

*Ф. В. Новіков*  
*І. О. Рябенков*

# **ФІНІШНА ОБРОБКА ДЕТАЛЕЙ РІЗАННЯМ**

**Монографія**

**Харків**  
**ХНЕУ ім. С. Кузнеця**  
**2016**

УДК 621.91

ББК 34.63

Н 73

Рецензенти: генеральний директор Державного підприємства "Український науково-технічний центр металургійної промисловості "Енергосталь", д-р техн. наук, професор *Д. В. Сталінський*; проректор з навчально-методичної роботи Харківського інституту бізнесу і менеджменту, д-р техн. наук, професор *В. П. Свідерський*; канд. техн. наук, доцент кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут" *О. М. Ушаков*.

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

Протокол № 7 від 15.02.2016 р.

**Авторський колектив:** д-р техн. наук, професор Ф. В. Новіков – вступ, розділи 1 – 3, 6, висновки; канд. техн. наук І. О. Рябенков – розділи 4, 5.

**Новіков Ф. В.**

Н 73 Фінішна обробка деталей різанням : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків : ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2016. – 272 с.

ISBN 978-966-676-627-7

Наведено результати теоретичних досліджень шляхів підвищення точності, якості та продуктивності фінішної механічної обробки деталей машин із застосуванням сучасних лезових та алмазно-абразивних інструментів. Обґрунтовано умови зменшення силової та теплової напруженості процесу різання. Запропоновано нові підходи до вирішення оптимізаційних завдань у технології машинобудування, в тому числі за критерієм найменшої собівартості обробки. Подано практичні рекомендації щодо розроблення та впровадження у виробництво нових високопродуктивних технологій фінішної механічної обробки деталей машин.

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

**УДК 621.91**

**ББК 34.63**

© Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков, 2016

© Харківський національний економічний  
університет імені Семена Кузнеця, 2016

ISBN 978-966-676-627-7

## Вступ

Сучасний рівень розвитку машинобудівного виробництва, заснований на широкому застосуванні високооберткових верстатів зі числовим програмним управлінням (ЧПУ) типу "обробний центр" і прогресивних конструкцій інструментів, відкриває нові технологічні можливості виготовлення конкурентоспроможної машинобудівної продукції й виходу на світові ринки. Особливо це стосується фінішних операцій механічної обробки, найбільш відповідальних за остаточне формування якості й експлуатаційних властивостей виробів, що виготовляються. Ці операції достатньо трудомісткі й різко знижують ефективність виробництва. Тому вдосконалення фінішних операцій механічної обробки на основі застосування сучасних верстатів та інструментів є важливою й актуальною проблемою, від вирішення якої багато в чому залежить розвиток вітчизняного машинобудівного виробництва. Підтвердженням тому є досвід застосування прогресивних технологій фінішної механічної обробки для виготовлення високоточних деталей гідро- та паливорегулювальної апаратури авіаційного призначення на ДП Харківський машинобудівний завод "ФЕД". Наприклад, перехід в умови високошвидкісного різання дозволяє до 10 разів підвищити продуктивність обробки та забезпечити високі показники якості оброблюваних поверхонь. Це дозволяє попередню й остаточну обробку здійснювати прогресивними лезовими інструментами фактично без застосування абразивної обробки (процесів шліфування та ін.). З іншого боку, застосування сучасних високопористих абразивних кругів у процесі шліфування завдяки різкому зниженню інтенсивності тертя в зоні різання й енергоємності обробки дозволяє попередню й остаточну обробку здійснювати фактично в одну операцію, суттєво знижуючи час шліфування й забезпечуючи бездефектну високоякісну обробку.

Значними технологічними можливостями володіють інструменти зі зносостійкими покриттями, а також інструменти, виготовлені з інструментальних матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів. Разом з тим, високі потенційні можливості зазначених інструментів на практиці використовуються не повною мірою, що пов'язане з відсутністю строгої математично формалізованої теорії фінішної механічної обробки. Дослідження процесів обробки виконуються в основному експериментальними методами для конкретних умов обробки, що обмежує отримання загальних рішень, справедливих для широких діапазонів зміни досліджуваних параметрів.

Це не дозволяє в остаточному підсумку виконати науково обґрунтований вибір раціональних способів і умов обробки. Тому дана робота спрямована на усунення невідповідності між теорією й практикою фінішної механічної обробки. Вона містить теоретичні дослідження механічних і теплових процесів в умовах фінішної лезової та абразивної обробки, науково обґрунтований вибір кращих варіантів обробки, які забезпечують підвищення якості, точності й шорсткості оброблюваних поверхонь та одночасне збільшення продуктивності й зниження собівартості обробки.

Вирішення цих завдань нерозривно пов'язане із проблемою оптимізації параметрів обробки, створення глибоких математичних моделей різних методів різання лезовими й абразивними інструментами. У даний час накопичений значний досвід вирішення оптимізаційних завдань в технології машинобудування. Однак отримані рішення різноманітні, фактично немає узагальнених рівнянь та залежності, що описують цільові функції (собівартість, продуктивність, параметри точності та якості обробки) та технологічні обмеження. Це звужує можливості оптимального проектування технологічних процесів. Тому є важливим з єдиних позицій провести оптимізацію параметрів лезової та абразивної обробки й отримати оптимальні рішення, розробити методики розрахунку оптимальних режимів різання й інших умов обробки, а також розробити практичні рекомендації з виявлення й реалізації нових резервів обробки. Такий підхід дозволить науково обґрунтовано підійти до розкриття (уточнення) фізичної сутності процесів обробки й установлення їх технологічних можливостей із метою підвищення продуктивності, точності та якості обробки, теоретичного узагальнення основних результатів обробки, досягнутих різними методами фінішної обробки, у тому числі й за даними, наведеними в науково-технічній літературі. Тому наведені в роботі теоретичні рішення всебічно експериментально підтверджені й пройшли широку апробацію – впроваджені у виробництво. Завдяки їх застосуванню вдалося на ряді операцій обробки кардинально вирішити проблему підвищення продуктивності та якості обробки, здійснити перехід від традиційних до нових технологій, реалізованих із застосуванням сучасних верстатів та інструментів зі значними технологічними можливостями.

Результати досліджень використовуються також у навчальному процесі на кафедрі "Природничі науки та технології" Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця під час викладання навчальної дисципліни "Системи технологій в промисловості" та виконання студентами дипломних робіт.

## Розділ 1

# Розрахунок і дослідження параметрів силової напруженості процесів механічної обробки матеріалів

### 1.1. Спрощений розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання матеріалів

Підвищення ефективності механічної обробки деталей машин є одним з основних напрямів розвитку сучасного машинобудування й створення конкурентоспроможної продукції. Для його реалізації важливо мати у своєму розпорядженні фундаментальні знання про потенційні можливості процесів механічної обробки й шляхи їх практичного використання. Разом із тим, у даний час теорія обробки матеріалів різанням повною мірою математично не формалізована [6; 13; 17; 27; 55; 60; 82; 90; 93], що не дозволяє вирішити ряд складних завдань з оптимізації параметрів процесів різання матеріалів із точки зору підвищення їх продуктивності, зниження енергоємності й поліпшення якості обробки. У зв'язку із цим, важливим є обґрунтування технологічних можливостей обробки матеріалів різанням лезовими й абразивними інструментами на основі теоретичного аналізу умов здійснення процесу стружкоутворення.

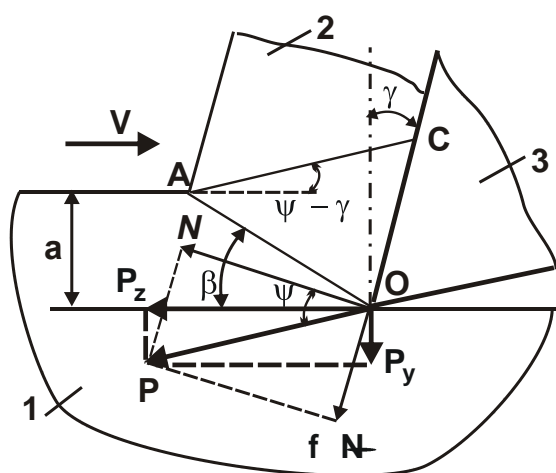


Рис. 1.1. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення в процесі різання

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – різальний інструмент.

Слід розглянути розрахункову схему параметрів стружкоутворення у процесі різання (рис. 1.1 [6; 20; 83; 90; 94]), у якій з боку різального інструмента на оброблюваний матеріал діють нормальна  $N$  і дотична  $f \cdot N$  складові сили різання  $P$ , де  $f$  – коефіцієнт тертя передньої поверхні інструмента зі стружкою, що утворюється. Нормальна  $N$  складова сили різання  $P$  діє в напрямку, перпендикулярному передній поверхні різального інструмента, а дотична  $f \cdot N$  складова – уздовж передньої поверхні різального інструмента.

Положення сили різання  $P$  визначає умовний кут тертя  $\psi$  оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента, який відлічується від положення нормальної  $N$  складової сили різання.

Силу різання  $P$  також можна подати тангенціальною  $P_z$  і радіальною  $P_y$  складовими сили різання, які повернені відносно складових сили різання  $N$  і  $f \cdot N$  на кут, що дорівнює передньому куту різального інструмента  $\gamma$ . Тому кут між векторами складових сили різання  $N$  і  $P_z$  дорівнює передньому куту різального інструмента  $\gamma$ , а кут між векторами сили різання  $P$  й тангенціальною  $P_z$  складовою сили різання дорівнює так званому куту дії  $\omega = \psi - \gamma$ .

Як відомо, під час різання матеріалу з товщиною зрізу  $a$  утворення стружки відбувається в результаті періодичних зсувів елементів оброблюваного матеріалу вздовж умовної площини зсуву  $OA$ , яка розташована під певним кутом  $\beta$  до напрямку руху інструмента. Кут  $\beta$  називають умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу й визначають з умови досягнення в площині зсуву найбільшого дотичного напруження  $\tau$ , що виникає від дії сили різання  $P$  й становить із площиною зсуву кут  $\beta + \psi - \gamma$ . З урахуванням проекції сили різання  $P$  на площину зсуву, рівною  $P \cdot \cos[\beta + \psi - \gamma]$ , буде отримано:

$$\tau = \frac{P \cdot \cos[\beta + \psi - \gamma]}{a \cdot b} \sin \beta, \quad (1.1)$$

де  $b$  – ширина зрізу, м.

Відповідно до отриманої залежності (1.1), дотичне напруження  $\tau$  змінюється за екстремальною залежністю від кута  $\beta$ . Тому підкоряючи залежність (1.1) необхідній умові екстремуму від кута  $\beta$ , тобто  $\tau'_\beta = 0$ , отримано:

$$\tau'_\beta = \frac{P \cdot \cos[\beta + \psi - \gamma]}{a \cdot b} = 0. \quad (1.2)$$

Звідки визначене екстремальне значення кута  $\beta$ :

$$\beta = 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2}. \quad (1.3)$$

Залежність (1.3) ідентична відомій формулі професора К. О. Зворикіна, яка наведена в роботі [6]. Друга похідна функції  $\tau$

$$\tau''_{\beta} = \frac{-2 \cdot P \cdot \sin \left[ \beta + \psi - \gamma \right]}{a \cdot b} \quad (1.4)$$

у точці екстремуму набуває негативного значення. Отже, має місце максимум функції  $\tau$  і тому кут  $\beta$ , що визначається залежністю (1.3), є умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу.

Виходячи із залежності (1.1) з урахуванням (1.3) за умови  $\tau = \tau_{зсув}$ , силу різання  $P$  визначають:

$$P = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\cos \left[ \beta + \psi - \gamma \right] \sin \beta} = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\sin^2 \left[ 45^{\circ} - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]} = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\sin^2 \beta}, \quad (1.5)$$

де  $\tau_{зсув}$  – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

З урахуванням залежності (1.3) й відомого тригонометричного перетворення  $2 \cdot \sin^2 \left[ 45^{\circ} - \frac{\psi - \gamma}{2} \right] = 1 - \cos \left[ 90^{\circ} - \psi - \gamma \right] = 1 - \sin \left[ \psi - \gamma \right]$  остаточно отримано:

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{1 - \sin \left[ \psi - \gamma \right]}. \quad (1.6)$$

Таким чином, сила різання  $P$  аналітично виражена відносно площі поперечного перерізу зрізу ( $a \cdot b$ ), межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу  $\tau_{зсув}$  й кута дії  $\omega = \psi - \gamma$ .

Тангенціальну  $P_z$  складову сили різання визначають:

$$\begin{aligned} P_z &= P \cdot \cos \left[ \psi - \gamma \right] = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos \left[ 90^{\circ} - 2\beta \right]}{\sin^2 \beta} = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin 2\beta}{\sin^2 \beta} = \\ &= \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta}{\sin^2 \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta}. \end{aligned} \quad (1.7)$$

З урахуванням залежності (1.3) остаточно отримано:

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]} \quad (1.8)$$

Радіальну  $P_y$  складову сили різання визначають:

$$\begin{aligned} P_y &= P \cdot \sin(\psi - \gamma) = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos 2\beta}{\sin^2 \beta} = \frac{a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot (\cos^2 \beta - \sin^2 \beta)}{\sin^2 \beta} \\ &= a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \left( \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \beta} - 1 \right) = a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{(-\operatorname{tg}^2 \beta)}{2 \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \frac{2}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta} \quad (1.9) \end{aligned}$$

Тоді з урахуванням залежності (1.3) отримано:

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left[ 90^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right] \cdot \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \operatorname{tg}(\psi - \gamma)}{\operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]} \quad (1.10)$$

З огляду на відоме тригонометричне перетворення

$$\operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right] = \frac{1 - \cos \left[ 90^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]}{\sin \left[ 90^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]} = \frac{1 - \sin(\psi - \gamma)}{\cos(\psi - \gamma)}$$

отримано:

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin(\psi - \gamma)}{1 - \sin(\psi - \gamma)} \quad (1.11)$$

Як можна бачити, сила різання  $P$  і складові сили різання  $P_z$  й  $P_y$  тим менші, чим менші параметри  $a$ ,  $b$ ,  $\tau_{зсув}$ ,  $\psi$  і більший передній кут інструмента  $\gamma$  (відповідно більший умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ ). У цьому разі тангенціальна складова сили різання  $P_z$  більша радіальної складової сили різання  $P_y$ .



Коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}} = P_z / P_y$  визначають:

$$K_{\text{різ}} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\psi - \gamma)} = \frac{1}{\operatorname{tg}(90^\circ - 2\beta)} = \frac{1}{\operatorname{ctg}2\beta} = \operatorname{tg}2\beta. \quad (1.12)$$

Як можна бачити, коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  цілком однозначно визначають умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ : чим він більший, тим більше  $K_{\text{різ}}$  і вища ефективність процесу різання.

Умовне напруження різання  $\sigma = P_z / (a \cdot v)$  у напрямку дії тангенціальної складової сили різання  $P_z$  з урахуванням залежностей (1.7) і (1.8) визначають:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\operatorname{tg}\beta} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\operatorname{tg}\left[45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2}\right]}. \quad (1.13)$$

Умовне напруження різання  $\sigma_y = P_y / (a \cdot v)$  у напрямку дії радіальної складової сили різання  $P_y$  з урахуванням залежностей (1.10) і (1.11) визначають:

$$\sigma_y = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\operatorname{tg}2\beta \cdot \operatorname{tg}\beta} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sin(\psi - \gamma)}{1 - \sin(\psi - \gamma)}. \quad (1.14)$$

Використовуючи формулу професора А. Н. Тіме, наведену в [6]:

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{\cos\gamma}{K_L - \sin\gamma}, \quad (1.15)$$

з урахуванням залежності (1.3) можна визначити коефіцієнт усадки стружки  $K_L$ :

$$K_L = \cos\gamma \cdot \frac{\left[1 + \operatorname{tg}\frac{\psi - \gamma}{2}\right]}{\left[1 - \operatorname{tg}\frac{\psi - \gamma}{2}\right]} + \sin\gamma. \quad (1.16)$$

Для нульового переднього кута різця ( $\gamma = 0$ ) залежність (1.16) спрощується й набуває вигляду:

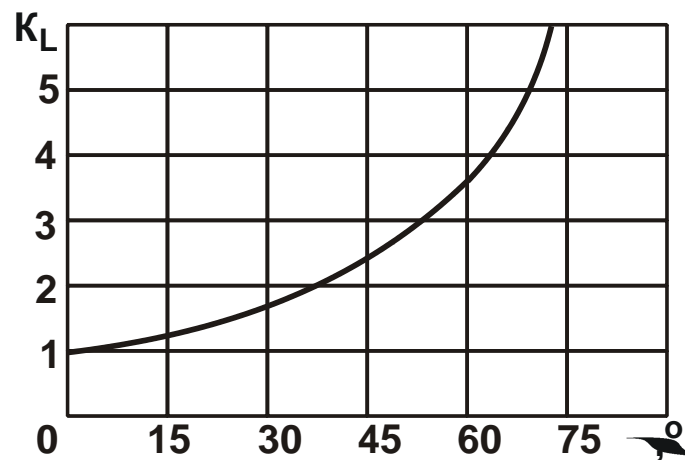
$$K_L = \frac{1 + \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}{1 - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}. \quad (1.17)$$

У табл. 1.1 і на рис. 1.2 наведені розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  залежно від кута  $\psi$  для  $\gamma = 0$ .

Таблиця 1.1

**Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$**

$\psi, ^\circ$	0	15	30	45	60	75	90
$K_L$	1	1,3	1,73	2,39	3,7	7,7	$\infty$



**Рис. 1.2. Залежність коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  від умовного кута тертя  $\psi$  оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента**

Як можна бачити, зі збільшенням кута  $\psi$  коефіцієнт усадки стружки  $K_L$  безперервно збільшується, набуваючи за умови кута  $\psi = 90^\circ$  нескінченного значення.

У табл. 1.2 наведені розраховані за залежністю (1.17) значення  $K_L$  для різних значень переднього кута інструмента  $\gamma$  за умови  $\psi = 30^\circ$ .

З переходом від негативних до позитивних значень кута  $\gamma$  коефіцієнт усадки стружки  $K_L$  зменшується, що пов'язано зі зменшенням силової напруженості процесу різання.

Таблиця 1.2

**Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$**

$\gamma, ^\circ$	-20	-10	0	10	20
$K_L$	2,24	1,85	1,73	1,58	1,46

Важливо встановити зв'язок між коефіцієнтом усадки стружки  $K_L$  і коефіцієнтом тертя  $f = \operatorname{tg} \psi$  за умови  $\gamma = 0$ . Для цього необхідно в залежності (1.17) виразити функцію  $\operatorname{tg} \psi / 2$  через  $\operatorname{tg} \psi = f$ . Використовуючи тригонометричний вираз  $\operatorname{tg} \frac{\psi}{2} = \frac{1 - \cos \psi}{\sin \psi}$ , отримано:

$$K_L = \frac{1 + \frac{-\cos \psi}{\sin \psi}}{1 - \frac{-\cos \psi}{\sin \psi}} = \frac{\sin \psi + 1 - \cos \psi}{\sin \psi - 1 + \cos \psi}. \quad (1.18)$$

Після перетворення функції  $\operatorname{tg} \psi = \frac{\sin \psi}{\cos \psi} = \frac{\sin \psi}{\sqrt{1 - \sin^2 \psi}}$  й розв'язку отриманого рівняння відносно  $\sin \psi$ , отримано:  $\sin \psi = \frac{f}{\sqrt{1 + f^2}}$ . Відповідно  $\cos \psi = \sqrt{1 - \sin^2 \psi} = \frac{1}{\sqrt{1 + f^2}}$ . Тоді залежність (1.18) набуває вигляду:

$$K_L = \frac{-1 + \sqrt{1 + f^2}}{+1 - \sqrt{1 + f^2}}. \quad (1.19)$$

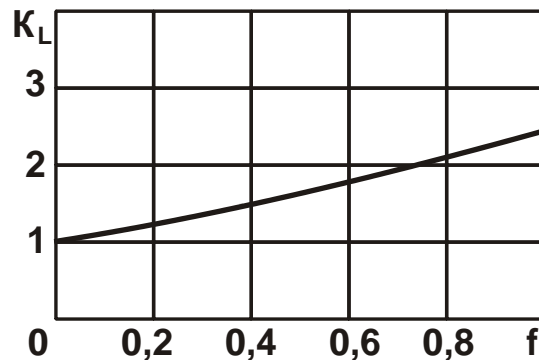
У табл. 1.3 і на рис. 1.3 наведені розраховані за залежністю (1.19) значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  від коефіцієнта тертя  $f$ .

Як можна бачити, має місце збільшення  $K_L$  зі збільшенням  $f$ , однак несуттєве.

Таблиця 1.3

**Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$**

f	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$K_L$	1,0	1,22	1,48	1,77	2,08	2,44



**Рис. 1.3. Залежність коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  від коефіцієнта тертя  $f$**

За умови негативного переднього кута інструмента  $\gamma < 0$  в отримані залежності для визначення основних параметрів силової напруженості процесу різання  $\beta$ ,  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$ ,  $\sigma$ ,  $\sigma_y$  необхідно підставити замість кута дії  $\omega = \psi - \gamma$  кут дії  $\omega = \psi + \gamma$  [90]:

$$\beta = 45^\circ - \frac{\omega}{2}; \quad (1.20)$$

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{[-\sin \omega]}; \quad (1.21)$$

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}\left(45^\circ - \frac{\omega}{2}\right)}; \quad (1.22)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sin \omega}{[-\sin \omega]}; \quad (1.23)$$

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\text{tg} \omega}; \quad (1.24)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\omega}{2} \right]}; \quad (1.25)$$

$$\sigma_y = \frac{2 \cdot \tau_{зсув} \cdot \sin \omega}{1 - \sin \omega}. \quad (1.26)$$

У табл. 1.4 і на рис. 1.4 наведені розрахункові значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{різ}$ ,  $\sigma$  і  $\sigma_y$  залежно від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  у всьому можливому діапазоні його зміни для таких вихідних даних:  $a = 0,1$  мм,  $b = 3$  мм,  $\tau_{зсув} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>.

Таблица 1.4

### Розрахункові значення параметрів $P$ , $d$ , $P_y$ , $K_{різ}$ , $\sigma$ і $\sigma_y$

$\beta,^\circ$	0	10	20	30	40	45
$P$ , Н	$\infty$	3 964	1 030	480	290	240
$P_z$ , Н	$\infty$	1 364	660	420	286	240
$P_y$ , Н	$\infty$	3 792	790	240	49	0
$K_{різ}$	0	0,36	0,84	1,73	5,68	$\infty$
$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>	$\infty$	4 546	2 200	1 400	952	800
$\sigma_y$ , Н/мм <sup>2</sup>	$\infty$	12 460	2 640	800	1 134	0

Як впливає з рис. 1.4, зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  відбувається суттєве зменшення (в ряді випадків аж до нуля) параметрів силової напруженості процесу різання  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $\sigma$  і  $\sigma_y$ , що сприяє підвищенню його ефективності.

Отже, основним напрямком зниження силової напруженості процесу різання необхідно розглядати збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  за рахунок зменшення кута дії  $\omega = \psi - \gamma$  відповідно до залежності (1.3). У цьому випадку умовне напруження різання  $\sigma$  зменшується від нескінченності (для  $\beta = 0^\circ$ ) до значення  $2\tau_{зсув}$  (для  $\beta = 45^\circ$ ), а коефіцієнт різання  $K_{різ}$ , навпаки, збільшується від нуля до нескінченності.

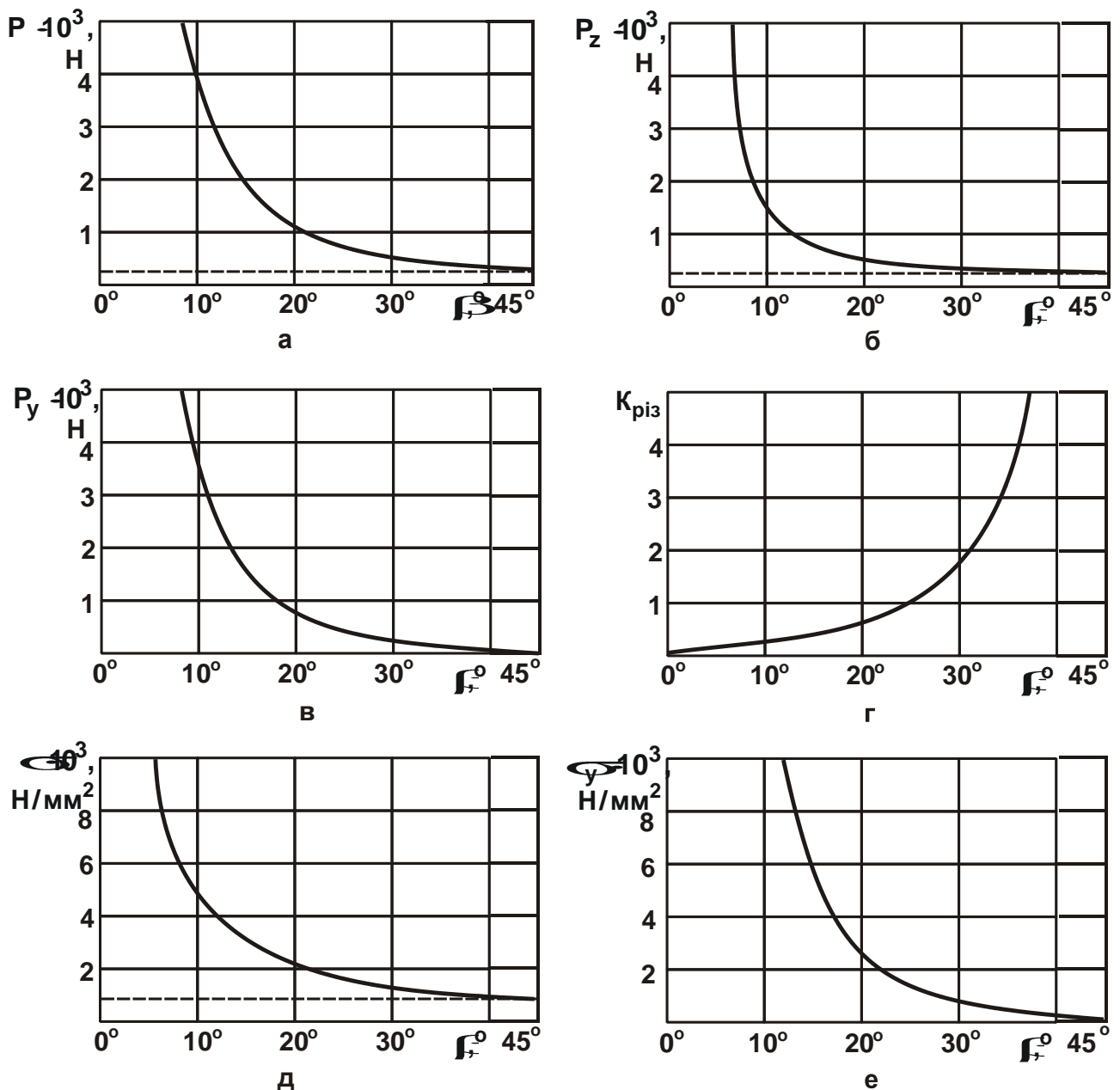


Рис. 1.4. Залежності параметрів  $P$  (а),  $P_z$  (б),  $P_y$  (в),  $K_{\text{різ}}$  (г),  $\sigma$  (д) і  $\sigma_y$  (е) від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$

У табл. 1.5, 1.6 і на рис. 1.5 наведені розрахункові значення параметрів  $\beta$ ,  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$  залежно від переднього кута інструмента  $\gamma$  у всьому можливому діапазоні його зміни для таких вихідних даних:  $\psi = 10^\circ$  і  $\psi = 30^\circ$ ,  $a = 0,1$  мм,  $b = 3$  мм,  $\tau_{\text{зсув}} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>. Вони вказують на ефективність збільшення позитивного переднього кута інструмента  $\gamma$ , а також на зменшення інтенсивності тертя стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента, що визначається умовним кутом тертя  $\psi$ . Отже, під час різання лезовими інструментами, що характеризуються позитивними передніми кутами, сила різання  $P$  й умовне напруження

різання  $\sigma$  (яке дорівнює енергоємності обробки) менше, ніж під час різання абразивними інструментами, що характеризуються негативними передніми кутами. Це вказує на те, що в умовах остаточної обробки, яка, як правило, здійснюється абразивними інструментами, збільшується силова напруженість процесу різання, а це вимагає зниження продуктивності обробки.

