджена ефективна технологія алмазного хонінгування наскрізних отворів у сепараторі. Вона забезпечує, по-перше, автоматизацію процесу обробки, по-друге, збільшення продуктивності обробки в 1,8 разів, по-третє, стабільне досягнення перпендикулярності отвору в межах 0,05 мм, тоді як раніше досягалось значення 0,1 мм. Це позитивно відобразилося на зносостійкості отвору. На цій операції ефективно використовується також високошвидкісне фрезерування, що дозволяє ще більшою мірою підвищити продуктивність і точність обробки порівняно з алмазним хонінгуванням, наприклад, забезпечується перпендикулярність отвору 0,01 мм.

Також розроблена й запроваджена ефективна технологія рейберування отворів у бронзових втулках сателітів замість ручного доведення пастою КТ. Основний недолік ручного доведення полягає у тому, що оброблена поверхня із бронзи нашаржується елементами пасти, а це приводить до підвищеного зношування отвору при експлуатації. Застосування твердосплавних рейберів забезпечує високу точність обробки (у межах 0,0015 мм) і до 2 разів підвищує зносостійкість отвору.

Впровадження розроблених технологій дозволило поліпшити техніко-економічні показники виробів до рівня світових виробників аналогічної продукції (фірми Sundstrand, США).

Використана література

1. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Алмазная обработка : учебн. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К. : ІЗМН, 1996. – 168 с.
3. Анельчик Д. Е. Исследование состояния поверхностного слоя деталей с покрытием / Д. Е. Анельчик, С. В. Мироненко // Вісник інженерної академії України. – К. : ІАУ, 2001. – № 3. – Частина 1. – С. 48–51.
4. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – К. : Наукова думка, 1978. – 207 с.
5. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – М. : Машиностроение, 1969. – 359 с.
6. Бакуль В. Н. Обработка металлорежущего инструмента алмазными кругами / В. Н. Бакуль, И. П. Захаренко, М. З. Мильштейн. – М. : Высшая школа, 1969. – 176 с.
7. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Н. К. Беззубенко. – Х. : ХДПУ, 1995. – 56 с.
8. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
9. Братан С. М. Технологічні основи забезпечення якості і підвищення стабільності високопродуктивного чистового та тонкого шліфування: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / С. М. Братан. – Одеса : ОНПУ, 2006. – 35 с.
10. Бугров Я. С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С. М. Никольский. – М. : Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.
11. Вайсман В. О. Підвищення ефективності процесу шліфування формоутворюючих елементів інструментального оснащення: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В. О. Вайсман. – Одеса : ОГПУ, 1996. – 15 с.

12. Високопродуктивне шліфування: навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков та ін. – К. : ІСДО, 1995. – 180 с.
13. Внуков Ю. Н. Исследование процесса высокопроизводительного шлифования быстрорежущих сталей кругами из дробленых сверхтвердых поликристаллов : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ю. Н. Внуков. – Тбилиси : ТПИ, 1977. – 21 с.
14. Гасанов М. І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процеси механічної обробки, верстати та інструменти” / М. І. Гасанов. – Х. : ХДПУ, 1999. – 17 с.
15. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов и др. – М. : Машиностроение, 1984. – 62 с.
16. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Х. : Вища школа. Изд. при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
17. Грабченко А. И. Научные основы алмазного шлифования сверхтвердых поликристаллических материалов : дис. в форме научного доклада ... доктора техн. наук: 05.03.01 / Грабченко А. И. – Х. : ХДПУ, 1995. – 59 с.
18. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.
19. Дальский А. М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей / А. М. Дальский. – М. : Машиностроение, 1975. – 224 с.
20. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
21. Дитиненко С. А. Повышение эффективности технологии финишной обработки цилиндрических поверхностей твердосплавных изделий : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / С. А. Дитиненко. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2005. – 20 с.
22. Долматов А. І. Наукові основи газодетонаційного нанесення покриттів на лопатки авіаційних газотурбінних двигунів : автореф. дис. на

здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.07.084 “Технологія вироблення літальних апаратів” / А. І. Долматов. – Х. : ХАИ, 1993. – 62 с.

23. Дудко П. Д. Закономерности формирования параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке / П. Д. Дудко, В. Г. Шкурпий, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах. – Междунар. науч.-техн. сб. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2008. – Вып. 74. – С. 133–139.

24. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов : Изд. Сарат. ун-та, 1978. – 128 с.

25. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов : Изд. Сарат. ун-та, 1975. – 127 с.

26. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – К. : Техніка, 1980. – 212 с.

27. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К. : Наук. думка, 1981. – 300 с.

28. Захаренко И. П. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой / И. П. Захаренко, А. А. Шепелев. – К. : Наукова думка, 1976. – 219 с.

29. Золотаревский В.С. Механические испытания и свойства металлов / В.С. Золотаревский. – М. : Металлургия, 1974. – 304 с.

30. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.

31. Зубарь В. П. Замена шлифования точением / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Інформаційні технології : наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я : міжн. наук.-практ. конф., 18–19 травня 2006 р., тези докладів – Х. : Вид. “Курсор”, 2006. – С. 73–74.

32. Иванов И. Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах в условиях массового производства : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / И. Е. Иванов. – Мариуполь : ПДТУ, 2008. – 21 с.

33. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М. : ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.

34. Иоргачев Д. В. Технологические возможности повышения долговечности инструмента для производства волоконных кабелей : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Д. В. Иоргачев. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 18 с.
35. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка / Г. М. Ипполитов. – М. : Машиностроение, 1969. – 331 с.
36. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учебн. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
37. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. – К. : Наукова думка, 1979. – 244 с.
38. Кашук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кашук, А. Б. Верещагин. – М. : Машиностроение, 1988. – 480 с.
39. Кашук В. А. Справочник заточника / В. А. Кашук, А. Д. Мелехин, Б. П. Бармин. – М. : Машиностроение, 1982. – 232 с.
40. Кленов О. С. Расчет и исследование параметров силовой напряженности процессов механической обработки материалов / О. С. Кленов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 231–238.
41. Кленов О. С. Расчет параметров силовой напряженности процесса резания с учетом действия на передней поверхности инструмента равномерно распределенной нагрузки / О. С. Кленов // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы V Международной научно-технической конференции. – Курск : Курск. гос. техн. ун-т, 2007. – С. 156–161.
42. Кленов О. С. Теоретическая оценка энергетических показателей процесса механической обработки / О. С. Кленов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2008. – Вип. 68. – С. 167–175.
43. Кленов О. С. Обоснование путей уменьшения температуры шлифования / О. С. Кленов // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы VI Междуна-

ной научно-технической конференции: в 2 ч. Ч. 1. – Курск : Курск. гос. техн. ун-т, 2008. – С. 181–186.

44. Кленов О. С. Теоретический анализ условий уменьшения температуры при шлифовании твердосплавных режущих пластин / О. С. Кленов // Труды 14-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2008. – С. 469–473.

45. Кленов О. С. Сравнение температуры резания при глубинном и многопроходном шлифовании / О. С. Кленов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – 2009. – Вип. 81. – С. 197–203.

46. Кленов О. С. Повышение долговечности турбинных лопаток / О. С. Кленов, Ф. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – 2009. – Вип. 80. – С. 131–135.

47. Кленов О. С. Оптимизация условий обработки для заданной температуры шлифования / О. С. Кленов // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2009. – № 2/1 (38). – С. 17–20.

48. Кленов О. С. Повышение эффективности операций шлифования изделий из труднообрабатываемых материалов на основе уменьшения теплонапряженности процесса / О. С. Кленов // Труды 15-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”. – 2009. – С. 203–214.

49. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / А. Н. Ковальчук. – Одесса : ОНПУ, 2008. – 21 с.

50. Колкер Я. Д. Математический анализ точности механической обработки деталей / Я. Д. Колкер. – К. : Техніка, 1976. – 200 с.

51. Коломиец В. В. Новые инструментальные материалы и область их применения : учебное пособие / В. В. Коломиец. – К. : УМК ВО, 1990. – 64 с.

52. Коломиец В. В. Изменение контактных напряжений в процессе обработки наплавленных материалов / В. В. Коломиец, С. А. Клименко, И. А. Фабричникова и др. // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Х. : ХДТУСГ, 2003. – Вип. 15. – С. 226–230.