Як впливає з наведених графіків, для випадку  $\gamma < 0$  справедлива умова  $P_z < P_y$ , а для випадку  $\gamma \geq 0$ , навпаки, умова  $P_z > P_y$ . Тому для випадку  $\gamma < 0$  визначальним чинником силової напруженості процесу різання є радіальна складова сили різання  $P_y$ , яка найбільш відповідальна за формування параметрів точності й шорсткості оброблюваної поверхні.

Для випадку  $\gamma \geq 0$  визначальним чинником силової напруженості процесу різання є тангенціальна складова сили різання  $P_z$ , яка значно менше, ніж для випадку  $\gamma < 0$ , а також менше радіальної складової сили різання  $P_y$ . Це дозволяє розглядати випадок  $\gamma \geq 0$  більш ефективним з погляду забезпечення високих показників точності та якості оброблюваних поверхонь.

Таблиця 1.5

### Розрахункові значення параметрів $\beta$ , $P$ , $P_z$ , $P_y$ , $K_{різ}$ і $\sigma$

$\gamma, ^\circ$	-80	-60	-45	-30	0	10	20	30
$\beta, ^\circ$	0	10	17,5	25	40	45	–	–
$P, Н$	$\infty$	3 964	1 333	670	290	240	–	–
$P_z, Н$	$\infty$	1 364	774	515	286	240	–	–
$P_y, Н$	$\infty$	3 792	1 107	433	49	0	–	–
$K_{різ}$	0	0,36	0,7	1,19	5,68	$\infty$	–	–
$\sigma, Н/мм^2$	$\infty$	4 546	2 580	1 716	952	800	–	–

Як впливає з наведених на рис. 1.5 графіків, зі збільшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  відбувається збільшення коефіцієнта різання  $K_{різ}$ . У зв'язку із цим важливо виразити силу різання  $P$ , а також складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і умовне напруження різання  $\sigma$  через коефіцієнт різання  $K_{різ}$ . Для цього в залежності (1.13) необхідно перетворити функцію

$\operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right]$  з урахуванням відомого тригонометричного відношення:

$$\operatorname{tg} 2x = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} x}{1 - \operatorname{tg}^2 x} . \quad (1.27)$$

Таблиця 1.6

**Розрахункові значення параметрів  $\beta$ ,  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$**

$\gamma,^\circ$	-80	-60	-45	-30	0	10	20	30
$\beta,^\circ$	–	0	7,5	15	30	35	40	45
$P, \text{H}$	–	$\infty$	7 100	1 789	480	364	290	240
$P_z, \text{H}$	–	$\infty$	1 846	896	416	343	286	240
$P_y, \text{H}$	–	$\infty$	6 830	1 541	362	123	49	0
$K_{\text{різ}}$	–	0	0,27	0,58	1,15	2,75	5,68	$\infty$
$\sigma, \text{H/мм}^2$	–	$\infty$	6 154	2 986	1 386	1 142	952	800

Після перетворення даного відношення відносно тригонометричної функції  $\operatorname{tg} x$ , отримано квадратне рівняння:

$$\operatorname{tg}^2 x + \frac{2}{\operatorname{tg} 2x} \cdot \operatorname{tg} x - 1 = 0 . \quad (1.28)$$

Його рішення

$$\operatorname{tg} x = -\frac{1}{\operatorname{tg} 2x} \pm \sqrt{\frac{1}{\operatorname{tg}^2 2x} + 1} . \quad (1.29)$$

Приймаючи в залежності (1.29) знак "+", остаточно отримано залежність для визначення тригонометричної функції  $\operatorname{tg} x$ :

$$\operatorname{tg} x = \frac{\operatorname{tg} 2x}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 2x} + 1} . \quad (1.30)$$



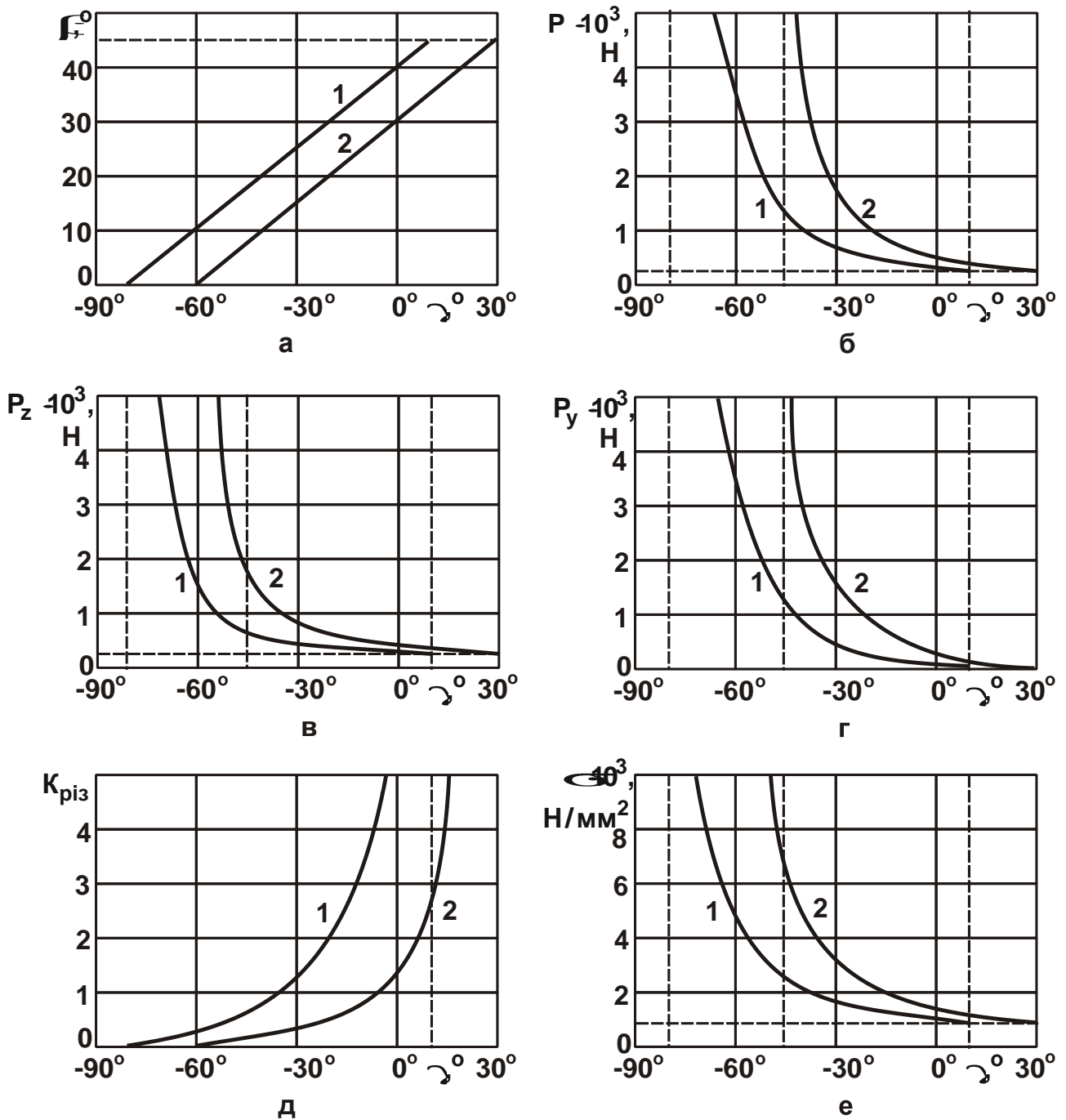


Рис. 1.5. Залежності параметрів  $\beta$  (а),  $P$  (б),  $P_z$  (в),  $P_y$  (г),  $K_{\text{пріз}}$  (д) і  $\sigma$  (е) від переднього кута інструмента  $\gamma$

Умовні позначення: 1 –  $\psi = 10^\circ$ ; 2 –  $\psi = 30^\circ$ .

Розглядаючи  $x = \beta = 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2}$ , з урахуванням залежності (1.30),

буде отримано:

$$\text{tg} 2x = \text{tg} 2\beta = \text{tg} \left( 90^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right) = \text{ctg} \left( \frac{\psi - \gamma}{2} \right) = K_{\text{пріз}}; \quad (1.31)$$

$$\operatorname{tg} x = \operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{\psi - \gamma}{2} \right] = \frac{\operatorname{tg} 2x}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 2x + 1}} = \frac{K_{\text{різ}}}{\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2 + 1}}. \quad (1.32)$$

Після підстановки залежності (1.32) в (1.13), остаточно встановлені залежності для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ , складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і сили різання  $P$ , які виражені через коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right); \quad (1.33)$$

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right); \quad (1.34)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right); \quad (1.35)$$

$$P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right). \quad (1.36)$$

Як випливає з наведених залежностей, зі збільшенням коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$  параметри силової напруженості процесу різання  $\sigma$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P$  зменшуються та за умови  $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$  набувають значення:  $\sigma \rightarrow 2\tau_{\text{зсув}}$ ;  $P_z \rightarrow 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}$ ;  $P_y \rightarrow 0$ ;  $P \rightarrow 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}$ . Отже, за умови  $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$  параметри  $P_z$  і  $P$  приблизно рівні між собою [90].

Для значення  $K_{\text{різ}} < 1$  підкореневе вираження можна прийняти приблизно рівним одиниці, тоді залежність (1.33) спроститься й набуде вигляду:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (1.37)$$

де  $\sigma_{\text{ст}} = 2\tau_{\text{зсув}}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

Із залежності (1.37) випливає, що між умовним напруженням різання  $\sigma$  й коефіцієнтом різання  $K_{\text{різ}}$  існує обернено пропорційний зв'язок: чим більше  $K_{\text{різ}}$ , тим менше  $\sigma$  й вища ефективність процесу різання.

За умови  $K_{\text{різ}} > 1$  умовне напруження різання  $\sigma$  зі збільшенням  $K_{\text{різ}}$  зменшується, однак із меншою інтенсивністю, ніж за умови  $K_{\text{різ}} < 1$ . За умови  $K_{\text{різ}} \gg 1$  вираження, що входить у дужки залежності (1.33), є приблизно рівним  $K_{\text{різ}}$ . Тоді залежність (1.33) набуває вигляду:

$$\sigma = 2\tau_{\text{зсув}} \approx \sigma_{\text{ст}}. \quad (1.38)$$

У цьому випадку умовне напруження різання  $\sigma$  набуває значення, близького до значення межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу.

Зменшення  $\sigma$  до мінімально можливого значення  $\sigma_{\text{ст}}$  вказує на те, що процес стружкоутворення під час різання підкоряється закономірностям руйнування прямолінійного зразка в умовах його розтягання й тому характеризується найменшою енергоємністю обробки. Однак для цього необхідно виконати умови:  $K_{\text{різ}} \gg 1$ ;  $\psi - \gamma \gg 0$ , які, як вже показано, досягаються під час різання лезовими інструментами.

У табл. 1.7 і на рис. 1.6 наведені розрахункові значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  залежно від коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$  для  $a = 0,1$  мм,  $b = 3$  мм,  $\tau_{\text{зсув}} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>. Як випливає з наведених графіків, зі збільшенням  $K_{\text{різ}}$  параметри  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  зменшуються. За умови  $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$  параметри  $\sigma$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P$  набувають відповідно значення:  $\sigma \rightarrow 800$  Н/мм<sup>2</sup>;  $P_z \rightarrow 240$  Н;  $P_y \rightarrow 0$ ;  $P \rightarrow 240$  Н.

Таблиця 1.7

### Розрахункові значення параметрів $P$ , $P_z$ , $P_y$ і $\sigma$

$K_{\text{різ}}$	0	0,5	1	2	3	4	5	6
$P$ , Н	$\infty$	2 273,3	819,4	434	351	316,7	298,3	287,1
$P_z$ , Н	$\infty$	1 016,6	579,4	388,3	333	307,4	292,8	283,3
$P_y$ , Н	$\infty$	2 033,3	579,4	194,1	111	76,8	58,5	47,2
$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>	$\infty$	3 388,6	1 931,4	1 294,4	1 110	1 024,6	977,6	944,4

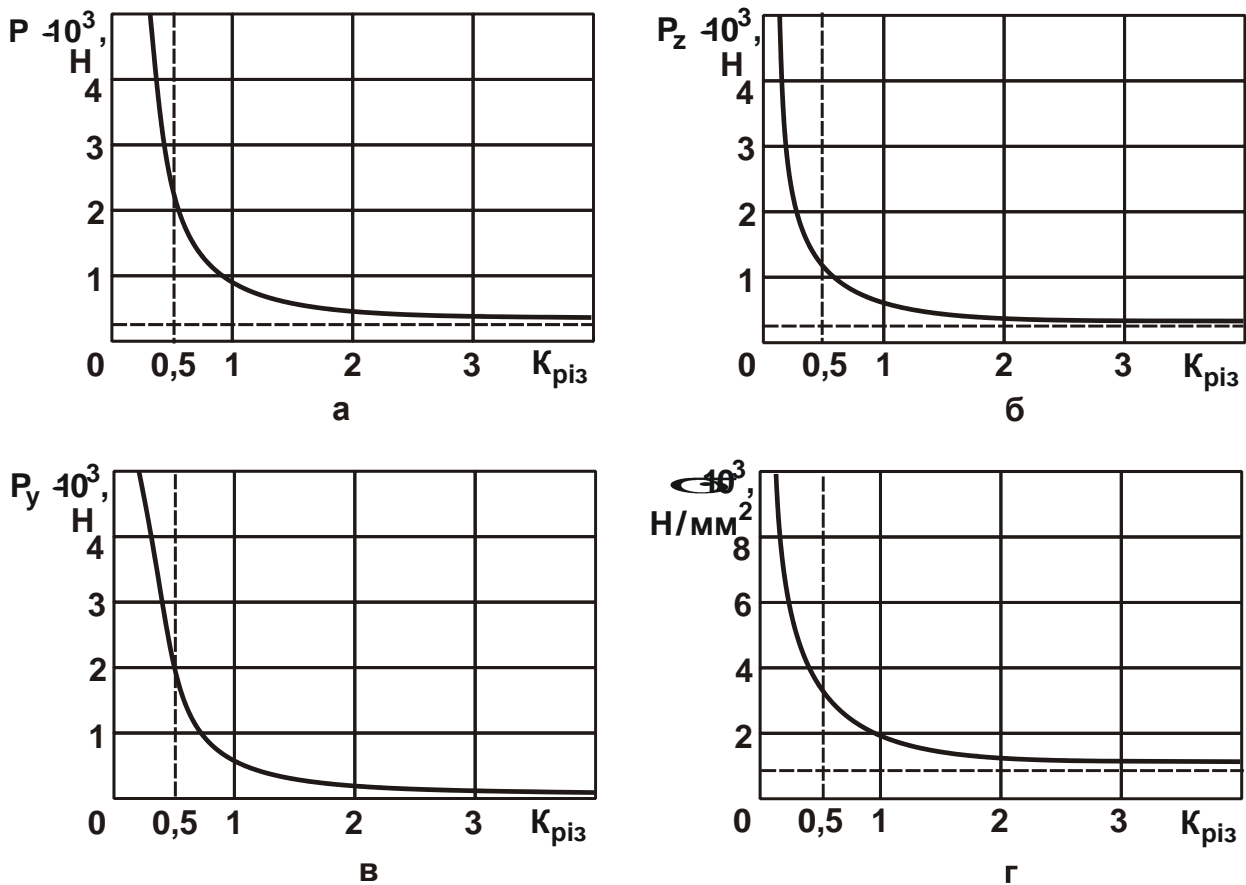


Рис. 1.6. Залежності параметрів  $P$  (а),  $P_z$  (б),  $P_y$  (в) і  $\sigma$  (г) від коефіцієнта різання  $K_{\text{риз}}$

Експериментально встановлено [90], що за умови  $K_{\text{риз}} < 1$  здійснюються процеси абразивної обробки, а за умови  $K_{\text{риз}} > 1$ , як правило, процеси лезової обробки. Тому найбільші значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і умовного напруження різання  $\sigma$  (енергоємності обробки) досягаються під час абразивної обробки.

В умовах лезової обробки значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  наближаються до значень, що відповідають закономірностям руйнування прямолінійного зразка у разі його розтягнення, які характеризуються найменшою енергоємністю обробки.

Теоретичні результати погодяться з експериментальними даними. Так, за даними В. В. Швець (табл. 1.8), наведеними в роботі [17], енергія, що затрачається на знімання матеріалу, менша, а продуктивність обробки більша під час різання лезовими інструментами.

Можна зробити висновок, що з переходом від точіння до розгортання й шліфування, енергія, затрачувана на знімання матеріалу, зменшується. Операції обробки матеріалів тиском (за експериментальним

даними В. В. Швець) характеризуються найменшою енергоємністю, що також погодиться з наведеними теоретичними результатами.

Таблиця 1.8

### Характеристика типових операцій механічної обробки

Операції	Площа поперечного перерізу шару, що зрізується, мм <sup>2</sup>	Енергія, затрачувана на знімання, 10 <sup>-3</sup> Дж/см <sup>3</sup>	Швидкість різання, м/с	Продуктивність обробки, см <sup>3</sup> /с
Точіння	1,0	0,5 – 0,7	1,5 – 7,5	5·10 <sup>-2</sup> – 5·10
Протягання	0,5	2,5 – 3,7	0,01 – 0,1	4·10 <sup>-3</sup> – 1·10 <sup>-1</sup>
Фрезерування	0,3	5,0 – 7,5	2 – 6	2·10 <sup>-3</sup> – 1
Розгортання	0,1	12 – 30	0,15 – 1,6	5·10 <sup>-3</sup> – 5·10 <sup>-1</sup>
Шліфування	0,00005	55 – 70	25 – 50	5·10 <sup>-3</sup> – 2·10 <sup>-2</sup>

### 1.2. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання на основі використання поняття про однакові напружень

Використовуючи теоретичні рішення, наведені в п. 1.1, важливо провести більш повний аналіз закономірностей формування умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  під час різання. Для цього залежність (1.1) слід подати у вигляді (рис. 1.7а) [90]:

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(\beta + \psi)}{b \cdot r}, \quad (1.39)$$

де  $r$  – поточне значення довжини умовної площини зсуву матеріалу ОА, у межах якої дотичне напруження  $\tau$  однаково, м.

У розрахунковій схемі, наведеній на рис. 1.7а, слід розглянути прямокутний трикутник ОА'В, у якому  $OA' = r$ , а кут ОА'В дорівнює 90°. Тоді справедлива залежність:

$$d = \frac{r}{\cos(\beta + \psi)}, \quad (1.40)$$

де  $d$  – довжина відрізка ОВ.

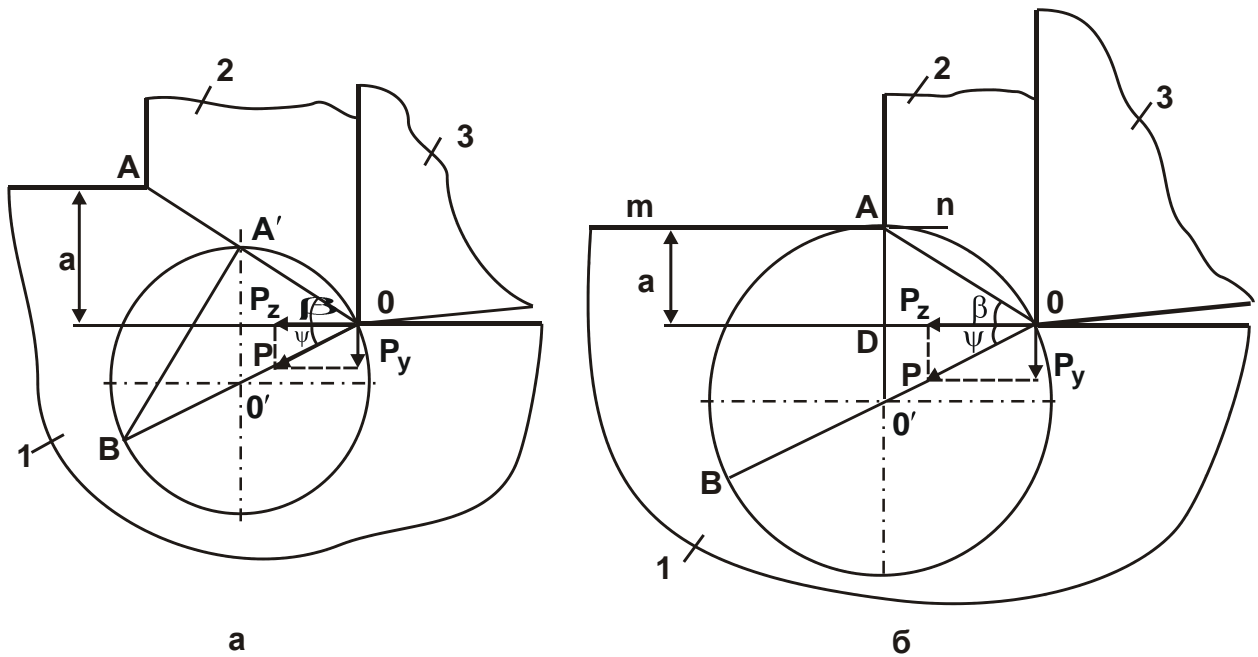


Рис. 1.7. Розрахункові схеми умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  у процесі різання

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка, що утворюється; 3 – різальний інструмент.

Необхідно провести через три точки  $O$ ,  $A'$  і  $B$  окружність, що описує прямокутний трикутник  $OA'B$ . Як відомо, дана окружність підкоряється таким властивостям [90]:

а) усі вписані в окружність кути, що опираються на ту саму дугу, рівні між собою;

б) вписаний кут визначається половиною дуги, на яку опирається.

Із зазначеного випливає, що оскільки кут  $OA'B$  дорівнює  $90^\circ$ , то довжина відрізка  $OB$  дорівнює діаметру окружності  $d$ , проведеної через точки  $O$ ,  $A'$  і  $B$ . Виходячи із цього, залежність (1.39) може бути виражена через діаметр окружності  $d$ :

$$\tau = \frac{P}{B \cdot d} . \quad (1.41)$$

Фізична сутність отриманого рішення полягає в тому, що дотичне напруження  $\tau$  в кожній точці окружності діаметром  $d$  однаково й залежить від значень  $P$  і  $d$ . Як видно, дотичне напруження  $\tau$  тим більше, чим більша сила різання  $P$  й менший діаметр окружності  $d$ . За умови  $\tau = \tau_{зсув}$  для заданого значення  $P$  можна визначити граничне значення діаметра окружності  $d$ , за якого відбудеться руйнування оброблюваного

матеріалу. Можна застосувати дане рішення для визначення положення умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу OA (див. рис. 1.76) і відповідно умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  під час різання інструментом із переднім кутом, що дорівнює нулю. Для цього слід провести окружність діаметром  $d$  із центром у точці  $O'$ , розташованій на лінії дії сили різання  $P$ . Окружність повинна стосуватися границі оброблюваного матеріалу, що визначається положенням лінії  $mn$ .

Нехай виконується умова:

$$\tau = \tau_{\text{зсув}} = \frac{P}{b \cdot d}. \quad (1.42)$$

Це означає, що в кожній точці окружності діаметром  $d$  дотичне напруження  $\tau$  дорівнює межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу  $\tau_{\text{зсув}}$ . Отже, всередині окружності діаметром  $d$  можливе руйнування оброблюваного матеріалу. Цілком очевидно, що руйнування матеріалу відбудеться вздовж площини OA, тобто умовною площиною зсуву буде площина OA, розташована під кутом  $\beta$  до напрямку руху інструмента (або оброблюваної деталі).

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  можна визначити, розглядаючи рівнобедрений трикутник  $OAO'$ , у якому сторони  $AO'$  й  $OO'$  дорівнюють радіусу окружності  $r = d/2$ . Із цього випливає, що кут  $OAO'$  дорівнює куту  $AOO'$ , тобто кут  $OAO'$  дорівнює  $\beta + \psi$ . Кут  $AO'O$  дорівнює  $90^\circ - \psi$ , оскільки лінія OA перпендикулярна лінії  $mn$  й кут  $O'DO$  дорівнює  $90^\circ$ . Як відомо, сума кутів трикутника дорівнює  $180^\circ$ , тоді

$$(90^\circ - \psi) + 2 \cdot (\beta + \psi) = 180^\circ, \quad (1.43)$$

звідки

$$\beta = 45^\circ - \frac{\psi}{2}. \quad (1.44)$$

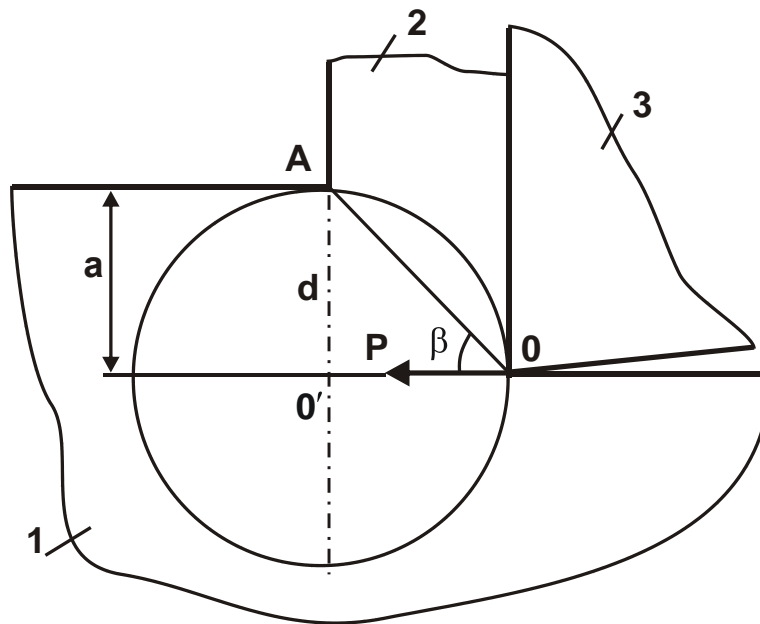
У підсумку прийшли до залежності (1.3), розглядаючи в ній замість кута  $\psi - \gamma$  кут  $\psi$ , тобто до рішення, отриманого без розгляду окружності однакових напружень, які виникають у зоні обробки. Це свідчить про правильність виконаних розрахунків.

Визначимо діаметр окружності  $d$ , виходячи з умови:

$$AD + DO' = \frac{d}{2}, \quad (1.45)$$

де  $AD = a$  – товщина зрізу, м;

$$DO' = OO' \cdot \sin \psi = \frac{d}{2} \cdot \sin \psi.$$



**Рис. 1.8. Розрахункова схема умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  під час різання для випадку  $\psi = 0$**

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка, що утворюється; 3 – різальний інструмент.

Після перетворення залежності (1.45), буде отримано:

$$d = \frac{2a}{1 - \sin \psi}. \quad (1.46)$$

Як можна бачити, діаметр окружності  $d$  тим більший, чим більша товщина зрізу й умовний кут тертя  $\psi$  стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента. Найменший діаметр окружності  $d$  досягається за умови  $\psi = 0$ , тобто за відсутності тертя стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента. У цьому випадку  $d = 2a$  або  $a = d/2$  (див. рис. 1.8). Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , що визначається залежністю (1.44), дорівнює  $45^\circ$ .