53. Коломиец В. В. Обрабатываемость резанием титановых сплавов BT-22 и OT4 / В. В. Коломиец, В. А. Фадеев, О. С. Кленов // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Х. : ХДТУСГ, 2004. – Вип. 24. – С. 26–29.
54. Коломиец В. В. Упрочнение деталей резанием / В. В. Коломиец, С. А. Клименко, И. А. Фабричникова и др. // Труды 6-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 41–42.
55. Королев А. А. Современная технология формообразующего суперфиниширования поверхностей деталей сложного профиля / А. А. Королев. – Саратов : Сарат. гос. техн. ун-т, 2001. – 156 с.
56. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. А. Королев. – Саратов : Изд. Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.
57. Корсаков В. С. Точность механической обработки / В. С. Корсаков. – М. : Машиностроение, 1961. – 378 с.
58. Корчак С. Н. Прогрессивная технология и автоматизация круглого шлифования / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1968. – 108 с.
59. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
60. Кравченко Б. А. Формирование остаточных напряжений при точении твердых сплавов резцами из карбонадо / Б. А. Кравченко, Л. Я. Чертов, И. Г. Шин // Вестник машиностроения, 1981. – № 12. – С. 48–49.
61. Кудрявцев П. И. Остаточные сварочные напряжения и прочность соединений / П. И. Кудрявцев. – М. : Машиностроение, 1964. – 95 с.
62. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процеси механічної обробки, верстати та інструменти” / В. І. Лавриненко. – К. : ІНМ НАН України, 2000. – 35 с.
63. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования) : автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. П. Ларшин. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 33 с.

64. Ларшин В. П. Интегрированные технологические системы в машиностроении / В. П. Ларшин // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса : ОГПУ, 1999. – Вып. 3 (9). – С. 55–58.

65. Ларшин В. П. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологи / В. П. Ларшин, А. А. Гречиха // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Х. : ХДТУСГ, 2002. – Вып. 10. – С. 54–59.

66. Лебедев В. Г. Кинетика изменения температур критических точек при шлифовании закаленных сталей / В. Г. Лебедев, Н. М. Клименко // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса : ОГПУ, 2000. – Вып. 2 (11). – С. 47–50.

67. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К. : Техника, 2001. – 300 с.

68. Линчевский П. А. Разработка новых технологических способов формирования ЧРМР на поверхностях пар трения / П. А. Линчевский, Г. В. Новак, И. М. Буюкли // Ресурсо- и энергосберегающие технологии в промышленности : научн.-техн. конф., 4–5 сентября 1996 г. : тезисы докладов. – Одесса : ОГПУ, 1996. – С. 55–57.

69. Линчевский П. А. Тонкое растачивание отверстий с прерывистой поверхностью / П. А. Линчевский, А. А. Оргиян, С. М. Онищенко // Труды 12-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2006. – С. 48–52.

70. Лищенко Н. В. Обеспечение бездефектного высокопроизводительного резьбошлифования ходовых винтов на основе компьютерной диагностики процесса : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Н. В. Лищенко. – Одесса : ОНПУ, 2006. – 23 с.

71. Лоладзе Т. Н. О рациональных областях применения инструментов из синтетического алмаза и кубического нитрида бора / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава // Синтетические алмазы. – Вып. 3. – К. : ИСМ, 1975. – С. 10–14.

72. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.

73. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М. : Машиностроение, 1969. – 197 с.

74. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л. : Машиностроение, 1984. – 103 с.
75. Лысанов В. С. Эльбор в машиностроении / В. С. Лысанов, В. А. Букин. – Л. : Машиностроение, 1978. – 280 с.
76. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 178 с.
77. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамсодержащих твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами : дис. ... кандидата техн. наук : 05.03.01 / Малыхин В. В. – Х. : ХПИ, 1985. – 266 с.
78. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников : автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. И. Марчук. – Одесса : ОНПУ, 2004. – 36 с.
79. Маслов Е. Н. Основы теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Гос. научн.-техн. изд. машиностр. литературы, 1951. – 178 с.
80. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 319 с.
81. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л. : Машиностроение, 1985. – 496 с.
82. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. – М. : Машиностроение, 1970. – 390 с.
83. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – К. : Техніка, 1996. – 320 с.
84. Матюха П. Г. Стабилизация выходных технологических показателей шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга / П. Г. Матюха // Вісник інженерної академії України. – К. : ІАУ, 2001. – № 3, частина 1. – С. 223–226.
85. Михелькевич В. Н. Автоматическое управление шлифованием / В. Н. Михелькевич. – М. : Машиностроение, 1975. – 304 с.
86. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов / Л. Л. Мишнаевский. – К. : Наукова думка, 1982. – 192 с.
87. Новак Г. В. Підвищення експлуатаційних характеристик пар тертя двигунів внутрішнього згорання технологічними засобами : автореф.

дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / Г. В. Новак. – Одеса : ОДПУ, 1997. – 19 с.

88. Новиков Г. В. Аналитическая оценка энергоемкости обработки при шлифовании / Г. В. Новиков, В. А. Андилахай, О. С. Кленов // Високі технології в машинобудуванні : Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2009. – Вип. 1 (18). – С. 151-156.

89. Новиков Г. В. Исследование энергоемкости процессов лезвийной и абразивной обработки материалов / Г. В. Новиков, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2008. – Вып. 75. – С. 282–288.

90. Новиков Г. В. Определение упругих перемещений и производительности при механической обработке на основе баланса перемещений в технологической системе / Г. В. Новиков, О. С. Кленов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. – Серія : Машинобудування і машинознавство. – Випуск 5 (139). – Донецьк : ДонНТУ, 2008. – С. 154–159.

91. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / Новиков Г. В. – Х. : ХПИ, 1989. – 210 с.

92. Новиков Н. В. Совершенствование технологий финишной механической обработки / Н. В. Новиков, С. А. Клименко // Високі технології в машинобудуванні : збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2002. – Вип.1(5). – С. 259–276.

93. Новиков Ф. В. Аналитическое определение параметров силовой напряженности процесса резания с учетом резания на передней поверхности инструмента равномерно распределенной нагрузки / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов, И. Н. Снисаренко // Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ “ХПІ”. – 2008. – № 23. – С. 22–26.

94. Новиков Ф. В. Глубинное алмазное шлифование быстрорежущей стали / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, О. С. Кленов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 232–236.

95. Новиков Ф. В. Исследование теплонапряженности процессов шлифования / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2008. – №2/4 (32). – С. 41–44.

96. Новиков Ф. В. Математическая модель определения температуры при глубинном шлифовании / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2009. – Вып. 76. – С. 133–141.

97. Новиков Ф. В. Определение условий уменьшения основного времени обработки при шлифовании с учетом ограничения по температуре резания / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. – Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2009. – Вып. 6 (154). – С. 174–180.

98. Новиков Ф. В. Определение путей уменьшения температуры и повышения производительности при механической обработке / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Наукові праці Донецького національного технічного університету. – Серія : машинобудування, машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2008. – Вып. 5. – С. 56–60.

99. Новиков Ф. В. Оптимизация параметров операций шлифования с учетом ограничений по температуре резания / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Вісник НТУ “ХПИ”: збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ “ХПИ”. – 2009. – № 2. – С. 45–53.

100. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Труды 13-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8–20.

101. Новиков Ф. В. Расчет температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2008. – №1/2 (31). – С. 9–12.

102. Новиков Ф. В. Теоретический анализ формирования погрешностей при обработке отверстия с начальной значительной некруглостью / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов, И. А. Рябенков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2008. – Вып. 68. – С. 119–135.

103. Новиков Ф. В. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Вісник Харківського національного технічного університету сіль-

ського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 164–171.

104. Новиков Ф. В. Технологические возможности уменьшения температуры при глубинном шлифовании / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы научно-технической конференции, 19–20 мая 2009. – Одесса – К. : АТМ України. – 2009. – С. 136–140.

105. Новиков Ф. В. Условия снижения силовой напряженности процесса механической обработки / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко, И. А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2008. – Вып. 74. – С. 220–226.

106. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дис. 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.

107. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд. Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

108. Новоселов Ю. К. Моделирование операций при оценке отклонений формы деталей при шлифовании / Ю. К. Новоселов, Д. А. Каинов // Сучасні технології в машинобудуванні : збірник наукових статей. – Т. 2. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2006. – С. 391–400.

109. Новые составы твердых смазок для лезвийной и абразивной обработки труднообрабатываемых материалов / Г. П. Кремнев, В. Б. Наддачин, А. В. Якимов и др. // Вісник інженерної академії України. – К. : ІАУ, 2001. – № 3, ч. 1. – С. 351–353.

110. Оборский Г. А. Эффективность и надежность технологических систем / Г. А. Оборский // Вісник інженерної академії України. – К. : ІАУ, 2001. – № 3, ч. 1. – С. 29–31.

111. Обработка высокопрочных материалов / Е. С. Пуховский, А. П. Гавриш, Е. Ю. Грищенко ; под общ. ред. А. П. Гавриша. – К. : Техніка, 1983. – 134 с.

112. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / под ред. Н. И. Резникова. – М. : Машиностроение, 1972.