Маючи у своєму розпорядженні аналітичну залежність для визначення діаметра окружності  $d$ , на основі залежності (1.42) можна розрахувати силу різання  $P$ :

$$P = v \cdot d \cdot \tau_{зсув} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{\sin \psi} \quad (1.47)$$

Дана залежність ідентична залежності (1.3), отриманій без розгляду окружності однакових напружень. Таким чином показано, що використання окружності однакових напружень дозволяє більш наочно проаналізувати умови формування умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  й параметрів силової напруженості процесу різання.

Необхідно зазначити, що наведене теоретичне рішення погодиться з фундаментальним рішенням про розподіл напружень у напівплощині від дії на її границі зосередженої сили  $P$  (що доводиться на одиницю ширини, рис. 1.9) [86]:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P \cdot \cos \theta}{\pi \cdot r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (1.48)$$

де  $\sigma_r$  – нормальний компонент напруження у радіальному напрямку;

$\sigma_\theta$  – нормальний компонент напруження в окружному напрямку;

$\tau_{r\theta}$  – дотичний компонент напруження;

$\theta$  – кут;

$r$  – радіус–вектор.

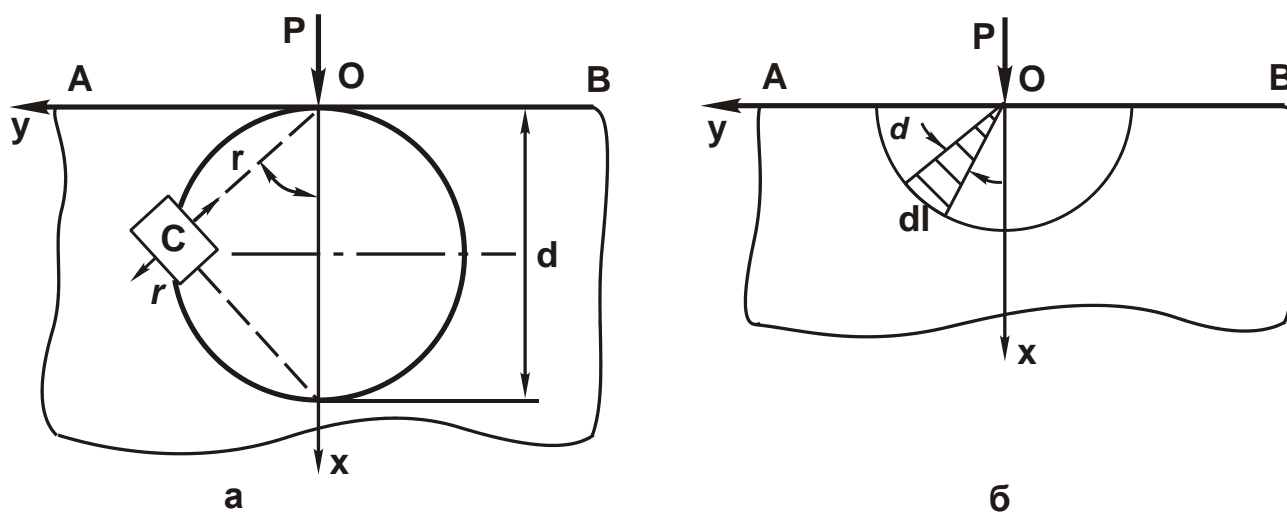


Рис. 1.9. Розрахункова схема напружень від дії зосередженої сили  $P$

Ці залежності задовольняють умовам рівноваги (рис. 1.10) [86]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0; \quad (1.49)$$

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{2 \cdot \tau_{r\theta}}{r} = 0, \quad (1.50)$$

рівнянню спільності:

$$\left( \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \cdot \left( \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} \right) = 0 \quad (1.51)$$

і граничним умовам на межі АВ ( $\sigma_\theta = \tau_{r\theta} = 0$ ).

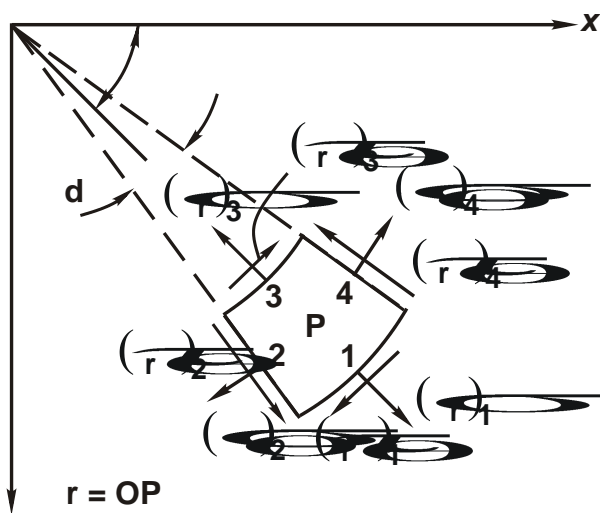


Рис. 1.10. Розрахункова схема напруженого стану оброблюваного матеріалу

За умов  $\theta = 0$  і  $r = 0$  напруження  $\sigma_r \rightarrow \infty$ , тобто з рішення необхідно виключити точку дії сили P.

Із залежностей (1.48) випливає, що будь-який елемент С, розташований на відстані r від точки дії сили P, піддається простому стиску в радіальному напрямку. Зі збільшенням  $\theta$  і r напруження  $\sigma_r$  зменшуються. Приймаючи  $r = d \cdot \cos \theta$  (де d – діаметр окружності із центром на осі ОХ й дотичній до осі ОУ в точці О на рис. 1.9а), напруження  $\sigma_r$  описується:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot d}. \quad (1.52)$$

Отже, напруження  $\sigma_r$  у всіх точках окружності однаково за винятком точки дії сили, де  $\sigma_r \rightarrow \infty$ . Чим більший діаметр окружності d, тим менше напруження  $\sigma_r$ . Очевидно, що всередині окружності напруження більше, ніж зовні.

Порівнюючи залежності (1.52) і (1.41), видно, що вони відрізняються лише множником  $2/\pi$ . Отже, всі висновки, зроблені на основі аналізу залежності (1.41), залишаються справедливими й стосовно залежності (1.52). Так, умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  розраховується за однією й тією ж залежністю (1.44), а сила різання  $P$  – за залежністю (1.47), у чисельник якої необхідно ввести додатково множник  $\pi/2$ :

$$P = \frac{\pi \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\sin \psi} \quad (1.53)$$

Як видно, залежності (1.47) й (1.53) відрізняються незначно.

### 1.3. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання на основі використання рішення про руйнування бруса під дією поздовжніх сил

У роботі [76] запропоновано умови стружкоутворення в процесі різання розглядати з позиції відомого рішення про руйнування бруса під дією поздовжніх сил. Тому важливо провести порівняння даного теоретичного підходу з підходом, описаним у п. 1.1.

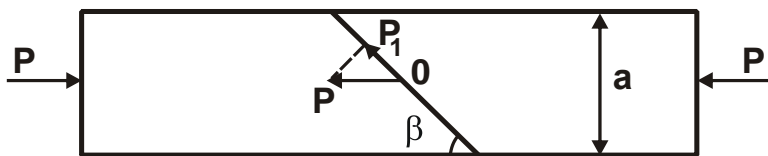


Рис. 1.11. Розрахункова схема визначення положення умовної площини зсуву матеріалу

Нехай брус піддається стиску від дії двох поздовжніх сил  $P$ , прикладених на торцях бруса (рис. 1.11). Руйнування бруса може відбутися уздовж умовної площини зсуву, розташованої під

деяким кутом  $\beta$  до напрямку дії сил  $P$ . Дотичне напруження  $\tau$ , що виникає в цій площині, визначається:

$$\tau = \frac{P_1}{b \cdot l}, \quad (1.54)$$

де  $P_1 = P \cdot \cos \beta$  – сила, що діє вздовж умовної площини, розташованої під кутом  $\beta$ , Н;

$l = a / \sin \beta$  – довжина умовної площини, м;

$a, b$  – товщина і ширина бруса, м.

Тоді

$$\tau = \frac{P \cdot \cos \beta \cdot \sin \beta}{a \cdot b} = \frac{0,5 \cdot P \cdot \sin 2\beta}{a \cdot b}. \quad (1.55)$$

Як видно, кут  $\beta$  неоднозначно впливає на дотичне напруження  $\tau$ , тобто існує екстремум функції  $\tau$  від кута  $\beta$ . Для його встановлення слід підкорити функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму:

$$\tau'_{\beta} = \frac{P}{a \cdot b} \cdot \cos 2\beta = 0, \quad (1.56)$$

звідки

$$\beta = 45^{\circ}. \quad (1.57)$$

Отже, руйнування бруса відбудеться уздовж умовної площини зсуву, розташованої під кутом  $\beta = 45^{\circ}$  до напрямку дії сили  $P$ . Приймаючи, що під час руйнування бруса дотичне напруження  $\tau$  дорівнює межі міцності на зсув матеріалу бруса  $\tau_{зсув}$ , а кут  $\beta = 45^{\circ}$ , із залежності (1.55) можна визначити граничну силу  $P$ :

$$P = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} = a \cdot b \cdot \sigma_{ст}. \quad (1.58)$$

Відповідно до залежності (1.58), гранична сила  $P$  тим більша, чим більша площа поперечного перерізу бруса ( $a \cdot b$ ) й межа міцності на стиск матеріалу бруса  $\sigma_{ст}$ .

Використовуючи отримане рішення, можна визначити умови стружкоутворення під час різання матеріалу (рис. 1.12а). Очевидно, в процесі різання різцем із переднім кутом  $\gamma$ , рівним нулю, і відсутності тертя в зоні контакту передньої поверхні різця з оброблюваним матеріалом, руйнування матеріалу відбудеться в умовній площині зсуву  $OA$ , розташованій під кутом  $\beta = 45^{\circ}$  до напрямку дії тангенціальної складової сили різання  $P_z$ . Кут  $\beta = 45^{\circ}$  у цьому випадку дорівнює умовному куту зсуву оброблюваного матеріалу.

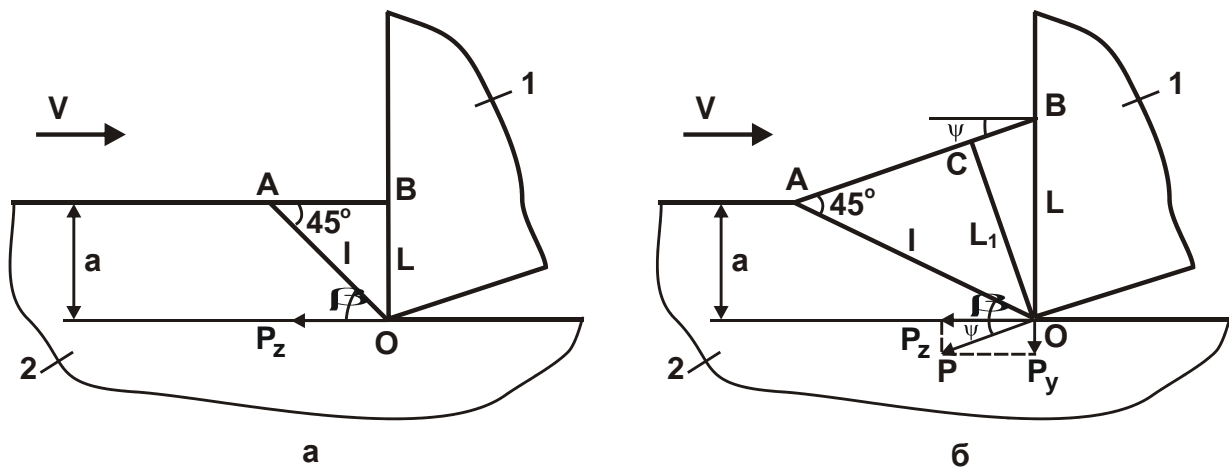


Рис. 1.12. Розрахункова схема параметрів процесу різання для переднього кута різця  $\gamma = 0$

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

Якщо в зоні контакту передньої поверхні різця з оброблюваним матеріалом має місце тертя, то поряд із тангенціальною складовою сили різання  $P_z$  виникає й радіальна складова сили різання  $P_y$  (рис. 1.12б).

У результаті сумарна сила різання  $P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$  буде діяти на брус під деяким кутом  $\psi$ , який називається умовним кутом тертя інструмента з оброблюваним матеріалом.

Для визначення положення умовної площини зсуву  $OA$  в цьому випадку розглянутий брус необхідно розташувати в напрямку дії сили різання  $P$ . Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  визначиться з умови рівності суми кутів трикутника  $OAB$  значенню  $180^\circ$ . Так, кут  $O$  дорівнює  $90^\circ - \beta$ , кут  $A$  дорівнює  $45^\circ$ , а кут  $B$  дорівнює  $90^\circ - \psi$ . Підсумовуючи ці три кути, отримано:  $(90^\circ - \beta) + 45^\circ + (90^\circ - \psi) = 180^\circ$ . Звідки

$$\beta = 45^\circ - \psi. \quad (1.59)$$

Отже, умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  тим більший, чим менший умовний кут тертя інструмента з оброблюваним матеріалом  $\psi$ . Для граничного значення кута  $\psi = 45^\circ$  кут  $\beta = 0^\circ$ , тобто кут  $\beta$  змінюється в межах  $0 \dots 45^\circ$ .

Аналізуючи аналогічну залежність (1.3), отриману іншим методом розрахунку, видно, що в цьому випадку для кута  $\psi = 45^\circ$  кут  $\beta = 22,5^\circ$ , тобто умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  змінюється лише

в межах  $22,5 \dots 45^\circ$  (рис. 1.13). Однак, як відомо з роботи [6], у процесі різання кут  $\beta$  може набувати значення, значно меншого  $22,5^\circ$ , наприклад  $\beta = 6^\circ$ . Тоді, виходячи з залежності (1.3), кут  $\psi$  повинен набувати значення більше  $45^\circ$ , а коефіцієнт тертя  $f = \operatorname{tg} \psi$  – значення, більші

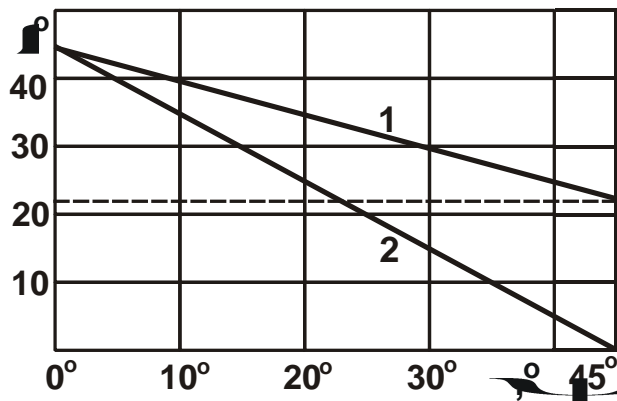


Рис. 1.13. Характер зміни кута  $\beta$  залежно від кута  $\psi$

Умовні позначення: 1 – розрахунок за залежністю (1.3); 2 – розрахунок за залежністю (1.59).

кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ .

Виходячи зі зазначеного, залежність (1.3) може бути обґрунтовано застосовна лише для невеликих значень умовного кута тертя інструмента з оброблюваним матеріалом  $\psi$  і відповідно коефіцієнта тертя  $f = \operatorname{tg} \psi$ .

Використовуючи розрахункову схему, наведену на рис. 1.12б, можна визначити довжину  $L$  пластичного контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. Розглядаючи трикутник  $OAB$ , відповідно до теореми синусів, буде отримано:

$$\frac{L}{\sin 45^\circ} = \frac{l}{\sin(45^\circ - \psi)}, \quad (1.60)$$

де  $l = a / \sin \beta$  – довжина умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу  $OA$ , м.

Звідки

$$L = \frac{0,707 \cdot a}{\sin \beta \cdot \sin(45^\circ + \beta)} \quad (1.61)$$

Із залежності (1.61) випливає, що зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  довжина  $L$  пластичного контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця зменшується, причому, достатньо інтенсивно.

Використовуючи залежність (1.58), можна визначити силу різання  $P$  (див. рис. 1.126). За аналогією із залежністю (1.58) буде отримано:

$$P = L_1 \cdot v \cdot \sigma_{\text{CT}}, \quad (1.62)$$

де  $L_1 = l \cdot \sin 45^\circ = \frac{a \cdot \sin 45^\circ}{\sin \beta}$  – умовна ширина бруса, на торець якого діє сила різання  $P$ .

Тоді

$$P = \frac{a \cdot v \cdot \sigma_{\text{CT}} \cdot \sin 45^\circ}{\sin \beta} = \frac{0,707 \cdot a \cdot v \cdot \sigma_{\text{CT}}}{\sin \beta}. \quad (1.63)$$

На відміну від залежності (1.58), в аналогічну залежність (1.63) у знаменник входить додатковий множник  $\sin \beta$ . Тому зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  сила різання  $P$  зменшується, що відповідає відомим експериментальним даним і вказує на ймовірність отриманої аналітичної залежності.

Тангенціальну складову сили різання  $P_z$  визначають:

$$\begin{aligned} P_z = P \cdot \cos \psi &= \frac{a \cdot v \cdot \sigma_{\text{CT}} \cdot \sin 45^\circ \cdot \cos (45^\circ - \beta)}{\sin \beta} = a \cdot v \cdot \frac{\sigma_{\text{CT}}}{2} \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg} \beta}\right) = \\ &= a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg} \beta}\right). \end{aligned} \quad (1.64)$$

З урахуванням залежностей  $\beta = 45^\circ - \psi$  і  $f = \text{tg} \psi$ , отримано:

$$P_z = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \frac{1}{1 - f}. \quad (1.65)$$

На відміну від аналогічної залежності (1.58), у знаменник залежності (1.65) входить множник  $\frac{1}{1 - f}$ , який показує, що зі збільшенням коефіцієнта тертя  $f$  від 0 до 1 тангенціальна складова сили різання  $P_z$  безупинно

збільшується й за умови значення  $f = 1$  набуває нескінченного значення (див. рис. 1.12б). За таким самим законом змінюється й радіальна складова сили різання  $P_y$ :

$$P_y = P \cdot \sin \psi = a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \left( \frac{1}{\operatorname{tg} \beta} - 1 \right). \quad (1.66)$$

З урахуванням залежностей  $\beta = 45^\circ - \psi$  і  $f = \operatorname{tg} \psi$ , отримано:

$$P_y = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{f}{1 - f}. \quad (1.67)$$

Очевидно,  $P_y < P_z$ , тому що  $f < 1$ .

Виходячи з рис. 1.12б, коефіцієнт різання дорівнює:

$$K_{різ} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \psi} = \frac{1}{f} = \frac{1}{\operatorname{tg} (45^\circ - \beta)}. \quad (1.68)$$

Як видно, зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  коефіцієнт різання  $K_{різ}$  збільшується, що погодиться з експериментальними даними. Сумарна сила різання  $P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$  з урахуванням залежностей (1.65) і (1.67) визначається:

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \sqrt{1 + f^2}}{1 - f}. \quad (1.69)$$

Відповідно, умовне напруження різання  $\sigma = P_z / a \cdot v$  набуває вигляду:

$$\sigma = \frac{2 \tau_{зсув}}{1 - f} = \frac{\sigma_{ст}}{1 - f} \quad (1.70)$$

або

$$\sigma = \tau_{зсув} \cdot \left( 1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta} \right). \quad (1.71)$$



Як впливає з залежностей (1.69) і (1.70), сумарна сила різання  $P$  й умовне напруження різання  $\sigma$  цілком однозначно визначаються коефіцієнтом тертя  $f$ : чим він більше, тим більше  $P$  й  $\sigma$ .

Залежність (1.71) відрізняється від аналогічної залежності (1.13) тим, що призводить до зменшення величини  $\sigma$ .

Виходячи із залежності (1.71), зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  умовне напруження різання  $\sigma$  зменшується (рис. 1.14г), що погодиться з відомими експериментальними даними. Разом із тим, у всьому діапазоні зміни кута  $\beta$  (від  $0$  до  $45^\circ$ ) умовне напруження різання  $\sigma$  більше  $\sigma_{\text{ст}}$ , що суперечить фізичній суті. Це пов'язане з тим, що за визначенням  $\sigma = P_z / a \cdot v$  (де  $a < L$ ), тобто тангенціальна складова сили різання  $P_z$  поширюється не на всю площу контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця ( $L \cdot v$ ), а лише на її частину, рівну площі поперечного перерізу зрізу ( $a \cdot v$ ).

Якщо ж розглядати умовне напруження різання у вигляді  $\sigma = P_z / L \cdot v$ , то після перетворень залежності отримано:  $\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \cos^2 \psi$ , тобто  $\sigma < \sigma_{\text{ст}}$ . Отже, у цьому випадку фізичні закономірності процесу різання не порушуються.

У табл. 1.9 і на рис. 1.14 наведені розраховані за залежностями (1.63), (1.64), (1.66), (1.68) і (1.71) значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$  залежно від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  у всьому можливому діапазоні його зміни ( $\beta = 0 \dots 45^\circ$ ) для наступних вихідних даних:  $a = 0,1$  мм,  $v = 3$  мм,  $\tau_{\text{зсув}} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>.

Порівнюючи розрахункові дані параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ , і  $\sigma$ , наведених в табл. 1.1 і табл. 1.9, видно, що в табл. 1.9 вони приймають у 2 – 3 рази менші значення й тільки за умови  $\beta = 45^\circ$  залишаються однаковими. Це більшою мірою відповідає практичним (експериментальним) даним.

У табл. 1.10 і на рис. 1.15 наведені розраховані за залежностями (1.69), (1.65), (1.67) і (1.70) значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$  залежно від коефіцієнта тертя  $f$  для всього можливого діапазону його зміни для наступних вихідних даних:  $a = 0,1$  мм,  $v = 3$  мм,  $\tau_{\text{зсув}} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>.

Як впливає з рис. 1.15, зі збільшенням коефіцієнта тертя  $f$  параметри  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  збільшуються, набуваючи надзвичайно великих значень.

Розрахункові значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$ 

$\beta, ^\circ$	0	10	20	30	40	45
$P, \text{H}$	$\infty$	977,6	496,2	339,4	264	240
$P_z, \text{H}$	$\infty$	801,8	449,7	327,8	263	240
$P_y, \text{H}$	$\infty$	561,8	209,7	87,8	23	0
$K_{\text{різ}}$	0	1,427	2,144	3,733	11,43	$\infty$
$\sigma, \text{H/мм}^2$	$\infty$	2 666,6	1 498,2	1 092,8	876,6	800

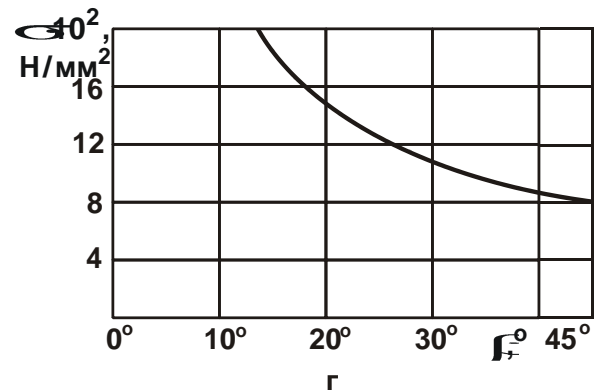
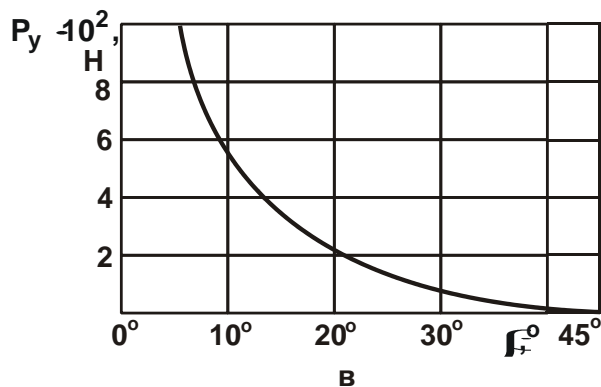
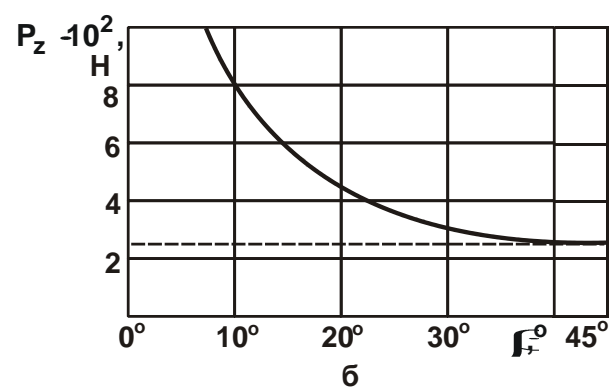
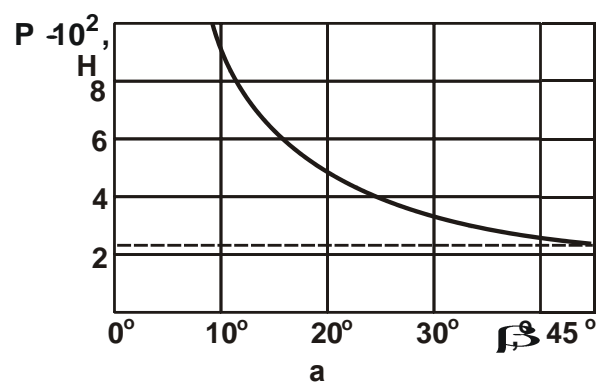


Рис. 1.14. Залежності параметрів  $P$  (а),  $P_z$  (б),  $P_y$  (в) і  $\sigma$  (г) від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$

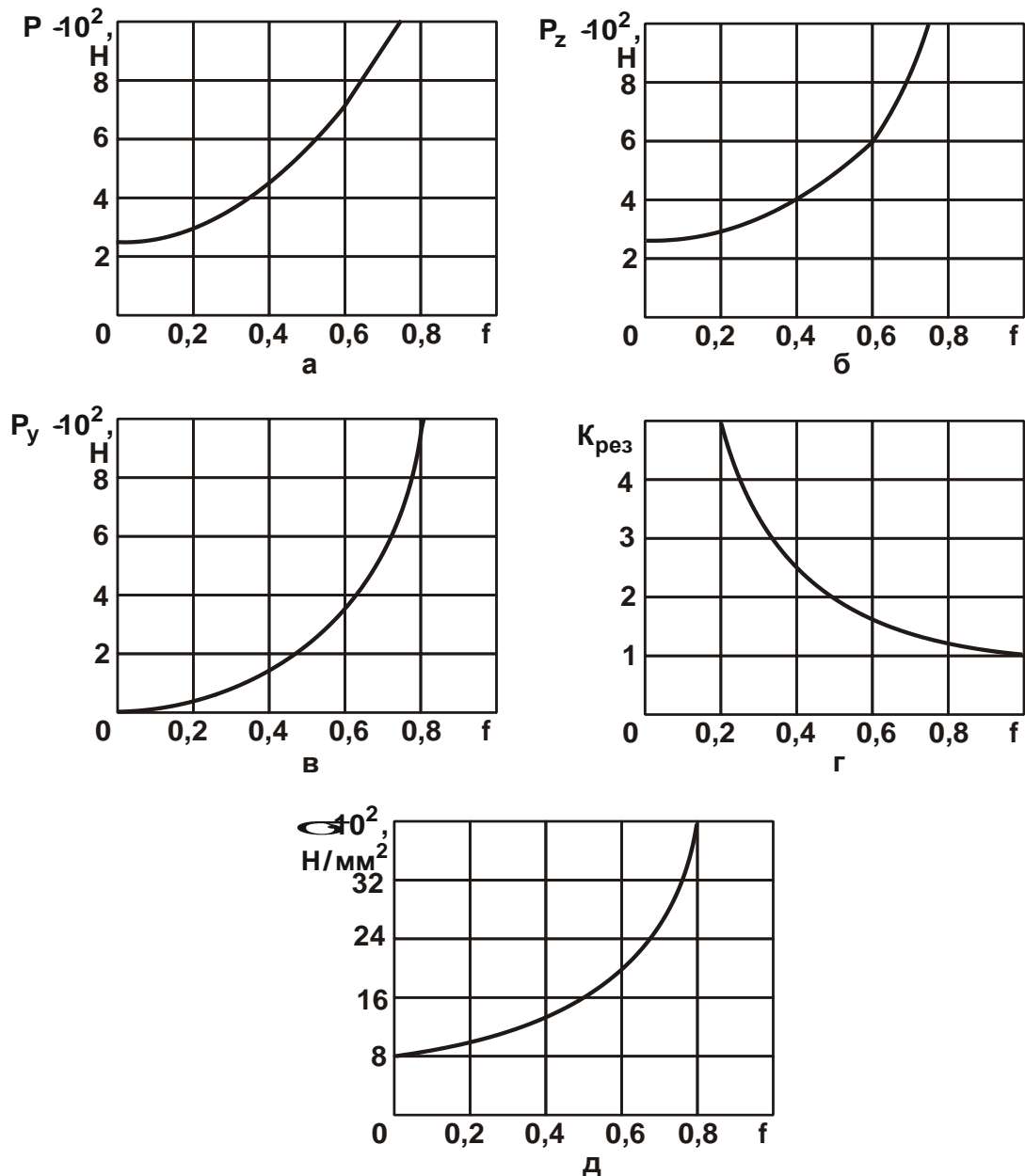
Параметри  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  можуть бути виражені через коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$ , представляючи його з урахуванням відомої тригонометричної

залежності  $\text{tg} \psi = \frac{\text{tg} \alpha - \text{tg} \beta}{1 + \text{tg} \alpha \cdot \text{tg} \beta}$  у вигляді:

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\text{tg} \psi} = \frac{1}{\text{tg} (45^\circ - \beta)} = \frac{1 + \text{tg} \beta}{1 - \text{tg} \beta} \quad (1.72)$$

Розрахункові значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$ 

$f$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$P$ , Н	240	305,9	430,8	699,7	1 536,8	$\infty$
$P_z$ , Н	240	300	400	600	1 200	$\infty$
$P_y$ , Н	0	60	160	360	960	$\infty$
$K_{\text{різ}}$	$\infty$	5	2,5	1,67	1,25	1
$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>	800	1 000	1 333	2 000	4 000	$\infty$

Рис. 1.15. Залежності параметрів  $P$  (а),  $P_z$  (б),  $P_y$  (в),  $K_{\text{різ}}$  (г) і  $\sigma$  (д) від коефіцієнта тертя  $f$

З іншого боку, тригонометричну функцію  $\operatorname{tg} \beta$  можна виразити через умовне напруження різання  $\sigma$ , виходячи із залежності (1.71):

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{1}{\left( \frac{\sigma}{\tau_{\text{зсув}}} - 1 \right)}. \quad (1.73)$$

Після підстановки залежності (1.73) в (1.72), отримано:

$$\sigma = \frac{2\tau_{\text{зсув}}}{\left( 1 - \frac{1}{K_{\text{різ}}} \right)} = \frac{2\tau_{\text{зсув}} \cdot K_{\text{різ}}}{K_{\text{різ}} - 1}. \quad (1.74)$$

Вважаючи, що коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}} > 1$ , з його збільшенням умовне напруження різання  $\sigma$  зменшується (табл. 1.11, рис. 1.16), що погодиться з експериментальними даними.