113. Оргіян О. А. Прогнозування і забезпечення точності остаточної лезової обробки складнопрофільних і інших поверхонь обертання (на прикладі комплексної обробки поршнів) : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : 05.02.08 "Технологія машинобудування" / О. А. Оргіян. – Одеса : ОНПУ, 2002. – 34 с.
114. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – К. : Техніка, 1978. – 192 с.
115. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – 4-е изд., перераб. и доп. – Л. : Политехника, 1990. – 272 с.
116. Основы технологии машиностроения / Под ред. В. С. Корсакова. – М. : Машиностроение, 1977. – 416 с.
117. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л. : Изд. Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
118. Петраков Ю. В. Автоматическое проектирование управляющих программ токарной обработки на станках с ЧПУ / Ю. В. Петраков, А. А. Камбиз // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2008. – Вип. 68. – С. 55–58.
119. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1985. – 264 с.
120. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М. : Машиностроение, 1977. – 263 с.
121. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – К. : Техника, 1989. – 277 с.
122. Проволоцкий А. Е. Технологические особенности при шлифовании внутренних цилиндрических поверхностей полимер-абразивными кругами / А. Е. Проволоцкий, С. Л. Негруб // Резание и инструмент в технологических системах. – Х. : НТУ "ХПИ", 2001. – Вып. 60. – С. 193–196.
123. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
124. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : навч. посібн. / за ред. А. І. Грабченка – Х. : ХДПУ, 1999. – 436 с.
125. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты : учебник для вузов / П. Р. Родин – К. : Вища школа. Головное изд-во, 1986. – 455 с.

126. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – К. : Наукова думка, 1980. – 223 с.

127. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К. : Наукова думка, 1994. – 180 с.

128. Рябенков И. А. Исследование погрешностей механической обработки отверстий / И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2008. – №4/4 (34). – С. 55–59.

129. Рябенков И. А. Определение условий уменьшения температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали / И. А. Рябенков // Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2008. – № 23. – С. 16–21.

130. Рябенков И. А. Определение условий образования погрешностей обработки при шлифовании / И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал. – Х. : УГАЖТ, 2008. – № 3/5 (33). – С. 6–9.

131. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / І. О. Рябенков. – Одеса : ОНПУ, 2009. – 21 с.

132. Рябенков И. А. Разработка эффективных технологий финишной абразивной и лезвийной обработки с учетом температурного фактора / И. А. Рябенков // Труды 14-й Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии”. – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2008. – С. 125–132.

133. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – К. : Техніка, 1974. – 179 с.

134. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ, 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.

135. Сизый Ю. А. Динамика нагрева и охлаждения фрикционного диска с учетом теплообмена с окружающей средой / Ю. А. Сизый // Из-

вестия вузов. Машиностроение. – М. : Машиностроение, 1993. – № 7–9. – С. 139–146.

136. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.

137. Синтетические алмазы в машиностроении / под ред. В. Н. Бакуля. – К. : Наукова думка, 1976. – 351 с.

138. 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.

139. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 166 с.

140. 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.

141. Скрыбин В. А. Факторы, влияющие на процессы теплообразования и теплообмена при глубинном шлифовании елочного профиля лопаток турбокомпрессоров / В. А. Скрыбин, А. П. Жук, А. С. Репин // Машиностроитель. – М. : Машиностроение, 2006. – № 10. – С. 40–41.

142. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием : справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжов и др. ; под общ. ред. Л. В. Худобина. – М. : Машиностроение, 2006. – 544 с.

143. Соколовский А. П. Расчеты точности обработки на металлорежущих станках / А. П. Соколовский. – М. – Л. : Машгиз, 1952. – 286 с.

144. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х томах: Т.1 / под редакцией А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е издание, перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1985. – 656 с.

145. Старцев Н. К. Исследование некоторых факторов, определяющих эффективность процесса глубинного шлифования пазов : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Н. К. Старцев. – Минск : БПИ, 1978. – 24 с.

146. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.

147. 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.

148. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник и др. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.

149. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якимов и др. – Одеса : Астропринт, 2001. – 608 с.

150. Тимофеев Ю. В. О композиционном проектировании агрегатированных технологических систем / Ю. В. Тимофеев, А. А. Пермяков, О. Ю. Приходько // *Авиационно-космическая техника и технология* : труды Государственного аэрокосмического университета им. Н. Е. Жуковского “ХАИ”. – Х. : ХАИ, 2000. – Вып. 14. – С. 51–53.