За умови  $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$  умовне напруження різання  $\sigma \rightarrow 2\tau_{\text{зсув}} \approx \sigma_{\text{ст}}$ . Це відповідає умовам руйнування прямолінійного бруса під дією поздовжніх сил  $P$  (див. рис. 1.11).

Таблиця 1.11

### Розрахункові значення умовного напруження різання $\sigma$

$K_{\text{різ}}$	1	2	3	4	5	6
$\sigma, \text{Н/мм}^2$	$\infty$	1 600	1 200	1 067	1 000	960

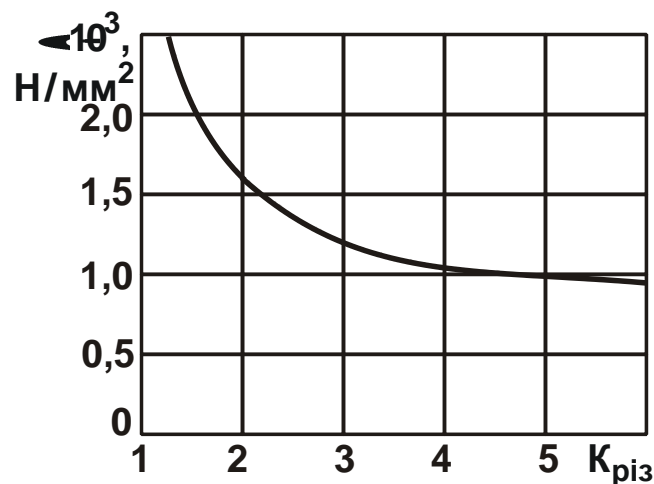


Рис. 1.16. Залежність умовного напруження різання  $\sigma$  від коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$

З урахуванням відношення  $P_z = a \cdot v \cdot \sigma$ , маємо:

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot K_{різ}}{K_{різ} - 1} = \frac{a \cdot v \cdot \sigma_{ст} \cdot K_{різ}}{K_{різ} - 1}; \quad (1.75)$$

$$P_y = K_{різ} \cdot P_z = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot K_{різ}^2}{K_{різ} - 1} = \frac{a \cdot v \cdot \sigma_{ст} \cdot K_{різ}^2}{K_{різ} - 1}. \quad (1.76)$$

Тангенціальна  $P_z$  й радіальна  $P_y$  складові сили різання змінюються за законом зміни умовного напруження різання  $\sigma$ , причому  $P_z$  значніше.

Параметри силової напруженості процесу різання можуть бути виражені через коефіцієнт усадки стружки  $K_L$ , використовуючи для цього відому формулу (1.15) професора А. Н. Тіме, яка для нульового переднього кута різця ( $\gamma = 0$ ) спрощується й набуває вигляду:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{1}{K_L}. \quad (1.77)$$

Після підстановки залежності (1.77) у залежності (1.63), (1.64), (1.66), (1.68) і (1.71), маємо:

$$P = a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \sqrt{2 \cdot K_L^2 + 1}; \quad (1.78)$$

$$P_z = a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot K_L + 1; \quad (1.79)$$

$$P_z = a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot K_L - 1; \quad (1.80)$$

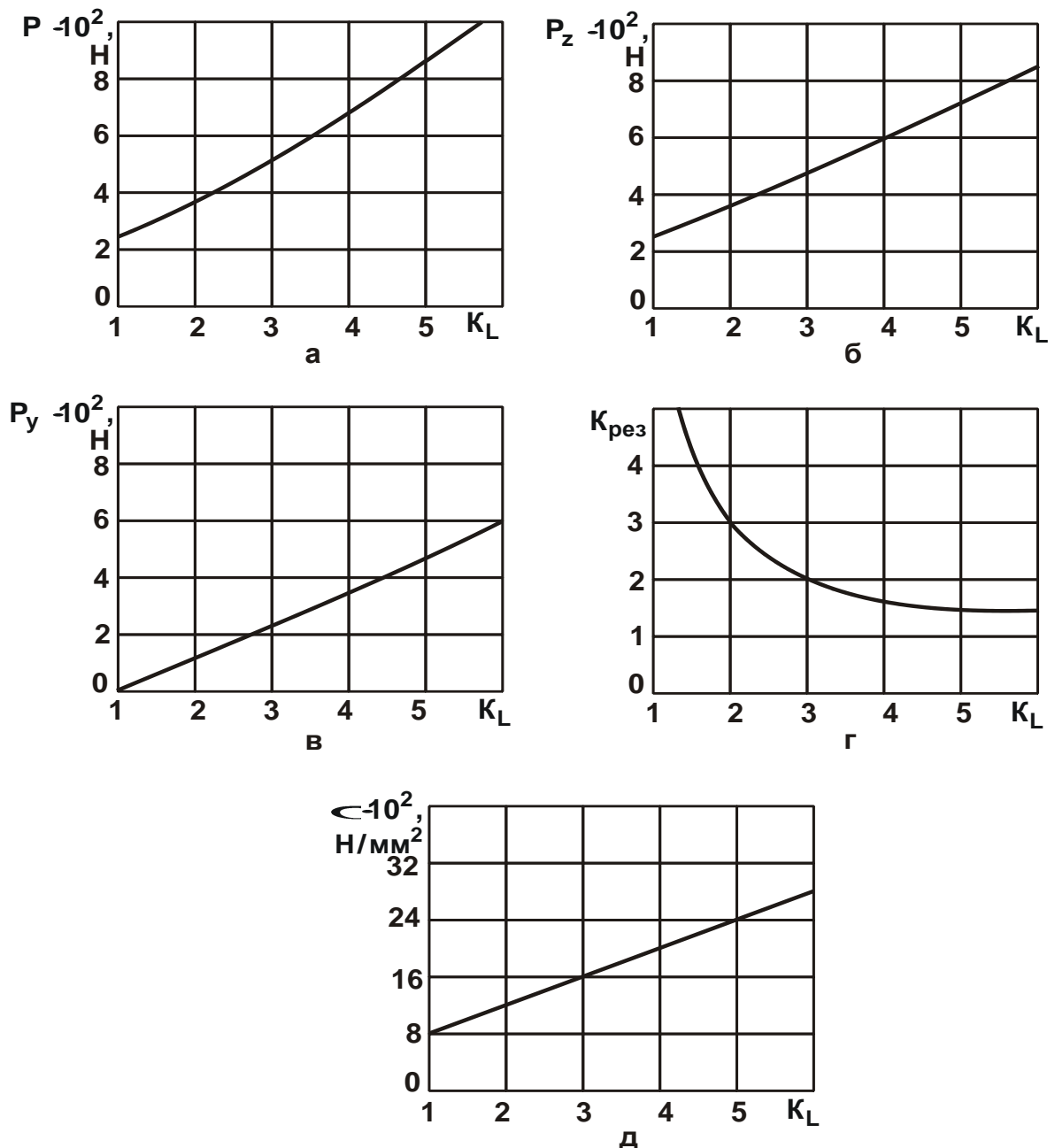
$$K_{різ} = \frac{K_L + 1}{K_L - 1}; \quad (1.81)$$

$$\sigma = \tau_{зсув} \cdot K_L + 1. \quad (1.82)$$

У табл. 1.12 і на рис. 1.17 наведені розраховані за залежностями (1.78) – (1.82) значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{різ}$  і  $\sigma$  залежно від коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  для таких вихідних даних:  $a = 0,1$  мм,  $v = 3$  мм,  $\tau_{зсув} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>.

Розрахункові значення параметрів  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$ 

$K_L$	1	2	3	4	5	6
$P$ , Н	240	380	536	700	865	1 032
$P_z$ , Н	240	360	480	600	720	840
$P_y$ , Н	0	120	240	360	480	600
$K_{\text{різ}}$	$\infty$	3	2	1,67	1,5	1,43
$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>	800	1 200	1 600	2 000	2 400	2 800

Рис. 1.17. Залежності параметрів  $P$  (а),  $P_z$  (б),  $P_y$  (в),  $K_{\text{різ}}$  (г) і  $\sigma$  (д) від  $f$

Як впливає з табл. 1.12 і рис. 1.17, зі збільшенням коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  параметри  $P$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  безупинно збільшуються, а коефіцієнт різання  $K_{різ}$ , навпаки, зменшується. Така закономірність обумовлена збільшенням коефіцієнта тертя  $f$ , що пов'язаний з коефіцієнтом усадки стружки  $K_L$  залежністю (1.81):

$$K_{різ} = \frac{1}{f} = \frac{K_L + 1}{K_L - 1}, \quad (1.83)$$

звідки

$$K_L = \frac{+f}{-f} = \frac{+tg\psi}{-tg\psi}. \quad (1.84)$$

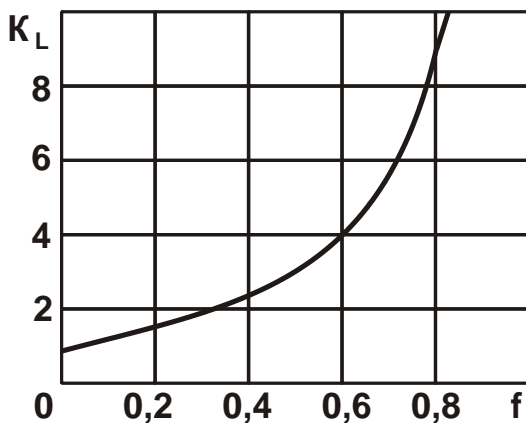


Рис. 1.18. Залежність коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  від коефіцієнта тертя  $f$

Виходячи з рис. 1.18, побудованого на основі залежності (1.84) і табл. 1.13, коефіцієнт усадки стружки  $K_L$  збільшується зі збільшенням коефіцієнта тертя  $f$ , набуваючи за умови  $f=1$  нескінченне значення. Причому, у діапазоні  $f=0,2 \dots 0,8$  коефіцієнт усадки стружки  $K_L$  набуває значення, які відповідають практичним даним.

Таблиця 1.13

#### Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки $K_L$

$f$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$\psi, ^\circ$	0	11	22	31	39	45
$K_L$	1	1,5	2,33	4	9	$\infty$

У табл. 1.14 і на рис. 1.19 наведені розраховані за залежністю (1.84) значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  для різних значень кута  $\psi$ . Як видно, зі зміною кута  $\psi$  від  $0$  до  $45^\circ$  значення  $K_L$  змінюються

від 1 до нескінченності. Згідно з рис. 1.2, за такої ж зміни коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  кут  $\psi$  змінюється від  $0$  до  $90^\circ$ .

Таблиця 1.14

**Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки  $K_L$**

$\psi,^\circ$	0	10	20	30	40	45
$K_L$	1	1,43	2,14	3,73	11,4	$\infty$

Під час різання різцем з позитивним переднім кутом ( $\gamma > 0$ ) у розрахунковій схемі (рис. 1.20) зміниться лише умовний кут тертя інструмента з оброблюваним матеріалом  $\psi$ , який стане рівним куту дії  $\omega = \psi - \gamma$ .

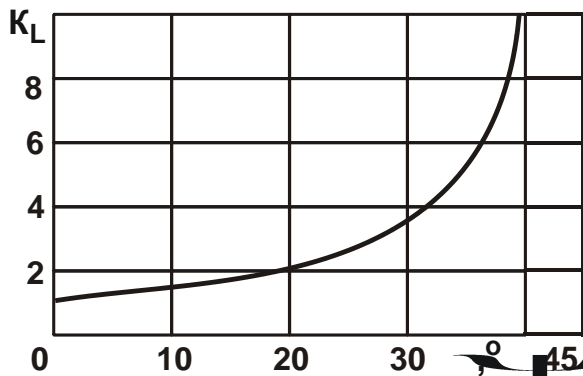


Рис. 1.19. Залежність коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  від кута  $\psi$

У цьому випадку  $\omega < \psi$ . Тоді умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , тангенціальна  $P_z$  й радіальна  $P_y$  складові сили різання, умовне напруження різання  $\sigma$  опишуться залежностями, аналогічними залежностям, отриманим для заданого кута  $\psi$ :

$$\beta = 45^\circ - \omega; \quad (1.85)$$

$$P_z = a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \left( 1 + \frac{1}{\operatorname{tg}(45^\circ - \omega)} \right) = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв} \cdot \frac{1}{-\operatorname{tg} \omega}; \quad (1.86)$$

$$P_y = a \cdot v \cdot \tau_{сдв} \cdot \left( \frac{1}{\operatorname{tg}(45^\circ - \omega)} - 1 \right) = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{\operatorname{tg} \omega}{-\operatorname{tg} \omega}; \quad (1.87)$$

$$K_{різ} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \omega}; \quad (1.88)$$

$$\sigma = \frac{2\tau_{зсув}}{-\operatorname{tg} \omega}; \quad (1.89)$$



Очевидно, зменшення вихідного кута  $\psi$  до значення  $\omega$  за рахунок зменшення інтенсивності тертя в зоні різання й збільшення переднього кута  $\gamma$  призводить до збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , зменшення тангенціальної  $P_z$  й радіальної  $P_y$  складових сили різання, а також умовного напруження різання  $\sigma$ . Цим пояснюється ефективність збільшення переднього кута різця  $\gamma$ .

З наведених залежностей (1.86), (1.87) і (1.89) випливає, що за умови  $(1 - \operatorname{tg} \omega) = 0$ , тобто за умови  $\omega = 45^\circ$ , параметри  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  прагнуть до нескінченності. Однак дана умова може бути здійсненна лише для кутів  $\psi = 45^\circ$ ;  $\gamma = 0^\circ$ . Для кута  $\gamma > 0$  ця умова нездійсненна, тому що кут  $\psi \leq 45^\circ$ , тобто параметри  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  не можуть набувати нескінченних значень.

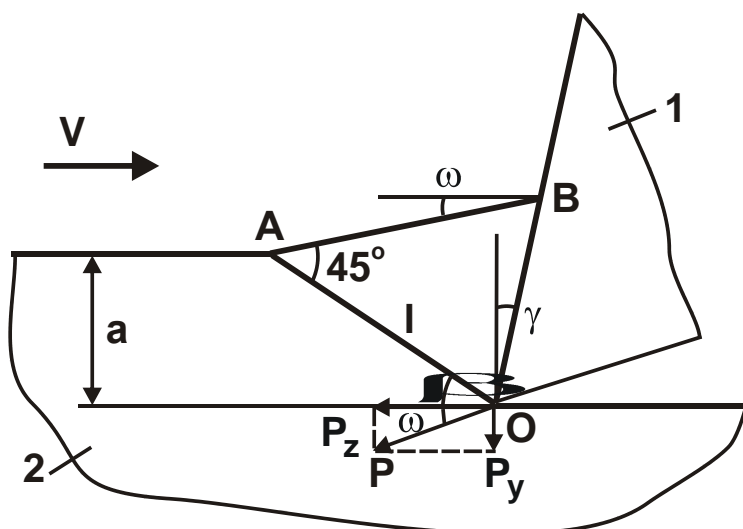


Рис. 1.20. Розрахункова схема параметрів процесу різання для переднього кута різця  $\gamma > 0$

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

За умови рівності кутів  $\psi$  і  $\gamma$  кут дії дорівнює  $\omega = \psi - \gamma = 0$ , а залежності (1.85) – (1.89) описуються:

$$\beta = 45^\circ; \quad (1.90)$$

$$P_z = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} = a \cdot v \cdot \sigma_{ст}; \quad (1.91)$$

$$P_y = 0; \quad (1.92)$$

$$K_{\text{різ}} \rightarrow \infty; \quad (1.93)$$

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}}. \quad (1.94)$$

У цьому випадку параметри  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  набувають найменших значень, що дозволяє максимально реалізувати потенційні можливості процесу різання.

Під час різання різцем із негативним переднім кутом ( $\gamma < 0$ ) у розрахунковій схемі (рис. 1.20) зміниться умовний кут тертя інструмента з оброблюваним матеріалом  $\psi$ , який стане рівним куту дії  $\omega = \psi + \gamma$ , тобто  $\omega > \psi$ . Отже, за умови  $\gamma < 0$  кут дії  $\omega$  може змінюватися в межах  $0 \dots 90^\circ$ , тоді як за умови  $\gamma > 0$  – лише в межах  $0 \dots 45^\circ$ . Тому випадок  $\gamma < 0$  є більш загальним, який містить і випадок  $\gamma > 0$ .

У табл. 1.15 і на рис. 1.21 наведені розраховані за залежностями (1.85) – (1.89) значення параметрів  $\beta$ ,  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $K_{\text{різ}}$  і  $\sigma$  залежно від коефіцієнта усадки стружки  $K_L$  для таких вихідних даних:  $a = 0,1$  мм,  $b = 3$  мм,  $\tau_{\text{зсув}} = 400$  Н/мм<sup>2</sup>.

Таблиця 1.15

### Розрахункові значення параметрів $\beta$ , $P_z$ , $P_y$ , $K_{\text{різ}}$ і $\sigma$

$\omega$	0	15	30	45	60	75	90
$\beta,^\circ$	45	30	15	0	-15	-30	-45
$P_z$ , Н	240	328	568	$\infty$	-328	-88	0
$P_y$ , Н	0	88	328	$\infty$	-568	-328	0
$K_{\text{різ}}$	$\infty$	3,73	1,73	1	0,57	0,26	0
$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>	800	1 093	1 893	$\infty$	-1 093	-293	0

Як впливає з рис. 1.21а, для негативного переднього кута різця ( $\gamma < 0$ ) умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  може набувати як позитивних, так і негативних значень. Очевидно, для негативних значень кута  $\beta$  складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  й умовне напруження різання  $\sigma$  набувають негативних значень. Це вказує на неможливість здійснення процесу стружкоутворення й, відповідно, процесу різання в даних умовах.

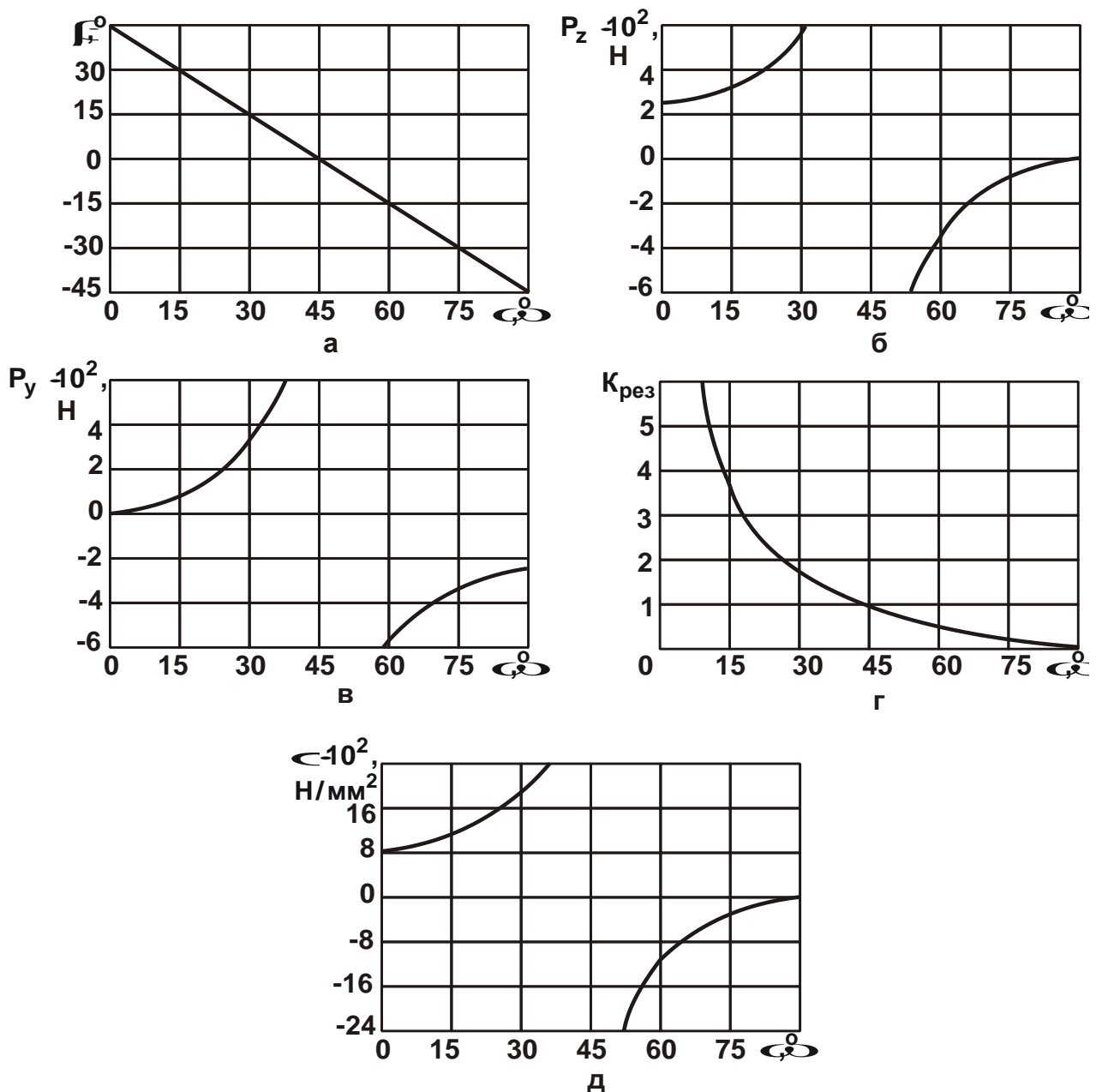


Рис. 1.21. Залежності параметрів  $\beta$  (а),  $P_z$  (б),  $P_y$  (в),  $K_{рез}$  (г) і  $\sigma$  (д) від кута дії  $\omega = \psi + \gamma$

Отже, відповідно до даного теоретичного рішення, процес стружкоутворення можливий для позитивних і невеликих негативних значень переднього кута різця, тобто за умови  $\omega = \psi + \gamma \geq 45^\circ$ . Наприклад, якщо кут  $\psi = 30^\circ$ , то негативний передній кут може набувати граничного значення  $\gamma = -25^\circ$ . У разі більшого негативного переднього кута різця процес стружкоутворення й процес різання нездійсненні – можливий лише процес тертя й пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки. Разом із тим, практика абразивної обробки показує, що процес стружкоутворення відбувається й за умови значних

негативних передніх кутів різальних зерен, які досягають значення  $\gamma = -45^\circ$  й більше. Отже, процес стружкоутворення під час різання підкоряється більш складним закономірностям і не може бути повною мірою описаний наведеними залежностями, отриманими для випадку  $\beta = 45^\circ - \omega$ .

Розглянутий у п. 1.1 і п. 1.2 випадок  $\beta = 45^\circ - \omega/2$  характеризується позитивними значеннями умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  у всьому можливому діапазоні зміни кута дії  $\omega = 0 \dots 90^\circ$ . Тому припинення процесу стружкоутворення в цьому випадку відбувається за умови  $\omega = 90^\circ$ , що порівняно з випадком  $\beta = 45^\circ - \omega$  більшою мірою відповідає практиці абразивної обробки.

## **1.4. Розрахунок і дослідження параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном без урахування закономірностей стружкоутворення**

### **1.4.1. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі сфери**

На відміну від лезових інструментів, абразивні інструменти не мають строгої геометричної форми різальних елементів (абразивних зерен). У результаті передній кут різального елемента може змінюватися в широких межах, набуваючи негативних і позитивних значень, що вносить принципові зміни в перебіг процесу різання й призводить до суттєвого збільшення його силової напруженості. Цим пояснюється збільшення енергоємності обробки в процесі шліфуванні порівняно з процесами точіння, фрезерування та іншими процесами лезової обробки. Тому важливо провести теоретичні досліджень впливу геометричної форми різальних зерен на параметри процесу шліфування, для чого на першому етапі досліджень можна обмежитися вивченням процесу мікрорізання одиничним зерном, а на другому етапі перейти до аналізу параметрів силової напруженості процесу шліфування. Це дозволить науково обґрунтовано підійти до визначення умов зниження енергоємності й сили різання в процесі абразивної обробки.

Слід розглянути спрощену розрахункову схему процесу мікрорізання для визначення коефіцієнта різання-дряпання одиничним зерном

$K_{різ} = P_{z1}/P_{y1}$  і умовного напруження різання  $\sigma = P_{z1}/S_{зріз}$ , де  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$  – відповідно, тангенціальна й радіальна складові сили різання, Н;  $S_{зріз}$  – площа поперечного перерізу зрізу одиничним зерном,  $m^2$ .