151. Ткаченко Б. О. Повышение стабильности высокопроизводительного финишного резьбошлифования прецизионных ходовых винтов : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Б. О. Ткаченко. – Одесса : ОГПУ, 1994. – 16 с.

152. Ткаченко В. П. Підвищення ефективності технології прецизійної обробки ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В. П. Ткаченко. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2004. – 21 с.

153. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2003. – 359 с.

154. Усов А. В. Применение ЭВМ для управления качественными характеристиками шлифуемых поверхностей / А. В. Усов, А. А. Богач, Д. В. Иоргачев // *Високі технології в машинобудуванні* : збірник наукових праць ХДПУ. – Х. : ХДПУ, 1998. – С. 285–288.

155. Усов А. В. Особенности процессов моделирования поверхностного упрочнения деталей машин при металлообработке / А. В. Усов, А. Д. Ницевич // *Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении* : науч.-техн. конф., 19–20 мая 2009. – К. : АТМ Украины, 2009. – С. 160–163.

156. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донеv // *Високі тех-*

нології в машинобудуванні : збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2002. – Вип.1(5). – С. 259–276.

157. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Сверщев и др. – К. : Техніка, 1983. – 182 с.

158. Фадєєв В. А. Наукові основи вибору структури та параметрів технологічних систем механічної обробки високоточних деталей : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В. А. Фадєєв. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2008. – 36 с.

159. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : В 10 т. Т. 1. Механика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с.

160. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. Т. 2. Теплофизика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 625 с.

161. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. Т. 4. Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 802 с.

162. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. Т. 6. Качество обработки деталей машин / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 716 с.

163. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. Т. 10. Концепции развития технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2005. – 565 с.

164. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, 1979. – 245 с.

165. Фукс М. Я. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльборової обробки / М. Я. Фукс, Н. К. Беззубенко, Б. М. Свердлова. – К. : Вища школа, 1979. – 158 с.

166. Шепелев А. А. Интенсификация процессов шлифования инструментальных материалов кругами из синтетических алмазов и кубического нитрида бора : автореф. дис. на соискание научн. степени докт.

техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / А. А. Шепелев. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2002. – 36 с.

167. Шлифование композиционными кругами / Л. В. Худобин, Н. И. Веткасов. – Ульяновск : УлГТУ, 2004. – 256 с.

168. Электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, Н. В. Левченко и др. – К. : Вища школа, 1974. – 120 с.

169. Якимов А. А. Повышение эффективности прерывистого шлифования деталей, закаленных до высокой твердости : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / А. А. Якимов. – Одесса : ОПИ, 1991. – 16 с.

170. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1984. – 212 с.

171. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – К. : Техніка, 1993. – 152 с.

172. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.

173. Яценко С. М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / С. М. Яценко. – Одесса : ОНПУ, 2006. – 21 с.

174. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Минск : Беларусь, 1970. – 464 с.

175. Ikawa Naoya, Inami Yasushi. “Сэймицу кикай, I, Jap. Soc. Presis. End.”, 1973,39.– № 11. – P. 1151–1157.

176. Shiozaki S. Difference in Grinding Mechanism between Up-and Down-cut Creep Feed Grindings. / Shiozaki S., Furukawa Y., Ohishi S. – 1979, 45, № 5. – P. 599–606.

177. The design and development of creep grinding machine and wheel and their optimal utilization in view workpiece burring. / Ohishi S., Furukawa Y., Shiozaki S. and others. – Birmingham, 1980. – P. 375–382.

178. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / Werner G. – “Werkstattstechnik”, 1979. – Nr. 10. – s. 613–620.

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Загальний теоретичний підхід до розрахунку параметрів теплового процесу при шліфуванні	7
1.1. Існуючі підходи до розрахунку температури при шліфуванні	7
1.2. Визначення температури при шліфуванні з урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі	10
1.3. Визначення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі	18
1.4. Оцінка балансу тепла, що утворюється при обробці	22
1.5. Зв'язок кількості тепла, що йде в стружки та оброблювану деталь, з температурою шліфування	25
1.6. Порівняння отриманих теоретичних рішень з відомими рішеннями	27
1.7. Зв'язок умовної напруги різання з температурою при шліфуванні	29
Розділ 2. Обґрунтування умов зменшення температури при шліфуванні й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі	38
2.1. Розрахунок параметрів теплового процесу при плоскому шліфуванні	38
2.2. Кількісна оцінка параметрів теплового процесу при шліфуванні	42
2.3. Вплив глибини шліфування й швидкості деталі на параметри теплового процесу при шліфуванні	46
2.4. Основні умови зменшення температури шліфування	50
2.5. Визначення максимально можливої продуктивності обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування	52
2.6. Розрахунок і аналіз температури поверхневого шару оброблюваної деталі при різанні лезовим інструментом	57
2.7. Спрощений розрахунок температури шліфування без урахування переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі	63

2.8. Спрощений розрахунок температури шліфування на основі теплового балансу при механічній обробці	66
2.9. Основні умови зниження температури поверхневого шару деталі при механічній обробці	70
2.10. Методика розрахунку параметрів режиму шліфування, які забезпечують умови бездефектної обробки	73
2.11. Обґрунтування структури й параметрів технологічного процесу механічної обробки з урахуванням температурного фактора ..	75
2.12. Визначення характеру зміни глибини шліфування по проходах при плоскому шліфуванні за схемою виходжування	86
2.13. Розробка ефективних операцій фінішної механічної обробки деталей пар тертя поршневих насосів	89
2.13.1. Аналіз найбільш істотних проблем фінішної механічної обробки деталей пар тертя поршневих насосів	89
2.13.2. Експериментальні дослідження твердості поверхні й товщини дефектного шару обробленої деталі	92
2.13.3. Оцінка глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні	96
2.13.4. Розробка ефективного технологічного процесу плоского шліфування з урахуванням обмеження по температурному фактору	98
2.13.5. Експериментальні дослідження потужності шліфування й розрахунково-експериментальне визначення умовної напруги різання і температури шліфування	100
2.13.6. Експериментальні дослідження шорсткості й точності обробки плоских поверхонь при плоскому шліфуванні та доведенні вільним абразивом	102
2.13.7. Оцінка ефективності застосування точіння замість шліфування при обробці сферичних поверхонь	104
2.13.8. Результати практичного використання розроблених технологічних процесів фінішної абразивної й лезової обробки деталей пар тертя поршневих насосів	105
Розділ 3. Порівняння параметрів теплового процесу при шліфуванні й лезовій обробці	107
3.1. Аналітичне визначення температури при різанні окремим абразивним зерном і лезовим інструментом	107

3.2. Умови зниження силової напруженості механічної обробки	116
3.3. Визначення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при різанні окремим зерном	124
3.4. Спрощений розрахунок миттєвої температури й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при різанні окремим зерном	130
3.5. Розрахунок миттєвої й середньої температур при шліфуванні	134
3.6. Визначення глибин проникнення миттєвої й середньої температур у поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні	139
3.7. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних рішень	145
3.8. Умови підвищення якості й продуктивності обробки при шліфуванні	148
3.9. Теоретичний аналіз середньої температури для різних схем шліфування й визначення умов її зменшення	154
Розділ 4. Теоретичний аналіз умов підвищення ефективності шліфування деталі, що рухається по нормалі до робочої поверхні круга, на основі температурного критерію	159
4.1. Розробка спрощеної розрахункової схеми визначення температури шліфування.....	159
4.2. Теоретичний аналіз умов зменшення температури шліфування й оцінка вірогідності отриманих рішень	163
4.3. Оптимізація структури й параметрів операції шліфування по найменшому основному часу обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування	169
4.3.1. Визначення найменшого основного часу обробки за умови повного охолодження оброблюваної деталі між переходами	169
4.3.2. Визначення найменшого основного часу обробки з урахуванням часу повного охолодження оброблюваної деталі між переходами	174
4.3.3. Уточнений розрахунок найменшого основного часу обробки з урахуванням часу повного охолодження оброблюваної деталі між переходами	179

4.3.4. Визначення найменшого основного часу обробки з урахуванням часткового охолодження оброблюваної деталі між переходами	181
4.3.5. Визначення основного часу обробки при шліфуванні зі змінною в часі швидкістю радіальної подачі	195
4.3.6. Визначення швидкості знімання припуску при виходжуванні	198
Розділ 5. Теоретичний аналіз умов підвищення ефективності плоского шліфування на основі температурного критерію	202
5.1. Обґрунтування й вибір оптимальних умов шліфування на основі температурного критерію	202
5.1.1. Визначення температури при шліфуванні деталі, що рухається по дотичній до робочої поверхні круга	202
5.1.2. Умови зменшення температури при плоскому шліфуванні	205
5.1.3. Порівняння основного часу обробки при шліфуванні деталей, що рухаються по нормалі і по дотичній до робочої поверхні круга	207
5.1.4. Визначення умов зменшення температури при плоскому шліфуванні торцем круга з обертовим столом верстата	209
5.1.5. Визначення оптимальних параметрів плоского шліфування за умови часткового охолодження оброблюваної деталі між проходами круга	211
5.2. Умови зменшення температури при глибинному шліфуванні	215
5.2.1. Розрахунок і аналіз температури при глибинному шліфуванні	215
5.2.2. Визначення температури поверхневого шару оброблюваної деталі при глибинному шліфуванні	220
5.2.3. Обґрунтування умов істотного зменшення температури поверхневого шару оброблюваної деталі при глибинному шліфуванні	225
5.3. Аналіз отриманих теоретичних рішень та їхня експериментальна оцінка	229
Розділ 6. Дослідження енергоємності механічної обробки	235