Спочатку різальне зерно необхідно розглянути у формі сфери радіусом  $R$  (рис. 1.22). Нехай радіальна складова сили різання  $P_{y1}$  підкоряється закону вдавлення зерна в оброблюваний матеріал:

$$P_{y1} = HV \cdot 0,5 \cdot F_{\text{конт}}, \quad (1.95)$$

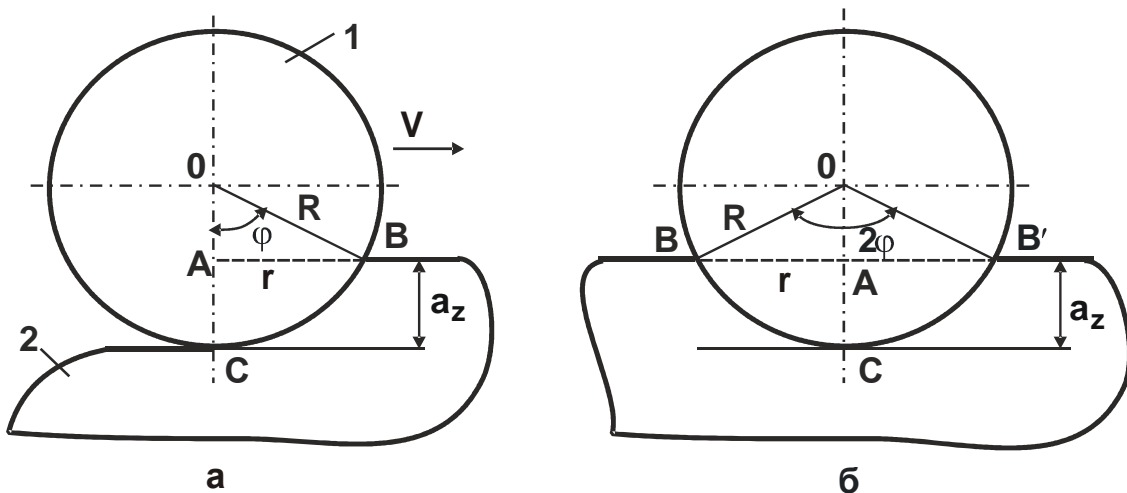
де  $HV$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом,  $H/m^2$ ;

$F_{\text{конт}} = \pi \cdot r^2$  – площа контакту зерна з оброблюваним матеріалом,  $m^2$ ;

$r = R \cdot \sin \varphi$  – умовний радіус контакту зерна з оброблюваним матеріалом, м;

$R$  – радіус зерна, м;

$\varphi$  – половина кута контакту зерна з оброблюваним матеріалом.



**Рис. 1.22. Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання одиничним зерном**

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

Після перетворень залежність (1.95) набуває вигляду:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot HV \cdot R^2 \cdot \sin^2 \varphi . \quad (1.96)$$

Коефіцієнт 0,5 у залежності (1.96) означає те, що в процесі різання з оброблюваним матеріалом не контактує тильна частина різального

зерна, тобто контакт відбувається вздовж лінії АВ (див. рис. 1.22а), а це дорівнює половині площі контакту  $F_{\text{конт}}$ . Тангенціальна складова сили різання визначається залежністю  $P_{z1} = HV \cdot S_{\text{зріз}}$ .

Для визначення площі поперечного перерізу зрізу одиничним зерном  $S_{\text{зріз}}$  необхідно розглянути розрахункову схему, наведену на рис. 1.22б. У результаті отримано:  $S_{\text{зріз}} = S_1 - S_2$ , де  $S_1 = \pi \cdot R^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot \varphi}{2 \cdot \pi}\right)$  – площа сектора BCB' із центральним кутом  $2\varphi$  (у радіанах);  $S_2 = 0,5 \cdot 2 \cdot r \cdot (R - a_z) \cdot \sin \varphi = R \cdot (R - a_z) \cdot \sin \varphi$  – площа трикутника BOB';  $a_z$  – товщина зрізу, м. Після перетворень отримано:

$$S_{\text{зріз}} = R^2 \cdot \varphi - R \cdot (R - a_z) \cdot \sin \varphi. \quad (1.97)$$

Відповідно  $P_{z1}$  виразиться:

$$P_{z1} = HV \cdot R \cdot [R \cdot \varphi - (R - a_z) \cdot \sin \varphi]. \quad (1.98)$$

Коефіцієнт різання-дряпання одиничним зерном визначається відношенням складових сили різання  $P_{z1}$  й  $P_{y1}$ , які описуються залежностями (1.96) і (1.98):

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_{z1}}{P_{y1}} = \frac{HV \cdot R \cdot [R \cdot \varphi - (R - a_z) \cdot \sin \varphi]}{0,5 \cdot \pi \cdot HV \cdot R^2 \cdot \sin^2 \varphi} = \frac{2}{\pi \cdot \sin^2 \varphi} \cdot \left[ \varphi - \left(1 - \frac{a_z}{R}\right) \cdot \sin \varphi \right]. \quad (1.99)$$

З урахуванням  $\cos \varphi = 1 - \frac{a_z}{R}$  (рис. 1.22а) залежність (1.99) виразиться:

$$K_{\text{різ}} = \frac{2}{\pi \cdot \sin^2 \varphi} \cdot [\varphi - \cos \varphi \cdot \sin \varphi]. \quad (1.100)$$

У підсумку отримана залежність, у якій коефіцієнт різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$  виражений цілком однозначно через кут  $\varphi$ . Для аналізу на рис. 1.23 і в табл. 1.16 наведені розрахункові значення коефіцієнта

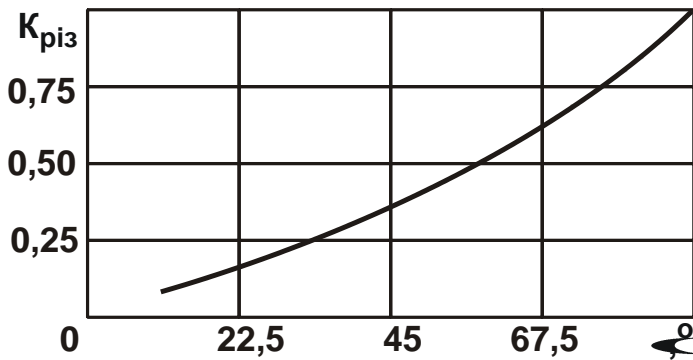


Рис. 1.23 Залежність  $K_{різ}$  від кута  $\varphi$

різання-дряпання  $K_{різ}$  залежно від кута  $\varphi$ . Як видно, зі збільшенням кута  $\varphi$  в межах  $0 \dots 90^\circ$  коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  збільшується в межах  $0 \dots 1,0$ . Виходячи з рис. 1.22, відношення  $a_z/R = 1 - \cos \varphi$ . Отже, збільшення кута  $\varphi$  відповідає збільшенню відношення  $a_z/R$ .

Тому зі збільшенням відношення  $a_z/R$  коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  збільшується.

Таблица 1.16

### Розрахункові значення $K_{різ}$

$\varphi,^\circ$	0	10	20	30	45	60	75	90
$\varphi$ , радіан	0	0,1744	0,349	0,523	0,785	1,044	1,305	1,57
$\sin \varphi$	0	0,1736	0,342	0,5	0,707	0,866	0,9659	1,0
$\cos \varphi$	1,0	0,985	0,9397	0,866	0,707	0,5	0,2588	0
$\sin^2 \varphi$	0	0,03	0,117	0,25	0,5	0,75	0,933	1,0
$\cos \varphi \cdot \sin \varphi$	0	0,171	0,321	0,433	0,5	0,433	0,25	0
$K_{різ}$	—	0,072	0,152	0,23	0,363	0,519	0,72	1,0

Використовуючи залежність (1.100), можна проаналізувати зв'язок коефіцієнта  $K_{різ}$  з відношенням  $a_z/R$ . Для цього в табл. 1.17 наведені розрахункові значення  $a_z/R = 1 - \cos \varphi$ .

Таблица 1.17

### Розрахункові значення відношення $a_z/R$

$\varphi,^\circ$	0	10	20	30	45	60	75	90
$a_z/R$	0	0,015	0,06	0,134	0,293	0,5	0,741	1,0
$K_{різ}$	0	0,0557	0,110	0,165	—	—	—	—

Як видно, зі збільшенням кута  $\varphi$  в межах  $0 \dots 90^\circ$  відношення  $a_z/R$  збільшується в межах  $0 \dots 1,0$ . У таких же межах змінюється коефіцієнт

різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$ . За умови зміни кута  $\varphi$  в межах  $0 \dots 30^\circ$  (див. табл. 1.16) значення  $\sin \varphi$  й  $\varphi$  відрізняються несуттєво. Це дозволяє спростити залежність (1.100), приймаючи  $\sin \varphi \approx \varphi$ :

$$K_{\text{різ}} = \frac{2}{\pi \cdot \sin \varphi} \cdot \left( -\cos \varphi \right) \approx \frac{2}{\pi} \cdot \text{tg} \frac{\varphi}{2}. \quad (1.101)$$

Функція  $\cos \varphi = 1 - \frac{a_z}{R}$ , а функція  $\sin \varphi = \sqrt{1 - \cos^2 \varphi} \approx \sqrt{2 \cdot \frac{a_z}{R}}$ . Тоді коефіцієнт різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$  остаточно набуває вигляду:

$$K_{\text{різ}} = \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (1.102)$$

Як видно, зі збільшенням відношення  $a_z/R$  коефіцієнт різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$  збільшується, однак не за лінійною залежністю.

У табл. 1.17 наведені розраховані за залежністю (1.102) значення  $K_{\text{різ}}$  для  $0 \leq \varphi \leq 30^\circ$  (відповідно, для  $0 \leq a_z/R \leq 0,134$ ). Порівнюючи ці значення зі значеннями коефіцієнта різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$ , наведеними в табл. 1.16, можна зазначити, що вони відрізняються несуттєво. Отже, для розрахунку коефіцієнта різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$  для невеликих кутів  $\varphi \leq 30^\circ$  з достатньою для практики точністю можна використовувати спрощену залежність (1.102).

Професор І. В. Крагельський [23] експериментально встановив, що процес пластичного деформування металу переходить у процес мікрорізання з утворенням стружки за умови  $a_z/R \geq 0,04$ , тобто для кута  $\varphi \geq 16^\circ$ . Виходячи із залежності (1.100), це відповідає  $K_{\text{різ}} \geq 0,121$ . Експериментально встановлено також [101], що процес інтенсивного стружкоутворення в процесі мікрорізання починається за умови  $a_z/R = 0,35$ , тобто для кута  $\varphi = 49^\circ$ . Виходячи із залежності (1.100), це відповідає  $K_{\text{різ}} = 0,408$ .

Слід представити тангенціальну складову сили різання  $P_{z1}$ , що визначається залежністю (1.98), функцією кута  $\varphi$ . Для цього в залежності (1.98) множник  $\left( -a_z \right)$  необхідно виразити через  $\cos \varphi = 1 - a_z/R$ :



$$P_{z1} = HV \cdot R^2 \cdot (\varphi - \cos \varphi \cdot \sin \varphi) = HV \cdot R^2 \cdot (\varphi - 0,5 \cdot \sin 2\varphi). \quad (1.103)$$

Як впливає з отриманої залежності, кут  $\varphi$  неоднозначно впливає на тангенціальну складову сили різання  $P_{z1}$ : за рахунок першого доданка  $P_{z1}$  збільшується, а за рахунок другого доданка – зменшується.

Для визначення екстремального значення кута  $\varphi$  слід підкорити функцію  $P_{z1}$  необхідній умові екстремуму:  $P'_{z1}(\varphi) = 0$ , тоді

$$P'_{z1}(\varphi) = HV \cdot R^2 \cdot (-\cos 2\varphi) = 0. \quad (1.104)$$

З урахуванням тригонометричного відношення  $\cos 2\varphi = 1 - 2 \cdot \sin^2 \varphi$ , отримано:  $\sin^2 \varphi = 0$ , звідки кут  $\varphi = 0$ . Отже, екстремум функції  $P_{z1}$  досягається для кута  $\varphi = 0$ . Для визначення характеру екстремуму функції  $P_{z1}$  необхідно встановити знак другої похідної функції  $P_{z1}$  від кута  $\varphi$ :

$$P''_{z1}(\varphi) = 2 \cdot HV \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi > 0. \quad (1.105)$$

Знак "+" свідчить про наявність мінімуму в точці екстремуму функції  $\bar{\varphi} = (\varphi - 0,5 \cdot \sin 2\varphi)$ , яка входить у залежність (1.103) (рис. 1.24, табл. 1.18). Цим доведено, що зі збільшенням кута  $\varphi$  тангенціальна складова сили різання  $P_{z1}$  безупинно збільшується, досягаючи свого найбільшого значення за умови  $\varphi = 90^\circ$ .

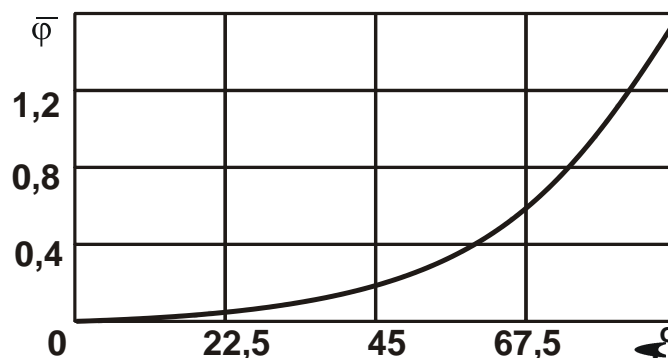


Рис. 1.24. Характер зміни функції  $\bar{\varphi} = (\varphi - 0,5 \cdot \sin 2\varphi)$  від кута  $\varphi$

За даним підходом до розрахунку складових сили різання  $P_{z1}$  й  $P_{y1}$  умовне напруження різання  $\sigma = P_{z1} / S_{зріз}$  з урахуванням  $P_{z1} = HV \cdot S_{зріз}$  дорівнює твердості оброблюваного матеріалу HV (за Віккерсом).

Розрахункові значення функції  $\bar{\varphi} = \varphi - 0,5 \cdot \sin 2\varphi$

$\varphi, ^\circ$	0	10	20	30	45	60	75	90
$\bar{\varphi}$	0	0,0034	0,028	0,09	0,285	0,611	1,055	1,57

Якщо проаналізувати експериментально встановлені дані про характер зміни умовного напруження різання  $\sigma$  (рис. 1.25 [56], рис. 1.26 [101], де  $V_{\text{різ}}$  – швидкість мікрорізання;  $R$  – радіус округлення вершини зерна), то неважко спостерігати змінність даного параметра зі зміною умов процесу мікрорізання. Це не відповідає наведеному теоретичному рішенню та вказує на незалежність умовного напруження різання  $\sigma$  від умов обробки.

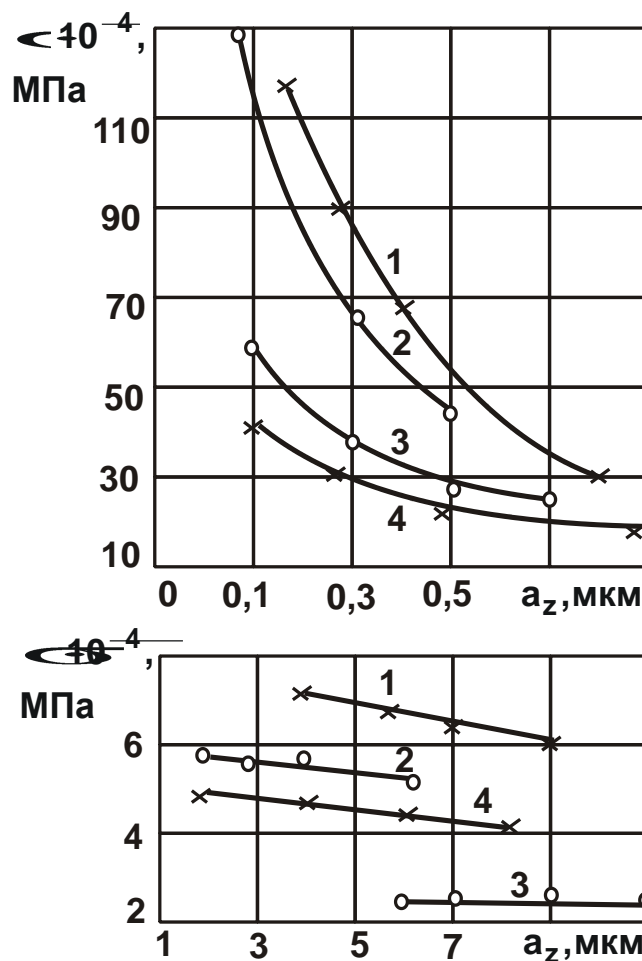


Рис. 1.25. Залежність  $\sigma$  від  $a_z$  для алмазів марок САМ (1; 4) і АСБ(2; 3) зернистістю 250/200 [56]

Умови обробки: а –  $a_z = 0,1 \dots 0,9$  мкм; б –  $a_z = 1 \dots 11$  мкм.

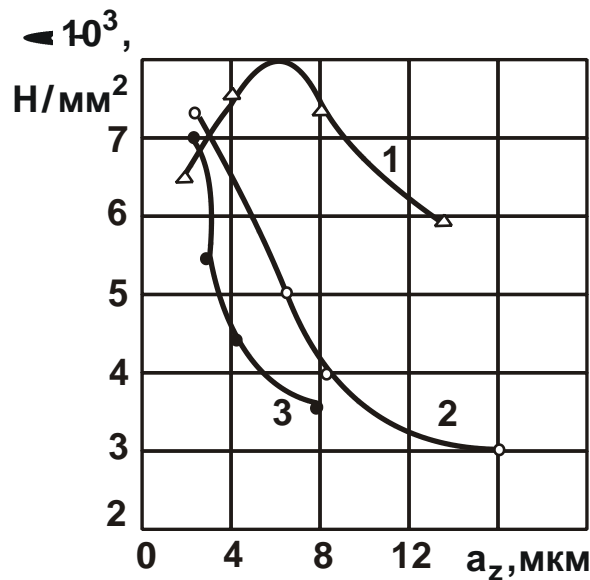


Рис. 1.26. Залежність умовного напруження мікрорізання  $\sigma$  від товщини зрізу  $a_z$  [101]

Умови обробки: 1 -  $V_{різ} = 0,02$  м/с; 2 -  $V_{різ} = 40$  м/с (сталь 3;  $R = 60$  мкм); 3 -  $V_{різ} = 36$  м/с (сталь У8А відпалена;  $R = 70$  мкм).

Якщо ж проаналізувати експериментально встановлені дані про характер зміни коефіцієнта різання-дряпання (рис. 1.27 [77], де  $K_{ш} = K_{різ}$ , рис. 1.28 [101], де  $\frac{P_{y1}}{P_{z1}} = \frac{1}{K_{різ}}$ ), і порівняти їх з наведеними теоретичними рішеннями, то можна зазначити, що вони погодяться. Так, зі збільшенням відношення  $a_z / R$  значення коефіцієнта різання-дряпання  $K_{різ}$ , які встановлені експериментально й аналітично, збільшуються.

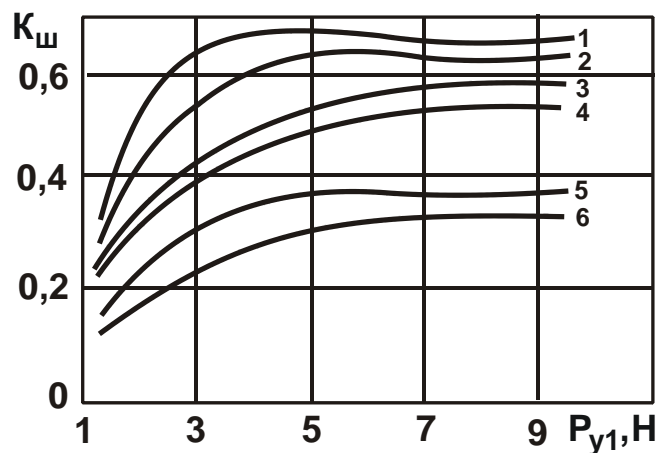


Рис. 1.27. Залежність  $K_{ш}$  від  $P_{y1}$  [77]

Умовні позначення: 1 - мідь (60 HV); 2 - нікель (110 HV); 3 - армко-залізо (118 HV); 4 - сталь 45 (180 HV); 5 - сталь 45 загартована (520 HV); 6 - твердий сплав (1500 HV).

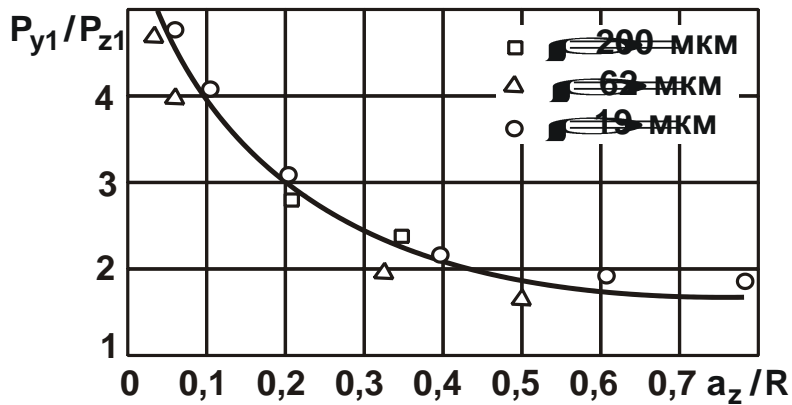


Рис. 1.28. Залежність відношення складових сили різання  $P_{y1}/P_{z1}$  від відношення  $a_z/R$  [101]

З фізичної точки зору розбіжність експериментальних й розрахункових даних умовного напруження різання  $\sigma$  може бути пов'язана з тим, що в розрахунках не враховуються закономірності стружкоутворення процесу мікрорізання одиничним зерном, оскільки розрахунки виконані, за суттю, на основі методики визначення твердості матеріалу за умови вдавнення в нього індентора у формі сфери.

#### 1.4.2. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі диска

Нехай різальне зерно має форму диска (радіусом  $R$  й шириною  $v$ ), який вдавлюється в оброблюваний матеріал на глибину  $a_z$  (рис. 1.29), а виникаючий в зоні контакту диска з матеріалом нормальний тиск дорівнює твердості оброблюваного матеріалу  $HV$  (за Віккерсом). Тоді нормальне зусилля  $dP$ , що діє на елементарній площадці розміром  $v \cdot dl$ , дорівнює:

$$dP = HV \cdot v \cdot dl = HV \cdot v \cdot R \cdot d\varphi, \quad (1.106)$$

де  $dl = R \cdot d\varphi$  – довжина елементарної площадки, м;  
 $d\varphi$  – елементарний кут.

Відповідно, радіальна  $P_{y1}$  й тангенціальна  $P_{z1}$  складові сили різання визначаються:

$$P_{y1} = \int_0^{\varphi} dP \cdot \cos \varphi = \int_0^{\varphi} HV \cdot v \cdot R \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi = HV \cdot v \cdot R \cdot \sin \varphi; \quad (1.107)$$

$$P_{z1} = \int_0^{\varphi} dP \cdot \sin \varphi = HV \cdot v \cdot R \cdot \left( -\cos \varphi \right) \quad (1.108)$$

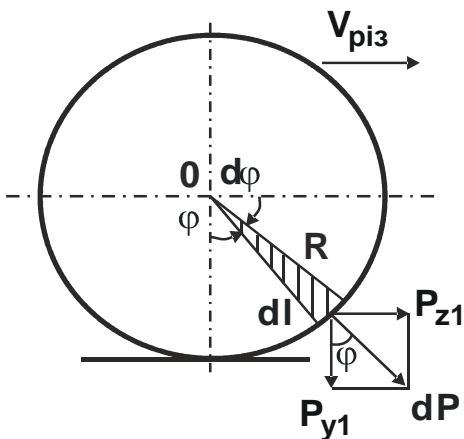


Рис. 1.29. Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання зерном у формі диска

Як видно, зі збільшенням кута  $\varphi$  складові сили різання збільшуються, однак з різною інтенсивністю. Коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ} = P_{z1}/P_{y1}$  з урахуванням залежностей (1.107) і (1.108) визначається:

$$K_{різ} = \frac{-\cos \varphi}{\sin \varphi} = \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \quad (1.109)$$

Із залежності (1.109) випливає, що коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  тим більше, чим більше кут  $\varphi$ . Це свідчить про те, що тангенціальна складова сили різання  $P_{z1}$

зі зростанням кута  $\varphi$  збільшується більш інтенсивно, ніж радіальна складова сили різання  $P_{y1}$ . Залежність (1.109) відрізняється від аналогічної залежності (1.101) лише множником  $2/\pi$ . Значення  $K_{різ}$ , розраховані за залежністю (1.101), менше значень  $K_{різ}$ , розрахованих за залежністю (1.109).

### 1.4.3. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі конуса

Слід розглянути розрахункову схему мікрорізання одиничним зерном у формі конуса (рис. 1.30).

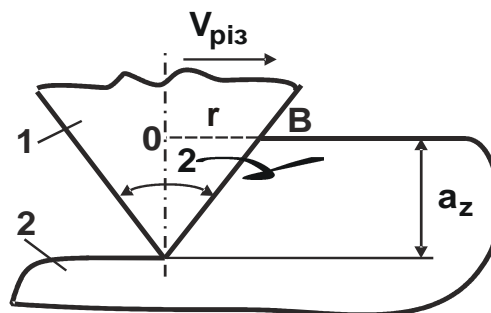


Рис. 1.30. Розрахункова схема процесу мікрорізання одиничним зерном у формі конуса

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

За аналогією з рішенням, наведеним у п. 1.4.2, тангенціальна й радіальна складові сили різання ( $P_{z1}$  і  $P_{y1}$ ) визначаються:

$$P_{z1} = HV \cdot S_{\text{зріз}} = HV \cdot 0,5 \cdot 2 \cdot r \cdot a_z = HV \cdot a_z^2 \cdot \text{tg} \gamma; \quad (1.110)$$

$$P_{y1} = HV \cdot 0,5 \cdot \pi \cdot r^2 = 0,5\pi \cdot HV \cdot a_z^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma, \quad (1.111)$$

де  $S_{\text{зріз}}$  – площа поперечного перерізу зрізу одиничним зерном у формі конуса,  $\text{м}^2$ ;

$r = OB = a_z \cdot \text{tg} \gamma$  – радіус площі контакту зерна з оброблюваним матеріалом,  $\text{м}$ ;

$\gamma$  – половина кута у вершини конусоподібного зерна.

Коефіцієнт 0,5, що входить у залежність (1.111), як і в попередньому рішенні в умовах моделюванні зерна у формі сфери, виражає відсутність контакту тильної частини конусоподібного зерна з оброблюваним матеріалом. Тоді, використовуючи залежності (1.110) та (1.111), коефіцієнт різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$  визначиться:

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_{z1}}{P_{y1}} = \frac{2}{\pi \cdot \text{tg} \gamma}. \quad (1.112)$$

Як впливає із залежності (1.112), коефіцієнт різання-дряпання визначається лише кутом загострення вершини зерна  $2\gamma$ : чим він більше, тим менше  $K_{\text{різ}}$  (табл. 1.19).

Таблиця 1.19

### Розрахункові значення $K_{\text{різ}}$

$\gamma$ , град	30	45	60	75	90
$K_{\text{різ}}$	1,1	0,637	0,368	0,171	0

Як і в попередньому випадку (в умовах мікрорізання одиничним зерном у формі сфери) умовне напруження різання  $\sigma$ , виходячи із залежності (1.110), дорівнює твердості оброблюваного матеріалу  $HV$ .

Аналізуючи залежність (1.112), можна зробити висновок, що коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  не залежить від умов обробки, а визначається лише геометрією різального зерна – кутом  $\gamma$ .

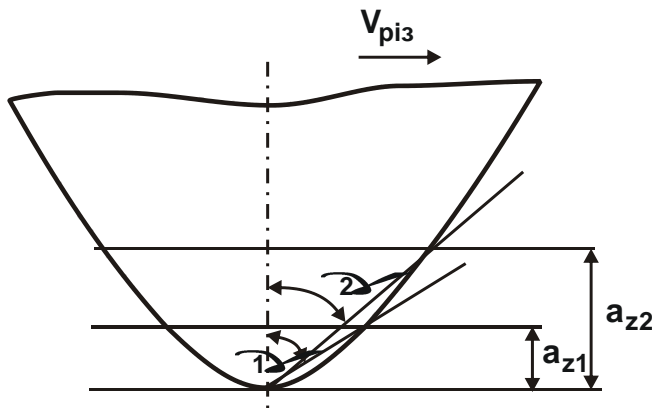


Рис. 1.31. Характер зміни кута  $\gamma$  від товщини зрізу  $a_z$   $\left( \gamma_1 > \gamma_2 \right)$

У реальних умовах різання зерно може набувати форми, що лише наближається до форми конуса (рис. 1.31). Кожному значенню товщини зрізу  $a_z$  відповідає цілком конкретне значення кута  $\gamma$ . Чим більша товщина зрізу  $a_z$ , тим менший кут  $\gamma$ . За такого подання взаємозв'язку між товщиною зрізу  $a_z$  й кутом  $\gamma$ , коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$ , що визначається

залежністю (1.112), змінюється зі зміною товщини зрізу. Так, зі збільшенням товщини зрізу  $a_z$  й відповідно зменшенням кута  $\gamma$  коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  буде безупинно збільшуватися.

Якщо за умови досягнення певної товщини зрізу  $a_z$  кут  $\gamma$  залишається незмінним, то  $K_{різ}$  в залежності від  $a_z$  буде спочатку збільшуватися, а потім залишатися незмінним. Такий характер зміни коефіцієнта різання-дряпання  $K_{різ}$  погодиться з експериментальними даними (див. рис. 1.26 [77]), отриманими в умовах мікрорізання спеціально виготовленим конусом з кутом у вершини  $2\gamma = 120^\circ$  й радіусом округлення вершини конуса 20 мкм. Збільшення радіального зусилля  $P_y$ , що діє на конус, відповідає збільшенню товщини зрізу  $a_z$ , що фактично призводить до залежності  $K_{різ}$  від товщини зрізу  $a_z$ , показаній на рис. 1.26б.

З фізичної точки зору це означає, що внаслідок наявності радіусної частини вершини зерна (конуса), зі збільшенням товщини зрізу  $a_z$  (за рахунок збільшення радіального зусилля  $P_y$ ) кут  $\gamma$  спочатку зменшується до певного значення, потім залишається практично постійним.

Разом із тим, з рис. 1.26 впливає, що зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу, коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  набуває менших значень. Відповідно до ж аналітичної залежності (1.112), твердість

оброблюваного матеріалу не впливає на коефіцієнт  $K_{різ}$ . У цьому полягає розбіжність розрахункових і експериментальних значень  $K_{різ}$ .

Така ж розбіжність спостерігається й під час порівняння експериментальних і теоретичних результатів, наведених у роботі [77]. Авторам даної роботи не вдалося теоретично (аналітично) обґрунтувати вплив твердості оброблюваного матеріалу на коефіцієнт різання-дряпання. У цій же роботі експериментально встановлений суттєвий вплив твердості оброблюваного матеріалу й геометрії різального конуса (кута у його вершини) на умовне напруження різання  $\sigma$  (табл. 1.20 [77]).

Таблиця 1.20

### Експериментальні значення умовного напруження різання $\sigma$

Матеріал	HV, Н/мм <sup>2</sup>	$2\gamma$ , град	$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>
Мідь	600	90	3 170
		120	5 390
		150	8 600
Армко-залізо	1 180	90	6 500
		120	11 000
		150	11 500
Сталь У8	5 600	90	18 000
		120	23 500
		150	40 100

Відповідно до запропонованого в даному підрозділі теоретичного підходу, умовне напруження різання  $\sigma$  дорівнює твердості оброблюваного матеріалу HV. Очевидно, це лише частково підтверджується експериментальними даними (див. табл. 1.20), тому що не відображає суті впливу кута у вершини конуса на умовне напруження різання  $\sigma$ .

Із цього випливає, що формування параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном підкоряється більш складним закономірностям і його не можна аналітично описати достатньо повною мірою з геометричних позицій. Для встановлення більш точних закономірностей процесу мікрорізання необхідно враховувати фізичні умови процесу стружкоутворення, тоді умовне напруження різання буде визначатися не твердістю оброблюваного матеріалу, а напруженням, яке виникає в процесі стружкоутворення.



#### 1.4.4. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі піраміди

Необхідно подати зерно у формі чотиригранної піраміди за умови, що в процесі різання бере участь лише одна передня грань, три інші грані не контактують із оброблюваним матеріалом (рис. 1.32).

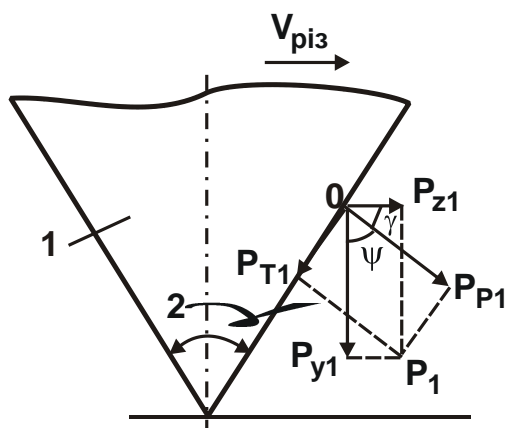


Рис. 1.32. Розрахункова схема складових сили різання

Умовні позначення: 1 – зерно у формі піраміди.

У процесі взаємодії піраміди, що рухається зі швидкістю  $V_{різ}$ , з оброблюваним матеріалом на її передній грані виникає контактне зусилля  $P_{P1}$ , спрямоване вздовж нормалі до грані, і зусилля  $P_{T1}$ , викликане тертям оброблюваного матеріалу з пірамідою й спрямоване уздовж її передньої грані. Тоді результівне зусилля  $P_1$  визначиться:

$$P_1 = \frac{P_{P1}}{\cos\psi}, \quad (1.113)$$

де  $\psi$  – умовний кут тертя ( $\text{tg } \psi = P_{T1}/P_{P1} = f$  – коефіцієнт тертя).

З рис. 1.32 можна визначити коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ} = P_{z1}/P_{y1} = \text{ctg}(\gamma + \psi)$ , де  $\gamma$  – половина кута у вершини різального зерна (піраміди). За умови  $\psi = 0$  буде отримано:  $K_{різ} = \text{ctg}\gamma$ . Отже, коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$  залежить лише від кута  $\gamma$ : чим він більший, тим менше  $K_{різ}$  (табл. 1.21).

Таблиця 1.21

#### Розрахункові значення $K_{різ}$

$\gamma, ^\circ$	0	10	20	30	45	60	75	90
$K_{різ}$ для $\psi = 0$	$\infty$	5,68	2,75	1,73	1,0	0,577	0,27	0
$K_{різ}$ для $\psi = 20^\circ$	2,75	1,73	1,19	0,84	0,46	0,176	–	–
$K_{різ}$ для $\psi = 45^\circ$	1,0	0,7	0,46	0,27	0	–	–	–

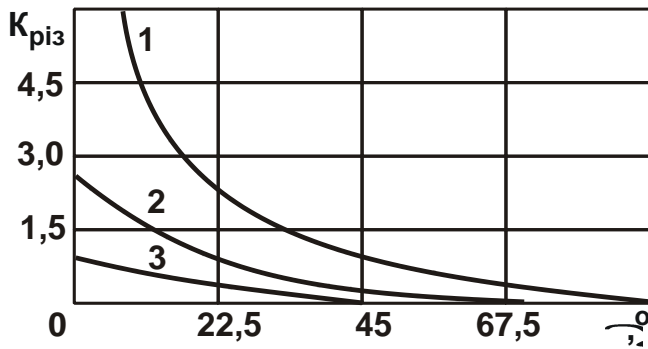


Рис. 1.33. Залежність коефіцієнта різання-дряпання  $K_{piz}$  від кута  $\gamma$  для різних значень кута  $\psi$

Умовні позначення: 1 –  $\psi = 0$ ;

2 –  $\psi = 20^\circ$ ; 3 –  $\psi = 45^\circ$ .

змінюється в меншому діапазоні зміни кута  $\gamma$ . Чим більший умовний кут тертя  $\psi$ , тим менший діапазон зміни кута  $\gamma$ , тому що за найменшого значення  $K_{piz} = 0$  між кутами  $\psi$  й  $\gamma$  існує зв'язок  $\psi + \gamma = 90^\circ$ . Наприклад, якщо врахувати, що в середньому  $\psi = 30^\circ$ , то, відповідно до залежності  $K_{piz} = \text{ctg}(\alpha + \psi)$ , кут не може бути більше  $60^\circ$ . У протилежному випадку процес різання нездійснений.

Зменшення умовного кута тертя  $\psi \rightarrow 0$  розширює можливості процесу різання: обробку можна виконувати з переднім кутом  $\gamma \rightarrow 90^\circ$ , тобто практично затупленими зернами. Але найбільш суттєвим чинником збільшення коефіцієнта різання-дряпання  $K_{piz}$ , а, отже, підвищення ефективності процесу мікрорізання, необхідно розглядати перехід від негативного переднього кута інструмента  $\gamma$  до позитивного кута, який використовується в лезових різальних інструментах. У цьому випадку залежність  $K_{piz} = \text{ctg}(\alpha + \psi)$  видозміниться  $K_{piz} = \text{ctg}(\alpha - \psi)$ .

За умови  $\gamma \rightarrow \psi$  справедлива умова  $K_{piz} \rightarrow \infty$ . Отже, за рахунок застосування позитивного переднього кута інструмента  $\gamma$  можна в більших межах змінювати коефіцієнт різання-дряпання  $K_{piz}$ , незалежно від умовного кута тертя  $\psi$ , тобто незалежно від інтенсивності процесу тертя оброблюваного матеріалу (стружки) з передньою поверхнею інструмента.

Виходячи з рис. 1.32, можна визначити складові сили різання  $P_{z1}$  й  $P_{y1}$  з урахуванням відношення  $P_{T1}/P_{P1} = \text{tg} \psi = f$ , а також  $K_{piz}$ :

Поява в наведеній залежності  $K_{piz} = \text{ctg}(\alpha + \psi)$  умовного кута тертя  $\psi$  змінює характер взаємозв'язку між параметрами  $K_{piz}$  і  $\gamma$  відповідно до залежності  $K_{piz} = \text{ctg} \gamma$  (рис. 1.33). Як випливає з рис. 1.33, за умови  $\psi = 0$  коефіцієнт різання-дряпання  $K_{piz}$  змінюється в нескінченних межах  $\infty \dots 0$ . За умови  $\psi > 0$  він, по-перше, набуває кінцевих значень, а по-друге,

$$P_{z1} = P_{P1} \cdot \cos \gamma - P_{T1} \cdot \sin \gamma = P_{P1} \cdot \cos \gamma \cdot (-f \cdot \operatorname{tg} \gamma); \quad (1.114)$$

$$P_{y1} = P_{P1} \cdot \sin \gamma + P_{T1} \cdot \cos \gamma = P_{P1} \cdot \cos \gamma \cdot (\operatorname{tg} \gamma + f); \quad (1.115)$$

$$K_{\text{різ}} = \frac{1 - f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{\operatorname{tg} \gamma + f}. \quad (1.116)$$

Як впливає із залежності (1.116), зі збільшенням коефіцієнта тертя  $f$  й переднього кута  $\gamma$  коефіцієнт різання-дряпання  $K_{\text{різ}}$  зменшується, що відповідає залежності  $K_{\text{різ}} = \operatorname{ctg}(\alpha + \psi)$ . Від залежності (1.116) на основі тригонометричних перетворень нескладно перейти до залежності  $K_{\text{різ}} = \operatorname{ctg}(\alpha + \psi)$ .

Аналіз залежностей (1.114) і (1.115) показує, що присутність у них других доданків, пов'язаних з урахуванням процесу тертя, призводить до зменшення  $P_{z1}$  й збільшення  $P_{y1}$ . За певних умов тангенціальна складова сили різання  $P_{z1}$  може дорівнювати нулю. На рис. 1.34 графічно показаний характер зміни першого й другого доданків залежності (1.114), а також тангенціальної складової сили різання  $P_{z1}$  від кута  $\gamma$ .

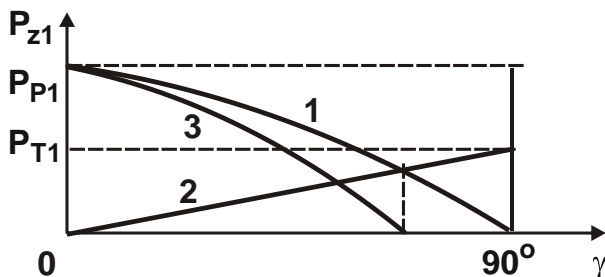


Рис. 1.34. Характер зміни першого (1) і другого (2) доданків залежності (1.114), а також тангенціальної складової сили різання  $P_{z1}$  (3) від кута  $\gamma$

Як впливає з рис. 1.34, зі збільшенням кута  $\gamma$  тангенціальна складова сили різання  $P_{z1}$  зменшується до нуля.

На основі залежності (1.114) можна визначити умовне напруження різання  $P_{P1} = p_1 \cdot S_{\text{зріз}} / \cos \gamma$ , розглядаючи контактне зусилля  $P_{P1}$  у вигляді:  $P_{P1} = p_1 \cdot S_1$ , де  $p_1$  — контактний тиск,  $\text{H}/\text{m}^2$ ;  $S_1$  — площа контакту передньої грані піраміди з оброблюваним матеріалом,  $\text{m}^2$ .

З рис. 1.32 нескладно встановити зв'язок між площею поперечного перерізу зрізу  $S_{\text{зріз}}$  й площею контакту передньої грані піраміди з оброблюваним матеріалом  $S_1$ . Він виражається у вигляді:  $S_{\text{зріз}} / S_1 = \cos \gamma$ . Тоді залежність  $P_{P1} = p_1 \cdot S_1$  набуде вигляду:

$$P_{P1} = p_1 \cdot \frac{S_{\text{зріз}}}{\cos \gamma}. \quad (1.117)$$

Підставляючи залежність (1.117) в (1.114), отримано:

$$P_{z1} = p_1 \cdot S_{зріз} \cdot (-f \cdot \operatorname{tg} \gamma); \quad (1.118)$$

$$\sigma = p_1 \cdot (-f \cdot \operatorname{tg} \gamma). \quad (1.119)$$

Із залежності (1.119) випливає, що зі збільшенням кута  $\gamma$  умовне напруження різання  $\sigma$  зменшується. Це фактично збігається з характером зміни тангенціальної складової сили різання  $P_{z1}$  відповідно до залежності (1.114). Разом із тим, як встановлено експериментально (табл. 1.20 [77]), зі збільшенням кута у вершини зерна (конуса) умовне напруження різання  $\sigma$  збільшується.

Таким чином, отримано суперечливий результат, який вказує на те, що достовірний розрахунок умовного напруження різання можна виконати лише з урахуванням закономірностей стружкоутворення в процесі мікрорізання одиничним зерном. Отже, ґрунтуючись на закономірностях зміни складових сили різання  $P_{z1}$  й  $P_{y1}$  в умовах вдавлювання різального зерна в оброблюваний матеріал, можна визначити з певним ступенем вірогідності лише коефіцієнт різання-дряпання  $K_{різ}$ , який обумовлений, насамперед, формою різальної передньої поверхні зерна.

## **1.5. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном з урахуванням закономірностей стружкоутворення**

### **1.5.1. Спрощена розрахункова схема процесу мікрорізання одиничним зерном**

Для розрахунків варто скористатися теоретичним підходом, запропонованим у роботах [49; 90], що дозволяє в загальному вигляді визначити положення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ , коли виникає в умовній площині зсуву дотичне напруження  $\tau$  набуває найбільшого значення (рис. 1.35).

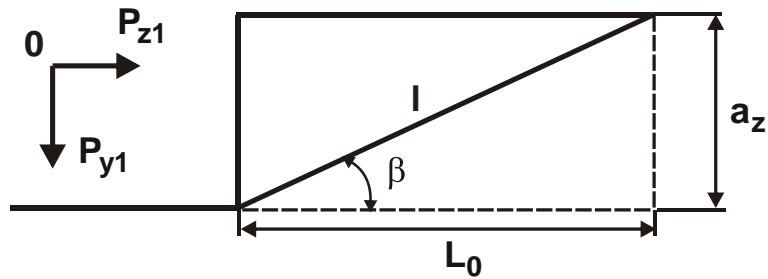


Рис. 1.35. Спрощена розрахункова схема параметрів стружкоутворення в процесі мікрорізання одиничним зерном

Згідно з даним підходом визначається дотичне напруження, що діє в площині, розташованій під кутом  $\beta$  до напрямку руху різального зерна:

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a_z \cdot b} \cdot (P_{z1} \cdot \cos \beta - P_{y1} \cdot \sin \beta) \quad (1.120)$$

і встановлюється екстремальне значення кута  $\beta$  відповідно до необхідної умови екстремуму:  $\tau'_{\beta} = 0$ , тобто

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{P_{z1}}{P_{y1}} = K_{\text{різ}} \quad (1.121)$$

Знаючи екстремальне значення кута  $\beta$ , із залежності (1.120) можна визначити тангенціальну складову сили різання  $P_{z1}$  для випадку  $K_{\text{різ}} < 1$ :

$$P_{z1} = \frac{4 \cdot S_{\text{зріз}} \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \quad (1.122)$$

де  $S_{\text{зріз}}$  – площа поперечного перерізу зрізу,  $\text{м}^2$ .

Тоді умовне напруження різання  $\sigma = P_{z1} / S_{\text{зріз}}$  виразиться:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \quad (1.123)$$

З урахуванням отриманої залежності  $K_{\text{різ}} = P_{z1} / P_{y1} = \operatorname{ctg}(\psi + \varphi)$  стосовно процесу мікрорізання одиничним зерном у формі чотиригранної піраміди, умовне напруження різання  $\sigma$  набуде вигляду:

$$\sigma = 4 \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \varphi) \quad (1.124)$$

Як видно, зі збільшенням кута у вершини зерна  $\gamma$  умовне напруження різання  $\sigma$  збільшується. Це погодиться з експериментальними даними [18], зокрема, наведеними в табл. 1.20 [77].

Збільшення умовного кута тертя  $\psi$  (або коефіцієнта тертя  $f = \operatorname{tg} \psi$ ) призводить до збільшення  $\sigma$ , що також погодиться із практичними даними. Отже, залежність (1.124), отримана з урахуванням закономірностей стружкоутворення в процесі мікрорізання, відмінна від аналогічної залежності (1.119) й дозволяє наблизити теоретичні результати до експериментальних.

Використовуючи залежність (1.124), можна провести аналіз характеру зміни умовного напруження різання  $\sigma$  зі збільшенням товщини зрізу  $a_z$  в процесі мікрорізання одиничним зерном. Залежність (1.124) не містить товщину зрізу  $a_z$ . Про вплив товщини зрізу  $a_z$  на умовне напруження різання  $\sigma$  можна судити побічно за величиною зміни кута  $\gamma$ .

Якщо різальне зерно має форму ідеальної піраміди, тобто без округлення її вершини (радіус округлення дорівнює нулю), то незалежно від зміни товщини зрізу  $a_z$  кут  $\gamma$  буде залишатися незмінним. У цьому випадку залежність  $\sigma$  від  $a_z$  буде мати вигляд, показаний на рис. 1.36а.

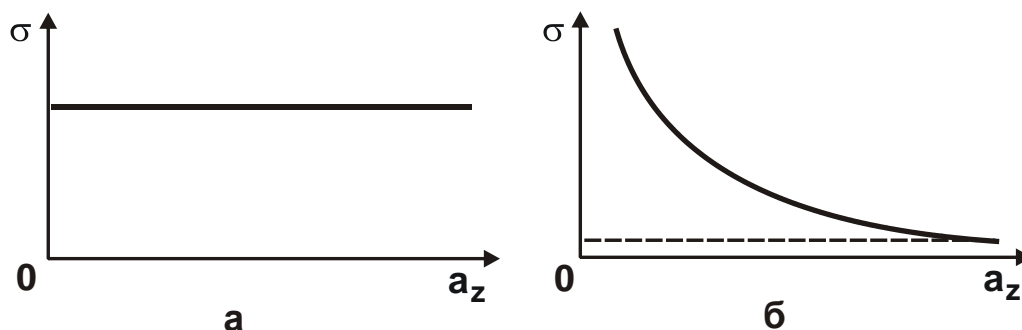


Рис. 1.36. Характерні залежності  $\sigma$  від  $a_z$

Якщо ж піраміда має округлення вершини, то в міру збільшення товщини зрізу  $a_z$  умовний передній кут  $\gamma$  (як це показано в загальному вигляді на рис. 1.30) буде зменшуватися, що, відповідно до залежності (1.124), призведе до зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  (рис. 1.36б). Однак зменшення  $\sigma$  буде не нескінченним, а обмеженим граничним значенням кута  $\gamma$ , за умови досягнення якого вплив товщини зрізу  $a_z$  на кут  $\gamma$  і, відповідно,  $\sigma$  буде відсутній.

Із цього можна зробити висновок, що чим менший радіус округлення вершини зерна (піраміди), тим менша відмінність умовного напруження

різання за умов досягнення невеликих товщин зрізу  $a_z \rightarrow 0$  й товщин зрізу, що відповідають сталим значенням  $\gamma$  і  $\sigma$ .

Проведений теоретичний аналіз зміни умовного напруження різання  $\sigma$  від товщини одиничного зрізу  $a_z$  погодиться з експериментальними даними (див. рис. 1.25 [56]). Спочатку зі збільшенням товщини зрізу спостерігається інтенсивне зменшення умовного напруження різання  $a_z$ . Для значень товщин зрізів 1 ... 10 мкм зменшення  $a_z$  практично не відбувається. Цим показано, що умовне напруження різання  $\sigma$  зі збільшенням товщини зрізу  $a_z$  прагне набувати мінімального значення, яке, судячи з наведеної залежності (1.124), визначається найменшим значенням умовного кута у вершини різального зерна (піраміди).

З рис. 1.25 [56] також впливає, що на умовне напруження різання  $\sigma$  впливає марка алмазного різального зерна. Виходячи з наведеної залежності (1.124), це знову ж може бути пов'язане зі зміною умовного кута  $\gamma$  зі збільшенням товщини зрізу. Алмазні зерна, що характеризуються найменшим кутом  $\gamma$ , забезпечують найменші значення умовного напруження різання.

### 1.5.2. Уточнена розрахункова схема процесу мікрорізання одиничним зерном

Для отримання простих інженерних залежностей, що описують параметри процесу мікрорізання одиничним зерном, слід розглянути спрощену розрахункову схему (рис. 1.37 [29]), у якій контактний тиск  $p$  рівномірно розподілений уздовж дуги контакту зерна з оброблюваним матеріалом. Проектуючи тиск  $p$  на умовну площину зсуву, розташовану під кутом  $\beta$ , отримано вираз для розрахунку сили, що викликає зсув елемента матеріалу в напрямку умовної площини зсуву:

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} p \cdot v \cdot R \cdot \cos(\varphi + \beta) d\varphi = p \cdot v \cdot R \cdot \left[ \sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta) \right], \quad (1.125)$$

де  $90^\circ - \varphi_0$  – кут контакту зерна з оброблюваним матеріалом;

$v$  – ширина контакту зерна з оброблюваним матеріалом, м;

$R$  – радіус округлення вершини різального зерна, м.

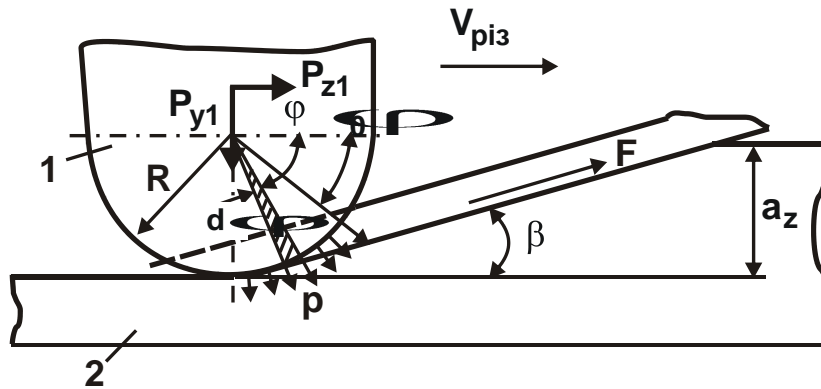


Рис. 1.37. Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання  
Умовні позначення: 1 – зерно; 2 – оброблюваний матеріал.

Дотичне напруження в умовній площині зсуву матеріалу визначається:

$$\tau = \frac{F}{a_z \cdot b} \cdot \sin \beta = \frac{p \cdot R}{a_z} \cdot \sin \beta \cdot \left[ \sin(90^\circ + \beta) \sin \varphi_0 + \beta \right] \quad (1.126)$$

Положення умовної площини зсуву матеріалу визначає такий кут  $\beta$ , за умови досягнення якого дотичне напруження  $\tau$  максимального. Підкоряючи дотичне напруження  $\tau$  необхідній умові екстремуму  $d\tau_\beta = 0$ , отримане рівняння для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ :

$$\cos \beta \cdot \left[ \sin(90^\circ + \beta) \sin \varphi_0 + \beta \right] + \sin \beta \cdot \left[ \cos(90^\circ + \beta) \cos \varphi_0 + \beta \right] = 0. \quad (1.127)$$

Після тригонометричних перетворень рівняння (1.127) отримано:

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (1.128)$$

Аналіз залежності (1.128) показує, що умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  за умови  $\varphi_0 = 0$  може змінюватися в межах  $0 \dots 22,5^\circ$ . Такі значення  $\beta$  відповідають експериментальним даним [22; 30; 95]. Кут  $\varphi_0$  залежить від параметрів процесу стружкоутворення й визначається з умови досягнення в умовній площині зсуву матеріалу граничної сили  $F$ , рівної:

$$F = \tau_{зсув} \cdot \frac{b \cdot a_z}{\sin \beta}. \quad (1.129)$$



Порівнюючи значення сили  $F$ , які визначаються залежностями (1.125) й (1.129), з урахуванням  $\sin \beta \approx \beta$ ;  $\cos \beta \approx 1$  (у силу малості кута  $\beta$ ) і приймаючи в першому наближенні величину  $P$  рівною твердості оброблюваного матеріалу  $HV$  (за Віккерсом), отримано:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{\tau_{3\text{сув}}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (1.130)$$

Відповідно кут  $\varphi_0$  визначиться:

$$\varphi_0 = \frac{\pi}{2} - 4\beta = \frac{\pi}{2} - \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{3\text{сув}}}{HV} \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (1.131)$$

Тангенціальна  $P_{z1}$  й радіальна  $P_{y1}$  складові сили різання, коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$ , умовне напруження різання  $\sigma$  й питома інтенсивність знімання матеріалу  $\lambda$  описуються аналітичними залежностями:

$$\begin{aligned} P_{z1} &= \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot v \cdot R \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi = 8 \cdot HV \cdot v \cdot R \cdot \beta^2 = v \cdot \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{3\text{сув}}^2 \cdot a_z^2 \cdot HV \cdot R} = \\ &= v \cdot R \cdot \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{3\text{сув}}^2 \cdot HV \cdot \alpha^2}; \end{aligned} \quad (1.132)$$

$$\begin{aligned} P_{y1} &= \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot v \cdot R \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi = 4 \cdot HV \cdot v \cdot R \cdot \beta = v \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{3\text{сув}} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \\ &= v \cdot R \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{3\text{сув}} \cdot HV^2 \cdot \alpha}; \end{aligned} \quad (1.133)$$

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_{z1}}{P_{y1}} = 2 \cdot \beta = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{3\text{сув}}}{HV} \cdot \frac{a_z}{R}} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{3\text{сув}}}{HV} \cdot \alpha}; \quad (1.134)$$

$$\sigma = \frac{P_{z1}}{v \cdot a_z} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{3\text{сув}}^2 \cdot HV \cdot R}{a_z}} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{3\text{сув}}^2 \cdot HV}{\alpha}}; \quad (1.135)$$

$$\lambda = \frac{V_{\text{кр}} \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma} = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{\text{зсув}}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot \text{HV} \cdot R}\right)^2} = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{\text{зсув}}} \cdot \left(\frac{\alpha}{4 \cdot \text{HV}}\right)^2}, \quad (1.136)$$

де  $\alpha = a_z / R$ ;

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

Аналіз наведених залежностей показав таке:

1) складові сили різання  $P_{z1}$  й  $P_{y1}$  збільшуються зі збільшенням товщини зрізу  $a_z$ , радіуса округлення вершини різального зерна  $R$ , межі міцності на зсув  $\tau_{\text{зсув}}$  й твердості  $\text{HV}$  оброблюваного матеріалу. У цьому разі  $P_{z1}$  більшою мірою визначається параметрами  $\tau_{\text{зсув}}$  й  $a_z$ , а  $P_{y1}$  – параметрами  $\text{HV}$  і  $R$ , що обумовлено особливостями механізмів формування складових сили різання:  $P_{z1}$  – деформацією зсуву матеріалу, а  $P_{y1}$  – деформацією зминання матеріалу в умовах вдавлювання зерна;

2) коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  однозначно визначається умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ : чим більше  $\beta$ , тим більше  $K_{\text{різ}}$  й вища ефективність процесу мікрорізання;

3) умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  й коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  залежать від відношення  $a_z/R$ : з його збільшенням параметри  $\beta$  й  $K_{\text{різ}}$  збільшуються, що погодиться з експериментальними даними, наприклад, наведеними на рис. 1.38 [30];

4) коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  залежить від відношення  $\tau_{\text{зсув}}/\text{HV}$ : чим воно більше, тим більше  $K_{\text{різ}}$  й вища ефективність процесу мікрорізання. Цим пояснюється різна оброблюваність матеріалів в умовах шліфування, що спостерігається на практиці;

5) умовне напруження різання  $\sigma$ , аналогічно коефіцієнту різання  $K_{\text{різ}}$ , визначається відношенням  $a_z/R$ : з його збільшенням  $\sigma$  зменшується, що погодиться з багатьма експериментальними даними, наведеними в науково-технічній літературі [30; 74; 88; 95]. Умовне напруження різання  $\sigma$  більшою мірою залежить від  $\tau_{\text{зсув}}$ , ніж від  $\text{HV}$ , що обумовлено взаємозв'язком  $\sigma$  з тангенціальною складовою сили різання  $P_{z1}$ .