6.1. Аналітичний опис і аналіз енергоємності обробки при шліфуванні	235
6.2. Аналітичний опис і аналіз енергоємності обробки лезовим інструментом	240
6.3. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних рішень..	249
6.4. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості процесу різання з урахуванням дії на передній поверхні інструмента рівномірно розподіленого навантаження	252
6.5. Уточнений розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання з урахуванням дії на передній поверхні інструмента рівномірно розподіленого нормального навантаження	256
6.6. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей із важкооброблюваних матеріалів	263
6.6.1. Визначення умов підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури	263
6.6.2. Експериментальні дослідження параметрів переривчастого й звичайного алмазного шліфування твердосплавних виробів	266
6.6.3. Експериментальні дослідження параметрів шліфування твердосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням електроерозійної правки	268
6.6.4. Експериментальні дослідження параметрів алмазного шліфування торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту	271
Розділ 7. Розробка та впровадження ефективних операцій фінішної механічної обробки деталей гідроапаратури	274
7.1. Визначення умов підвищення точності механічної обробки отворів у деталях гідроапаратури	274
7.1.1. Загальний підхід до аналізу умов підвищення точності механічної обробки отворів	274
7.1.2. Дослідження величини пружного переміщення, що виникає в технологічній системі при внутрішньому поздовжньому шліфуванні	279
7.1.3. Дослідження пружних переміщень, які виникають у технологічній системі при розточуванні отвору	281

7.1.4. Дослідження пружних переміщень, які виникають у технологічній системі при фрезеруванні циліндричною фрезою	283
7.2. Дослідження перехідних процесів, які виникають у технологічній системі при внутрішньому шліфуванні	288
7.2.1. Спрощений підхід до розрахунку й аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення при шліфуванні з часом обробки	288
7.2.2. Уточнений підхід до розрахунку й аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення при шліфуванні із часом обробки	291
7.2.3. Вибір ефективної схеми круглого внутрішнього шліфування	299
7.3. Дослідження коливань при шліфуванні та визначення умов їхнього зменшення	304
7.4. Експериментальні дослідження параметрів операцій фінішної механічної обробки деталей гідроапаратури	308
7.4.1. Експериментальні дослідження параметрів операцій високошвидкісного фрезерування дугових пазів і отворів ...	308
7.4.2. Експериментальні дослідження параметрів операцій круглого внутрішнього й плоского шліфування деталей з загартованих сталей	313
7.4.3. Експериментальні дослідження параметрів операцій фінішної обробки точних отворів	318
7.4.4. Удосконалювання технології фінішної обробки героторних деталей гідравлічних приводів	320
7.4.5. Дослідження технологічних можливостей глибинного алмазного шліфування за температурним критерієм	321
7.4.6. Результати впровадження розроблених технологій фінішної абразивної й лезової обробки деталей гідроапаратури	325
Використана література	328

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович
Рябенков Ігор Олександрович

**ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ
ВИСОКОТОЧНИХ ДЕТАЛЕЙ**

Монографія

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

Відповідальний редактор **Сєдова Л. М.**

Редактор **Пушкар І. П.**

Коректор **Бриль В. О.**

План 2013 р. Поз. № 100-Н.

Підп. до друку 16.10.2012. Формат 60x90 1/16. Папір MultiCopy. Друк Riso.

Ум. – друк. арк. 22,0. Обл. – вид. арк. 27,5. Тираж 500 прим. Зам. № 674.

Видавець і виготівник видавництво ХНЕУ, 61001, м. Харків, пр. Леніна, 9а

Свідоцтво про внесення до Державного реєстру суб'єктів видавничої справи

Дк № 481 від 13.06.2001 р.