Параметри  $\sigma$  й  $K_{\text{різ}}$  несуттєво змінюються зі зміною параметрів  $R$  і  $a_z$ , що погодиться з експериментальними даними (рис. 1.38 [30]).

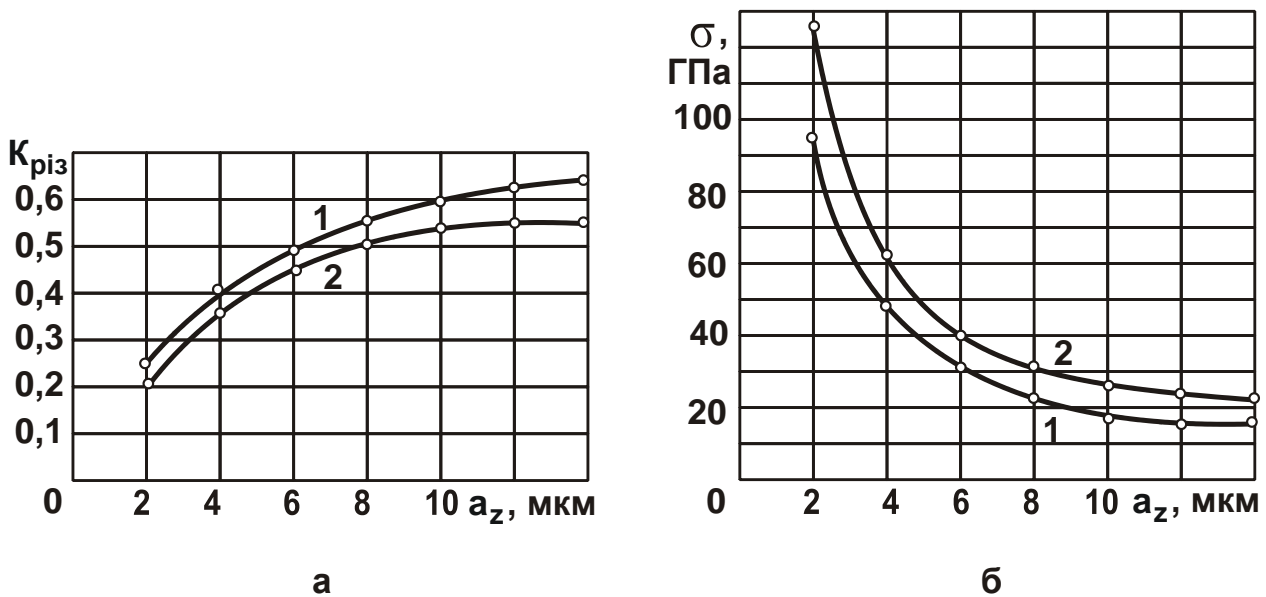


Рис. 1.38. Вплив товщини зрізу  $a_z$  на коефіцієнт різання  $K_{різ}$  (а) і умовне напруження різання  $\sigma$  (б) [30]

Умови мікрорізання: алмазне зерно АС50; швидкість різання  $V = 20$  м/с.

Умовні позначення: оброблюваний матеріал: 1 – твердий сплав Т15К6; 2 – твердий сплав ТН-20.

Основним шляхом збільшення питомої інтенсивності знімання матеріалу  $\lambda$ , відповідно до залежності (1.136), є збільшення відношення  $a_z/R$ . Збільшення швидкості круга  $V_{кр}$ , як відомо, призводить до зменшення товщини зрізу  $a_z$  під час шліфування й збільшення площадок зношування на зернах, тобто до збільшення параметра  $R$ . Тому домогтися лінійного збільшення питомої інтенсивності знімання матеріалу  $\lambda$  від збільшення  $a_z$  складно. Зі збільшенням межі міцності на зсув  $\tau_{зсув}$  й твердості  $HV$  оброблюваного матеріалу параметр  $\lambda$  зменшується, що знижує ефективність шліфування.

З наведених залежностей випливає важливий результат, пов'язаний з тим, що добуток параметрів  $\sigma$  і  $K_{різ}$  є постійною величиною

$$K_{різ} \cdot \sigma = 4 \cdot \tau_{зсув} \quad (1.137)$$

Даний результат має практичне значення. Наприклад, порівнюючи зі значенням  $4 \cdot \tau_{зсув}$  експериментально встановлений в умовах мікрорізання або шліфування добуток параметрів  $K_{різ} \cdot \sigma$ , можна визначити частку різання й частку тертя в загальному енергетичному балансі процесу мікрорізання або процесу шліфування.

З наведених залежностей випливає, що відношення  $\alpha = a_z / R$  по-різному впливає на параметри силової напруженості процесу мікрорізан-ня: чим більше  $\alpha$ , тим більше  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$ ,  $K_{різ}$ ,  $\lambda$  і менше  $\sigma$  й, відповідно, вища ефективність процесу мікрорізан-ня.

Згідно з експериментальними даними професора М. І. Богомолова [7], граничне значення відношення  $a_z / R$ , за умови досягнення якого процес мікрорізан-ня (з утворенням стружки) переходить у процес тертя й пластичного деформування оброблюваного матеріалу (без утворення стружки), змінюється в діапазоні 0,04 ... 0,08, а за експериментальними даними професора І. В. Крагельського [23] – в діапазоні 0,14 ... 0,17. Тому з метою здійснення ефективного стружкоутворення в процесі різання необхідне відношення  $a_z / R$  збільшувати за рахунок збільшення товщини зрізу  $a_z$  або зменшення радіуса округлення вершини різального зерна  $R$ .

## 1.6. Умови зниження силової напруженості процесу абразивної обробки

З огляду на суттєвий вплив відношення  $\alpha = a_z / \rho$  на параметри силової напруженості процесу абразивної обробки, важливим завданням є пошук шляхів зменшення граничних значень  $\alpha$ . Граничні значення  $\alpha$  досягаються за умови  $\beta = 0^\circ$ . Тому, використовуючи розрахункову схему стружкоутворення в процесі різання (див. рис. 1.35) та методику розрахунку параметрів силової напруженості процесу різання [90], слід провести більш детальний аналіз умови  $\beta = 0^\circ$ .

Відділення елементарних об'ємів матеріалу відбувається вздовж умовної площини зсуву від дії складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$ . Дотичне напруження  $\tau$ , що виникає в умовній площині зсуву, розташованій під кутом  $\beta$  до напрямку руху абразивного зерна, визначається:

$$\tau = \frac{P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta}{a_z \cdot b} \cdot \sin \beta. \quad (1.138)$$

Зі збільшенням кута  $\beta$  дотичне напруження  $\tau$  змінюється за екстремальною залежністю. Тому, підкоряючи функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму  $\tau'_\beta = 0$ , отримано:  $\operatorname{tg} 2\beta = K_{різ} = P_z / P_y$ . Виконати умову  $\beta = 0$  можна шляхом зменшення коефіцієнта  $K_{різ} \rightarrow 0$ . Очевидно це призводить

до суттєвого перевищення  $P_y$  над  $P_z$ . Отже, виконання умови  $\beta = 0$  за даною схемою стружкоутворення припускає підвищення силової напруженості процесу різання.

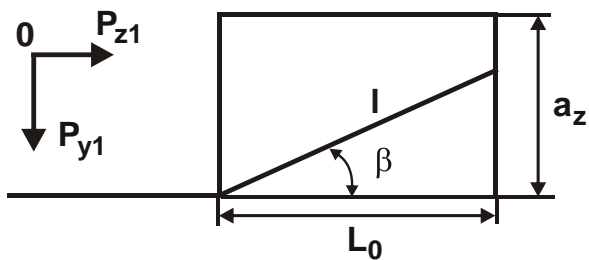


Рис. 1.39. Розрахункові схеми параметрів стружкоутворення в процесі різання

Важливо розглянути розрахункову схему стружкоутворення в процесі переривчастого мікрорізання (рис. 1.39), коли довжина зрізу  $l$  менше довжини площини зсуву  $L_0$  в умовах звичайного мікрорізання (див. рис. 1.35). Дотичне напруження  $\tau$ , що виникає в умовній площині зсуву, в цьому випадку визначається:

$$\tau = \frac{P_y \cdot K_{\text{різ}} \cdot \cos^2 \beta - 0,5 \cdot \sin 2\beta}{v \cdot l} \quad (1.139)$$

Як видно, найбільше (позитивне) значення функції  $\tau$  для різних значень  $K_{\text{різ}}$  досягається за умови  $\beta = 0$ . Це вказує на те, що зсув оброблюваного матеріалу відбудеться в умовній площині, розташованій під кутом  $\beta = 0$ . У цьому випадку умова  $\beta = 0$  виконується в процесі стружкоутворення, тоді як у рішеннях, отриманих на основі розрахункової схеми, показаної на рис. 1.35, ця умова виконувалася лише в процесі пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу, коли процес стружкоутворення нездійснений. У результаті отримано принципово нове вирішення, що виключає обмеження на відношення  $a_z / \rho$ . У цьому випадку поняття "граничні значення відношення  $a_z / \rho$ " фактично втрачає фізичний зміст. У цьому неважко переконатися з аналізу залежності (1.139). Приймаючи умови:  $\tau = \tau_{\text{зсув}}$  і  $\beta = 0$  залежність (1.139) спроститься й набуде вигляду:

$$P_z = \tau_{\text{зсув}} \cdot v \cdot l. \quad (1.140)$$

Із залежності (1.140) випливає, що умова зсуву матеріалу в площині, розташованій під кутом  $\beta = 0$ , визначається лише тангенціальною складовою сили різання  $P_z$ , яка залежить від геометричних параметрів  $v$ ,  $l$  і  $\tau_{\text{зсув}}$ . За умови  $l \rightarrow 0$  можна суттєво зменшити  $P_z$ .

Таким чином, визначені умови, що дозволяють зменшити граничні значення відношення  $a_z / \rho$  аж до нуля. Це відкриває нові можливості інтенсифікації процесів фінішної механічної обробки й забезпечення надзвичайно високих показників точності й шорсткості обробки. Практичною реалізацією даного вирішення може бути застосування абразивної обробки (зв'язаним і вільним абразивом) зі змінною в часі траєкторією утворення мікрорізів, яка в ідеалі може забезпечити взаємоперпендикулярне накладення мікрорізів абразивними зернами, наприклад в умовах процесу хонінгування.

## Висновки до розділу 1

1. Запропоновано два теоретичних підходи до визначення параметрів силової напруженості процесу різання, які відрізняються межами зміни умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу. Показано, що застосування теоретичного підходу, заснованого на відомому рішенні про руйнування бруса під дією поздовжніх сил, в умовах негативних передніх кутів інструмента призводить до негативних значень умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, складових сили різання й умовного напруження різання, що не відповідає умовам стружкоутворення в процесі різання. Застосування теоретичного підходу, запропонованого професором К. О. Зворикіним, приводить до позитивних значень параметрів силової напруженості процесу різання у всьому можливому діапазоні зміни передніх кутів інструмента (включаючи й негативні значення). Це більше відображає закономірності стружкоутворення в процесі різання.

2. Виконано розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання лезовим інструментом, у тому числі й на основі використання поняття про окружності однакових напружень. Показано високий ступінь збіжності результатів розрахунків за двома методами.

3. Виконано розрахунок параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним абразивним зерном і встановлено, що отримати результати, близькі до експериментальних даних, можна лише з урахуванням закономірностей стружкоутворення в процесі мікрорізання.

4. Отримані аналітичні залежності параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним абразивним зерном містять характеристики міцності й твердості оброблюваного матеріалу, а також відношення товщини зрізу до радіуса округлення вершини різального зерна, що погодиться з відомими експериментальними даними.

## Розділ 2

### Умови підвищення точності й продуктивності обробки матеріалів різанням

#### 2.1. Пружні переміщення, виникаючі в технологічній системі в процесі різання та шліфування

У процесі виготовлення відповідальних деталей машин надзвичайно актуальна проблема забезпечення високої точності обробки, особливо за рахунок керування пружними переміщеннями елементів технологічної системи, які, як правило, визначають параметри точності обробки. У загальному вигляді величина пружного переміщення  $y$  визначається відношенням радіальної складової сили різання  $P_y$  та жорсткості технологічної системи  $c$ . Приймаючи  $P_y = P_{y1}$  й, виходячи із залежності (1.133), визначена величина пружного переміщення, яка виникає в технологічній системі в процесі вільного різання лезовим інструментом:

$$y = \frac{P_{y1}}{c} = \frac{v \cdot R}{c} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зсув} \cdot HV^2 \cdot \alpha}, \quad (2.1)$$

де  $R$  – радіус округлення вершини леза інструмента, м.

Основними умовами зменшення величини  $y$  й, відповідно, підвищення точності обробки є зменшення параметрів  $v$ ,  $R$  і збільшення  $c$ , а також зменшення відношення  $\alpha = a_z / R$  до значення, близького до граничного, за умови якого можливий перехід від процесу різання до процесу тертя й пластичного деформування оброблюваного матеріалу (рис. 2.1). Однак відношення  $\alpha = a_z / R$  незначно впливає на величину  $y$ , оскільки входить у залежність (2.1) зі ступенем 0,33. Тому більш ефективно зменшувати величину  $y$  шляхом зменшення параметра  $R$ , забезпечуючи високу гостроту різального леза інструмента. Домогтися суттєвого зменшення параметра  $R$  можна в умовах абразивної обробки.

Використовуючи (1.134), (1.135) і залежність для визначення сумарної миттєвої площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга  $S_{\text{сум}} = Q / V_{\text{кр}}$ , можна визначити тангенціальну  $P_z$  й радіальну  $P_y$  складові сили різання під час шліфування (рис. 2.2):

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{сум}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{\text{зсув}}^2 \cdot HV}{\alpha}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}; \quad (2.2)$$

$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot HV^2}{\alpha^2}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (2.3)$$

де  $Q$  – продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ .

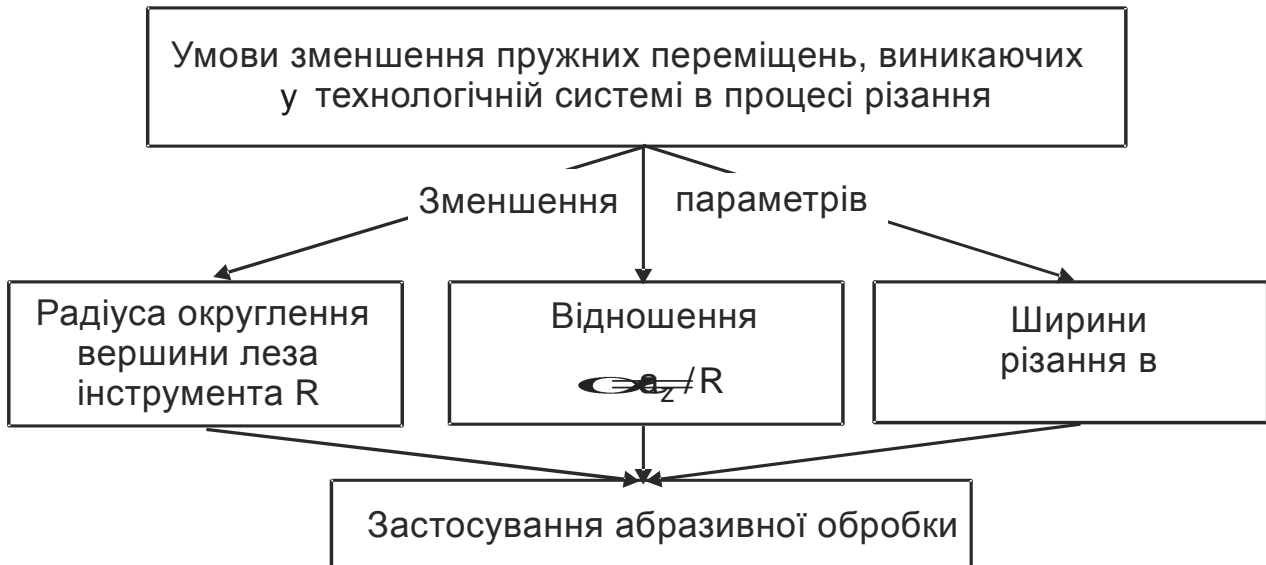


Рис. 2.1. Структурна схема умов зменшення пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі в процесі різання

Як можна бачити, зменшити складові сили різання під час шліфування можна зменшенням параметрів  $\sigma$ ,  $Q$  і збільшенням коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$  й швидкості круга  $V_{\text{кр}}$ .

Відношення  $\alpha = a_z/R$  для схеми круглого шліфування алмазним кругом визначається залежністю [16]:

$$\alpha = \frac{a_z}{R} = \frac{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^3}, \quad (2.4)$$

де  $\bar{X}$ ,  $m$  – зернистість і об'ємна концентрація зерен в алмазному крузі;

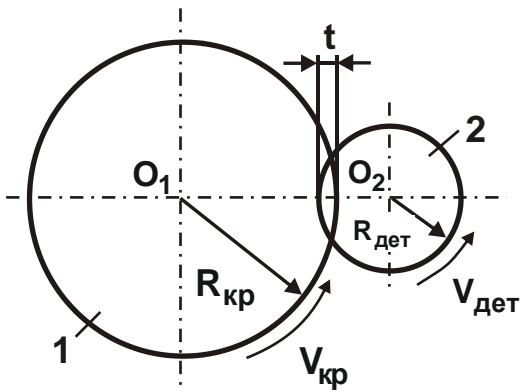
$V_{\text{дет}}$  – швидкість деталі,  $\text{м}/\text{с}$ ;

$t$  – глибина шліфування,  $\text{м}$ ;

$\rho = \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}$  – наведений радіус,  $\text{м}^{-1}$ ;

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





**Рис. 2.2. Розрахункова схема параметрів процесу круглого шліфування**

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

застосуванням ефективних методів виправлення круга, особливо електроерозійного або електрохімічного виправлення алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках.

Із залежності (2.4) випливає, що зі збільшенням  $R$  відношення  $\alpha = a_z / R$  суттєво зменшується. Як відомо [7; 23], за умови досягнення значень  $a_z / R < 0,04$  процес різання припиняється, можливий лише процес пружно-пластичного деформування матеріалу. Тому, щоб забезпечити стійкий процес різання, необхідно виконати умову:  $a_z / R > 0,04$ . Виходячи із залежності (2.4), це можливо в результаті збільшення параметрів  $\bar{X}$ ,  $V_{дет}$ ,  $t$  і зменшення  $m$  й  $V_{кр}$ .

Якщо представити різальне зерно у формі сфери радіусом  $R$ , то  $\bar{X} = 2 \cdot R$  й залежність (2.4) набуває спрощеного вигляду:

$$\alpha = \frac{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}} \quad (2.5)$$

У цьому випадку збільшити відношення  $\alpha = a_z / R$  можна збільшенням параметрів  $V_{дет}$ ,  $t$  і зменшенням  $m$ ,  $V_{кр}$ . Більш доцільно збільшувати швидкість деталі  $V_{дет}$ , реалізуючи процес багатопрохідного шліфування.

Величина  $\alpha$  пов'язана з відношенням  $Q / V_{кр}$  залежністю (2.4). З урахуванням виразу  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$  (де  $B$  – ширина шліфування, м) та розв'язуючи залежність (2.4) відносно відношення

$$\frac{Q}{V_{кр}} = \frac{\alpha \cdot m \cdot B \cdot R^3}{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}}, \quad (2.6)$$

після підстановки отриманої залежності (2.6) в (2.2) і (2.3) отримано:

$$P_z = \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{зсув}^2 \cdot HV \cdot \alpha^2} \cdot \frac{m \cdot B \cdot R^3}{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}}; \quad (2.7)$$

$$P_y = \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зсув} \cdot HV^2 \cdot \alpha} \cdot \frac{m \cdot B \cdot R^3}{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}}. \quad (2.8)$$

Тоді

$$y = \frac{P_y}{c} = \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зсув} \cdot HV^2 \cdot \alpha} \cdot \frac{m \cdot B \cdot R^3}{1,09 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot c} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}}. \quad (2.9)$$

З отриманих залежностей випливає, що зменшити складові сили різання під час шліфування можна зменшенням параметрів  $\alpha$ ,  $m$ ,  $B$ ,  $R$ ,  $t$  і збільшенням зернистості круга  $\bar{X}$ . Однак це призводить й до зменшення продуктивності обробки  $Q$ , що неефективно. У цих умовах основним шляхом збільшення продуктивності обробки є збільшення швидкості круга  $V_{кр}$ .

Величина пружного переміщення  $y$  змінюється за законом зміни радіальної  $P_y$  складової сили різання. Тому домогтися зменшення величини  $y$  й тим самим підвищити точність обробки можна зменшенням параметра  $R$  й збільшення зернистості круга  $\bar{X}$ . Важливо також забезпечити зменшення відношення  $\alpha = a_z / R$  до граничного значення, за якого буде здійснено процес стружкоутворення й різання, наприклад до значення  $\alpha = 0,04$ .

З урахуванням залежності (2.4) тангенціальну  $P_z$  й радіальну  $P_y$  складові сили різання під час шліфування можна виразити через продуктивність обробки  $Q$ :

$$P_z = \frac{R}{\bar{X}} \cdot \sqrt[3]{\frac{\tau_{зсув}^2 \cdot HV \cdot m \cdot B}{10 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot \frac{Q^2}{V_{кр}^2}}; \quad (2.10)$$

$$P_y = 0,1 \cdot \left( \frac{R}{\bar{X}} \right)^2 \cdot \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{зсув} \cdot HV^2 \cdot m^2 \cdot B^2}{\pi^2} \cdot \frac{t}{\rho} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}} \quad (2.11)$$

Ймовірно, величина пружного переміщення у визначається:

$$y = \frac{0,1}{c} \cdot \left( \frac{R}{\bar{X}} \right)^2 \cdot \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{зсув} \cdot HV^2 \cdot m^2 \cdot B^2}{\pi^2} \cdot \frac{t}{\rho} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}} \quad (2.12)$$

Із залежностей (2.10) – (2.12), аналогічних залежностям (2.7) – (2.9), видно, що найбільше впливають на складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  й величину пружного переміщення у під час шліфування параметри  $R$  і  $\bar{X}$ . Тому зменшити величину у можна головним чином за рахунок зменшення параметра  $R$  (рис. 2.3). Це досягається застосуванням кругів із синтетичних надтвердих матеріалів [25; 37] та високопористих кругів [81].

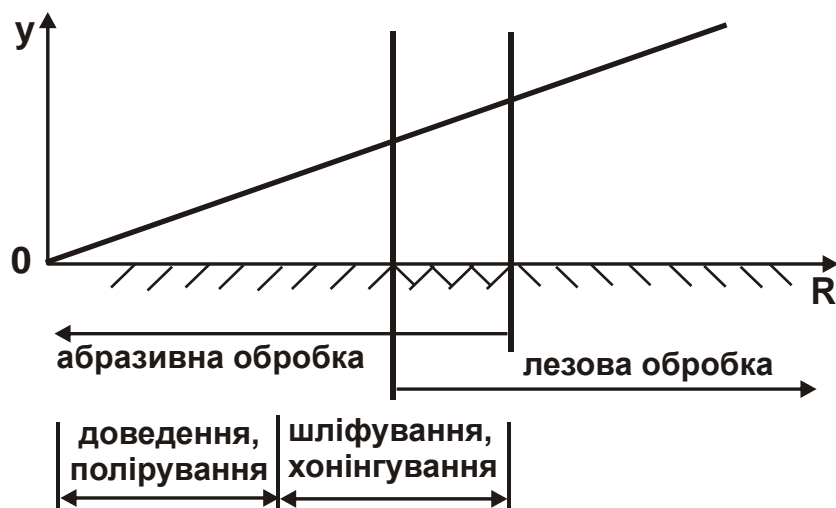


Рис. 2.3. Характер зміни величини пружного переміщення у від  $R$  за умови  $\alpha = \text{const}$

Як відомо, шліфувальний круг характеризується різновисотним розташуванням різальних зерен на його робочій поверхні, що не дозволяє повною мірою використовувати його потенційні можливості з метою зменшення величини у. Значно більші можливості в цьому напрямку мають методи обробки вільним абразивом, які характеризуються фактично одновисотним виступанням різальних зерен (рис. 2.3).

В умовах поздовжнього точіння (рис. 2.4) тангенціальна  $P_z$ , радіальна  $P_y$  й осьова  $P_x$  складові сили різання  $P$ , а також умовне напруження

різання  $\sigma$  з урахуванням відношень:  $Q = S \cdot t \cdot V$ ;  $S_{зріз} = a \cdot b = S \cdot t$ ;  $a = a_z = S \cdot \sin \varphi$ ;  $b = t / \sin \varphi$ ;  $\alpha = a_z / R$  набувають вигляду:

$$P_z = \sigma \cdot S_{зріз} = t \cdot \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{зсуб}^2 \cdot HV \cdot R \cdot S^2}{\sin \varphi}}; \quad (2.13)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot \cos \varphi}{K_{різ}} \cdot S_{зріз} = t \cdot \cos \varphi \cdot \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{зсуб} \cdot HV^2 \cdot R^2 \cdot S}{\sin^2 \varphi}}; \quad (2.14)$$

$$P_x = \frac{\sigma \cdot \sin \varphi}{K_{різ}} \cdot S_{зріз} = t \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зсуб} \cdot HV^2 \cdot R^2 \cdot S \cdot \sin \varphi}; \quad (2.15)$$

$$\sigma = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{зсуб}^2 \cdot HV \cdot R}{S \cdot \sin \varphi}}, \quad (2.16)$$

де  $S$  – подача, м/об.;

$t$  – глибина різання, м;

$V$  – швидкість різання, м/с;

$S_{зріз}$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

$\varphi$  – головний кут різця в плані, градус.

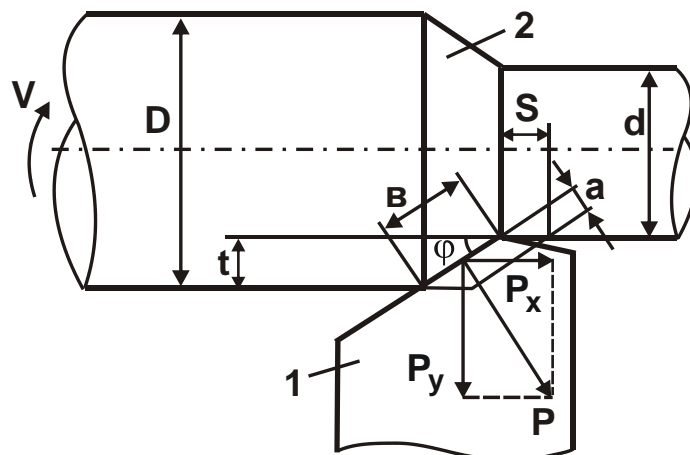


Рис. 2.4. Розрахункова схема поздовжнього точіння

Умовні позначення: 1 – різець, 2 – деталь;  $D$ ,  $d$  – діаметри заготовки та обробленої деталі.

Як видно, найбільше впливає на складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  глибина різання  $t$ : з її збільшенням  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  збільшуються. Зі збільшенням

подачі  $S$  складові сили різання також збільшуються, однак, у меншому ступені. Умовне напруження різання  $\sigma$  зі збільшенням подачі  $S$  й головного кута різця в плані  $\varphi$  зменшується.

Величина пружного переміщення  $y$  визначається:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{t \cdot \cos \varphi}{S} \cdot \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{зсуб} \cdot HV^2 \cdot R^2 \cdot S}{\sin^2 \varphi}}. \quad (2.17)$$

Виходячи із залежності (2.17), зменшити величину пружного переміщення  $y$  можна зменшенням глибини різання  $t$  й збільшенням жорсткості технологічної системи, головного кута різця в плані  $\varphi \rightarrow 90^\circ$ , а також зменшенням радіуса округлення вершини леза інструмента  $R$ . З огляду на те, що зменшення глибини різання  $t$  пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки й неефективно, основним шляхом зменшення величини  $y$  слід розглядати збільшення жорсткості технологічної системи  $c$  й зменшення параметра  $R$  за рахунок застосування більш зносостійких інструментальних матеріалів з нанесеними на них зносостійкими покриттями, які забезпечують високу різальну здатність лезових інструментів [85].

## 2.2. Основні напрями підвищення продуктивності механічної обробки

Високі вимоги до створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції вимагають постійного вирішення завдань з підвищення продуктивності, якості, точності й економічності металообробки [97]. Щоб системно підійти до виявлення нових резервів механічної обробки, далі наведено аналітичні залежності для розрахунку продуктивності обробки для різних процесів різання й проведено їх аналіз.

Одним зі шляхів підвищення ефективності обробки слід розглядати зміну кінематики різання за рахунок застосування багатолезових інструментів (фрез та ін.). У зв'язку із цим важливо визначити товщину зрізу  $a$  на основі розрахункової схеми фрезерування циліндричною фрезою (рис. 2.5). Відстань між двома сусідніми зубами  $l_0$  фреза проходить за час  $T = l_0 / V_{фр}$ , де  $V_{фр}$  – швидкість обертання фрези, м/с. За цей час

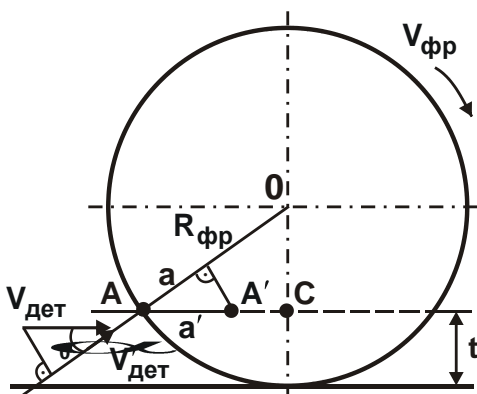
точка А, розташована на оброблюваній поверхні, пройде шлях, рівний  $a'$ , і переміститься в положення А'. Проекція відрізка  $AA' = a'$  на лінію, проведену через точки А і О, визначає товщину зрізу  $a$ . Тоді товщина зрізу визначиться:

$$a = V'_{дет} \cdot T, \quad (2.18)$$

де  $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha_0$ ;

$V_{дет}$  – швидкість деталі, м/с;

$\alpha_0$  – кут між швидкістю деталі  $V_{дет}$  та її проекцією  $V'_{дет}$ .



**Рис. 2.5. Розрахункова  
схема параметрів  
процесу фрезерування**

Остаточно отримано:

$$a = l_0 \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{фр}}}, \quad (2.19)$$

де  $R_{фр}$  – радіус фрези, м.

Як видно, товщина зрізу тим менша, чим менша відстань між зубами фрези  $l_0$ , глибина різання  $t$ , швидкість деталі  $V_{дет}$  й більше швидкість фрези  $V_{фр}$  та радіус фрези  $R_{фр}$ .

Продуктивність обробки  $Q$  описується:

$$Q = V_{дет} \cdot t \cdot B, \quad (2.20)$$

де  $B$  – ширина фрезерування, м.

Розв'язуючи залежність (2.19) відносно глибини різання

$$t = \left( \frac{a}{l_0} \cdot \frac{V_{фр}}{V_{дет}} \right)^2 \cdot \frac{R_{фр}}{2}, \quad (2.21)$$

і підставляючи отриману залежність (2.21) у залежність (2.20), маємо:

$$Q = \left( \frac{a}{l_0} \cdot V_{фр} \right)^2 \cdot \frac{R_{фр}}{2 \cdot V_{дет}} \cdot B. \quad (2.22)$$

Збільшити продуктивність обробки  $Q$  можна збільшенням параметрів  $a$ ,  $V_{\text{фр}}$ ,  $R_{\text{фр}}$ ,  $B$  і зменшенням  $V_{\text{дет}}$  і  $l_0$ . Збільшення товщини зрізу обмежено міцністю зубів фрези, тому в залежності (2.22) цей параметр слід розглядати постійним (заданим).

Зменшення параметра  $V_{\text{дет}}$  можливо до значення, за якого глибина різання  $t$ , виходячи із залежності (2.21), стає рівною радіусу фрези  $R_{\text{фр}}$ . Отже, найбільша продуктивність обробки  $Q$  досягається за умови  $t = 2 \cdot R_{\text{фр}}$ . Дану умову на практиці реалізовано в схемі фрезерування торцевою фрезою, тому торцеве фрезерування слід розглядати як найбільш продуктивний спосіб механічної обробки. У цьому разі встановлено, що чим більші діаметр фрези  $2 \cdot R_{\text{фр}}$  і величина припуску, яка в даному випадку рівна  $B$ , тим більша продуктивність обробки  $Q$ .

Необхідно зрівняти продуктивності обробки в умовах фрезерування й точіння. Продуктивність обробки в умовах точіння визначається:

$$Q_T = V \cdot a \cdot B, \quad (2.23)$$

де  $V$  – швидкість різання, м/с.

Після підстановки залежності (2.23) в залежність (2.22), отримано:

$$Q = Q_T \cdot \left(\frac{V_{\text{фр}}}{l_0}\right)^2 \cdot \frac{a \cdot R_{\text{фр}}}{2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot V}, \quad (2.24)$$

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

Відстань між зубами фрези  $l_0$  виражається:

$$l_0 = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{фр}}}{z}, \quad (2.25)$$

де  $z$  – кількість зубів фрези.

Після підстановки залежності (2.25) в залежність (2.24), остаточно отримано:

$$Q = Q_T \cdot \frac{V_{\text{фр}}^2}{V_{\text{дет}} \cdot V} \cdot \frac{a \cdot z^2}{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{\text{фр}}}. \quad (2.26)$$

Умова  $Q > Q_t$  виконується коли  $\frac{V_{\text{фр}}^2}{V_{\text{дет}} \cdot V} \cdot \frac{a \cdot z^2}{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{\text{фр}}} > 1$  або

$$z > \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot V}{V_{\text{фр}}^2} \cdot \frac{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{\text{фр}}}{a \cdot z^2}}. \quad (2.27)$$

Наприклад, для  $V/V_{\text{фр}} = 1$ ;  $V_{\text{дет}}/V_{\text{фр}} = 10^{-3}$ ;  $R_{\text{фр}} = 100$  мм;  $a = 0,1$  мм, отримано  $z > 9$ , що практично реалізується в конструкціях фрез (рис. 2.6, табл. 2.1). Таким чином, за рахунок зміни відношення  $V_{\text{дет}}/V_{\text{фр}}$  можна завжди виконати нерівність (2.27). Це означає, що потенційно процес фрезерування більш продуктивний, ніж процес точіння. Крім того, додатково збільшити продуктивність обробки в процесі фрезерування можна за рахунок збільшення  $V_{\text{фр}}$ , виконуючи умову  $V/V_{\text{фр}} < 1$ . Фізично це можливо, тому що в процесі фрезерування менше температура нагрівання різальних зубів фрези у зв'язку з періодичністю процесу різання.

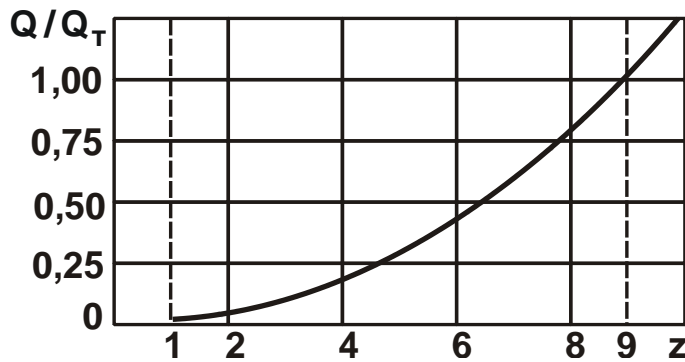


Рис. 2.6. Залежність  $Q/Q_T$  від  $z$

Крім того, додатково збільшити продуктивність обробки в процесі фрезерування можна за рахунок збільшення  $V_{\text{фр}}$ , виконуючи умову  $V/V_{\text{фр}} < 1$ . Фізично це можливо, тому що в процесі фрезерування менше температура нагрівання різальних зубів фрези у зв'язку з періодичністю процесу різання.

Таблиця 2.1

### Розрахункові значення $Q/Q_T$

$z$	1	2	4	6	8	9	10
$Q/Q_T$	0,01	0,05	0,2	0,46	0,81	1,03	1,27

Важливо виконати порівняння продуктивності обробки процесів фрезерування й шліфування. Для цього в залежності (2.22) величину  $l_0$  слід виразити залежністю (2.25):

$$Q = (a \cdot z \cdot V_{\text{фр}})^2 \cdot \frac{B}{8 \cdot \pi^2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot R_{\text{фр}}}. \quad (2.28)$$



Тут  $V_{\text{фр}} = V_{\text{кр}}$ ;  $R_{\text{фр}} = R_{\text{кр}}$  (де  $V_{\text{кр}}$  і  $R_{\text{кр}}$  – відповідно швидкість і радіус шліфувального круга). Ширина фрезерування  $B$  рівна ширині шліфування. Якщо прийняти, що значення  $V_{\text{фр}}$ ,  $R_{\text{фр}}$ ,  $B$ ,  $V_{\text{дет}}$  однакові для процесів фрезерування й шліфування, то продуктивність обробки визначається добутком параметрів  $a \cdot z$ . Для процесу шліфування параметр  $a$  менше та параметр  $z$  більше, ніж для процесу фрезерування.

Гранична товщина зрізу різальним зерном круга в 100 ... 1 000 разів менша граничної товщини зрізу зубом фрези. Отже, для того щоб продуктивності обробки процесів шліфування й фрезерування були порівнянні, необхідно щоб кількість різальних зерен круга перевищувала в таку ж кількість разів кількість різальних зубів фрези.

Розрахунок продуктивності обробки в процесі шліфування можна виконати, використовуючи розрахункову схему, в якій різальні зерна на робочій поверхні круга розташовані умовно вздовж діаметральних окружностей. Відстань між окружностями можна прийняти рівною  $2 \cdot a$ , а відстань між зернами в межах однієї окружності – рівною  $l_0$ . Тоді  $l_0 = 2 \cdot \pi \cdot R_{\text{кр}} / z$ , де  $z$  – кількість зерен, розташованих в межах однієї окружності:

$$z = \frac{n_0}{n_1}, \quad (2.29)$$

де  $n_0$  – кількість зерен, розташованих на робочій поверхні круга;

$n_1 = B / 2 \cdot a$  – кількість окружностей на робочій поверхні круга, віддалених одна від одної на відстань  $2 \cdot a$ ;

$B$  – ширина круга, м.

Параметр  $n_0$  слід подати:

$$n_0 = k \cdot B \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_{\text{кр}}, \quad (2.30)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м<sup>2</sup>.

Параметр  $k$  може бути розрахований за відомою формулою професора О. М. Резнікова стосовно алмазного круга [2]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (2.31)$$

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

У розрахунках коефіцієнт  $(1 - \varepsilon)$  можна подати у вигляді:

$$(1 - \varepsilon) = \frac{a}{\bar{X}}. \quad (2.32)$$

Тоді параметри  $k$  й  $z$  опишуться залежностями:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot a}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}; \quad (2.33)$$

$$z = \frac{3 \cdot m \cdot a^2 \cdot R_{кр}}{50 \cdot \bar{X}^3}. \quad (2.34)$$

Відповідно, відстань між зернами в межах однієї умовної діаметральної окружності  $l_0$  виразиться:

$$l_0 = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{кр}}{z} \cdot \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot m \cdot a^2}. \quad (2.35)$$

Після підстановки залежності (2.35) в (2.19) з урахуванням  $V_{фр} = V_{кр}$ ,  $R_{фр} = R_{кр}$ , отримано:

$$a = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}. \quad (2.36)$$

Таким чином, отримана розрахункова залежність для визначення товщини зрізу окремим зерном у процесі шліфування, яка фактично ідентична аналогічним залежностям, установленим на основі інших розрахункових схем [82]. Відмінність залежностей полягає лише в чисельному значенні множника, який знаходиться під радикалом.

Продуктивність обробки  $Q$  в процесі шліфування можна визначити з залежності (2.22) з урахуванням (2.35), розглядаючи  $a = \text{const}$ ,  $V_{фр} = V_{кр}$ ,  $R_{фр} = R_{кр}$ :

$$Q = \left( \frac{3 \cdot m \cdot a^3}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot V_{кр} \right)^2 \cdot \frac{R_{кр} \cdot B}{2 \cdot V_{дет}}. \quad (2.37)$$

Як можна бачити, найбільше впливає на  $Q$  товщина зрізу  $a$ , тобто продуктивність обробки визначається головним чином міцністю різальних зерен і міцністю втримання їх у зв'язці круга.

Виходячи із залежності (2.22), яка справедлива для процесів шліфування й фрезерування, відмінність продуктивності для двох процесів полягає в різних значеннях відношення  $a/l_0$ . Так, для шліфування

$$\frac{a}{l_0} = \frac{3 \cdot m \cdot a^3}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \quad (2.38)$$

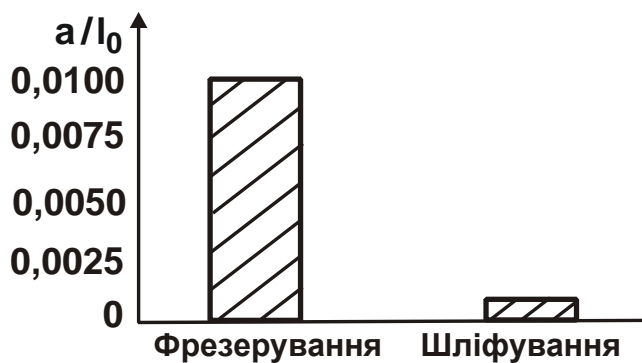


Рис. 2.7. Значення відношення  $a/l_0$  для фрезерування та шліфування

Тоді для вихідних даних:  $m=100$ ;  $a=0,01$  мм;  $\bar{X}=0,1$  мм отримано  $a/l_0=0,001$ .

Приймаючи для фрезерування  $a=0,1$  мм,  $l=10$  мм, маємо  $a/l_0=0,01$ . Отже, в процесі шліфування відношення  $a/l_0$  менше, ніж у процесі фрезерування (рис. 2.7). Відповідно, менше й продуктивність обробки.

Із залежності (2.38) також впливає, що відношення  $a/l_0$  суттєво залежить від відношення  $a/\bar{X}$ , тобто незначна зміна  $a/\bar{X}$  призводить до значної зміни відношення  $a/l_0$ . Наприклад, збільшення відношення  $a/\bar{X}$  в два рази призводить до збільшення  $a/l_0$  в 8 разів (табл. 2.2, рис. 2.8). У цьому випадку значення  $a/l_0$  для шліфування й фрезерування приблизно однакові.

Таблиця 2.2

### Розрахункові значення відношення $a/l_0$ для шліфування

$a/\bar{X}$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$a/l_0$	0,001	0,008	0,027	0,064	0,125

Таким чином показано, що процеси шліфування й фрезерування з точки зору продуктивності обробки за певних умов порівнянні. Основним

напрямом збільшення продуктивності обробки в процесі шліфування слід розглядати застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках, які забезпечують підвищення відношення  $a/\bar{X}$ . Ефективно також застосування глибинного однопрохідного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі  $V_{дет}$ . Це підтверджується експериментальними даними [109], згідно яких на операціях механічної обробки деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, в ряді випадків ефективно застосовувати глибинне шліфування замість фрезерування.

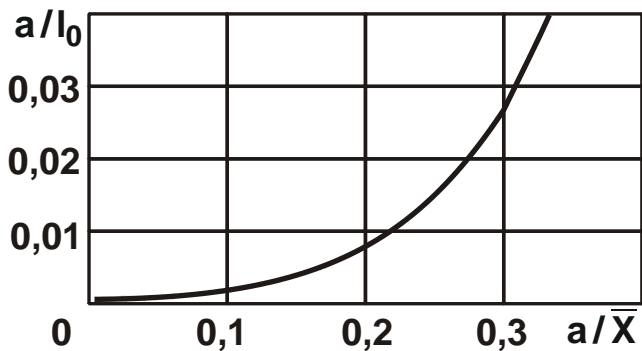


Рис. 2.8. Залежність  $a/l_0$  від  $a/\bar{X}$

Важливою умовою підвищення продуктивності обробки як в процесі шліфування, так і в процесі фрезерування, виходячи із залежності (2.22), є збільшення швидкості обертання круга (фрези), тобто перехід в область високошвидкісної обробки. Це достатньо ефективно, тому що швидкість різання  $V_{фр}$  входить у залежність (2.22) у другому ступені. Властиво цим пояснюється перспективність створення фрезерних і шліфувальних верстатів для високошвидкісної обробки.

У процесі різання однолезовим інструментом (в умовах точіння, стругання, розточування) продуктивність обробки, яка визначається залежністю (2.23), менше залежить від швидкості різання, тобто ефект застосування високошвидкісної обробки нижче.

Порівнюючи залежності (2.22) і (2.23), видно, що в процесі різання багатолезовими інструментами значно більше можливостей збільшення продуктивності обробки, тому що залежність (2.22) містить більше параметрів, ніж залежність (2.23). Якщо в процесі різання однолезовим інструментом продуктивність обробки визначається лише трьома параметрами, то в процесі різання багатолезовим інструментом – шістьма параметрами. Тому, суттєво зменшуючи  $l_0$  й  $V_{дет}$ , можна домогтися значного підвищення продуктивності обробки в процесі різання багатолезовим інструментом. Таким чином, обґрунтовані потенційні можливості різних процесів різання з погляду підвищення продуктивності обробки.

### 2.3. Ефективність алмазного шліфування матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями

Шліфування матеріалів підвищеної міцності та твердості традиційно здійснюють алмазними кругами на металевих зв'язках, які, як відомо, працюють нестабільно, швидко втрачають різальну здатність [49]. У цих умовах ефективно застосування методів електроерозійного виправлення [5]. Це вимагає визначення в кожному конкретному випадку оптимальних умов обробки, тобто проведення комплексу теоретичних і експериментальних досліджень для виявлення нових технологічних можливостей обробки. У загальному випадку глибина впровадження різального зерна в оброблюваний матеріал  $H$  визначається твердістю матеріалу  $HV$  й радіальним зусиллям  $P$ , що діє на зерно, яке подане у вигляді конуса з кутом у вершини  $2\gamma$  [82]:

$$HV = \frac{P}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2}. \quad (2.39)$$

Як впливає з залежності (2.39), чим більша твердість  $HV$  і менша сила  $P$ , тим менша глибина впровадження зерна  $H$ . Отже, в процесі шліфування важкооброблюваних матеріалів глибина  $H$  буде невеликою. Коефіцієнт  $\langle -\varepsilon \rangle = H/\bar{X}$ , що визначає ступінь виступання зерна над рівнем зв'язки круга й змінюється в межах  $0 \dots 1$  (за умови  $b = H$ , де  $b$  – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, м;  $\bar{X}$  – зернистість круга, м) зменшиться.

Однак, із цього не впливає зниження продуктивності обробки  $Q$ , що визначається залежністю [49; 53]:

$$Q = \frac{F \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \langle -\varepsilon \rangle^3 \cdot \langle -\eta^2 \rangle}{600 \cdot \pi}, \quad (2.40)$$

де  $F$  – площа поперечного перерізу оброблюваного прямолінійного зразка, що рухається вздовж нормалі до робочої поверхні круга,  $\text{м}^2$ ;

$m$  – об'ємна концентрація зерен круга;

$\eta = 0 \dots 1$  – безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь затуплення зерен (для гострого зерна  $\eta = 0$ , для затупленого зерна  $\eta \rightarrow 1$ ).

Це пов'язане з тим, що одночасно зі зменшенням величини  $b = H$  у залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}} \quad (2.41)$$

зменшиться параметр  $\eta$  і дозволить компенсувати зниження продуктивності обробки  $Q$  за рахунок зменшення коефіцієнта  $\langle -\varepsilon \rangle$ , де  $V'_{\text{дет}}$  – швидкість руху оброблюваного зразка вздовж нормалі до круга, м/с;  $k$  – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м<sup>2</sup>.

Таким чином встановлено, що основною умовою підвищення продуктивності обробки  $Q$  під час шліфування матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями є підтримка на алмазному крузі "гострого" різального рельєфу ( $\eta \rightarrow 0$ ). Це досягається роботою алмазного круга в режимі самозагострювання, застосовуючи відносно маломіцні органічні або керамічні зв'язки, або роботою круга на міцних металевих зв'язках у режимі безперервного електроерозійного або електрохімічного виправлення.

Відомо, що зі збільшенням зернистості круга міцність зерна на роздавлювання (визначається руйнівним навантаженням, рівним  $P$ ) збільшується за залежністю  $P = \alpha_p \cdot \bar{X}^{\beta_p}$ , де  $\alpha_p$  й  $\beta_p < 1$  – постійні. Тоді коефіцієнт  $\langle -\varepsilon \rangle = H/\bar{X}$  із урахуванням залежності (2.39) визначиться:

$$\langle -\varepsilon \rangle = \frac{1}{\bar{X}^{\langle -0,5\beta_p \rangle}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha_p}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV}} \quad (2.42)$$

Коефіцієнт  $\langle -\varepsilon \rangle$  тим більший, чим менша зернистість  $\bar{X}$  і більше параметр  $\alpha_p$ , що визначає відносну міцність зерен різних марок алмазів. Отже, домогтися підвищення продуктивності обробки  $Q$  відповідно до залежності (2.40) в процесі обробки матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями можна за рахунок застосування дрібнозернистих кругів із підвищеною міцністю алмазних зерен.

З огляду на те, що параметри  $\bar{X}$  й  $HV$  входять у залежність (2.42) приблизно з однаковим ступенем – рівним 0,5 – зернистість круга слід вибирати обернено пропорційно твердості оброблюваного матеріалу.

Зменшення зернистості  $\bar{X}$  відповідно до залежності (2.42) призводить до збільшення коефіцієнта  $\langle -\varepsilon \rangle$ , тобто підвищення ступеня виступання зерна над рівнем зв'язки круга й зменшення частини зерна, розташованої у зв'язці круга. Отже, міцність утримання зерна зменшиться й для її збільшення необхідно використовувати більш міцні металеві зв'язки круга. Стійкість таких кругів визначається діапазоном зміни параметра  $\eta = 0 \dots \eta_1 < 1$ . Чим більше значення  $\eta_1$ , тим вища стійкість круга. Збільшення значення  $\eta_1$ , у свою чергу, вимагає збільшення параметра  $H$ , відповідно до залежності:

$$H = 3 \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \langle -\eta^2 \rangle}}, \quad (2.43)$$

і коефіцієнта  $\langle -\varepsilon \rangle$ , відповідно до залежності (2.42). Отже, підвищити стійкість круга можна за рахунок збільшення висоти виступання зерен над рівнем зв'язки, застосовуючи більш міцні металеві зв'язки й ефективні методи електроерозійного та електрохімічного виправлення алмазного круга. Тому важливо провести аналіз круглого зовнішнього алмазного шліфування периферією круга, для якого параметри  $H$ ,  $\eta$  і  $Q$  визначаються залежностями [92]:

$$H = 3 \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \langle -\eta^2 \rangle}}; \quad (2.44)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}; \quad (2.45)$$

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{B \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot \langle -\eta^2 \rangle^2}{162 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho}, \quad (2.46)$$

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

$$V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho};$$

$t$  – глибина шліфування, м;

$B$  – ширина шліфування, м;

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

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

Як уже показано, збільшення твердості оброблюваного матеріалу призводить до зменшення параметра  $b = H$ , коефіцієнта  $(-\varepsilon)$ , а, отже, продуктивності обробки відповідно до залежності (2.46). Домогтися збільшення продуктивності обробки  $Q$  можна шляхом зменшення параметра  $\eta$  за залежністю (2.45), застосовуючи режим самозагострювання алмазного круга на органічній або керамічній зв'язках або режим безперервного автономного електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці. Очевидно, другий підхід більш універсальний, тому що допускає виконання умови  $b = H$  за рахунок вибору оптимальної зв'язки, яка працює в режимі самозагострювання круга.

Ще однією умовою підвищення продуктивності обробки в процесі шліфування важкооброблюваних матеріалів слід розглядати зменшення швидкості деталі  $V_{дет}$  й збільшення ширини шліфування у залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot \sqrt{2 \cdot V_{дет} \cdot Q \cdot \rho}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot \sqrt{B}}} \quad (2.47)$$

у зв'язку зі зменшенням параметра  $b$ , зберігаючи параметри  $\eta$  й  $Q$  незмінними. З урахуванням  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t = \text{const}$  глибина шліфування  $t$  збільшиться.

Отже, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу ефективно використовувати схему глибокого шліфування зі збільшеною глибиною шліфування  $t$  й відносно невеликою швидкістю деталі  $V_{дет}$  та шириною шліфування, близькою до висоти круга.

Підвищити продуктивність алмазного шліфування матеріалів високої твердості, яке характеризується невеликим значенням параметра  $b$ , виходячи з залежності (2.46), можна зменшенням  $V_{дет}$  за умови збереження значення  $\eta$  в залежності (2.47) незмінним.

Зменшення  $V_{дет}$  для  $Q = \text{const}$  припускає збільшення глибини шліфування  $t$ . Найбільший ефект досягається за умови  $t = R_{дет}$ . Реалізувати



цю умову можна в процесі прорізання глибоких пазів, шліфування глибоких канавок, розрізання матеріалів відрізними кругами, а також у процесі плоского шліфування торцевим кругом з обертовим столом верстата (рис. 2.9), розглядаючи як ширину шліфування параметр  $B = 2 \cdot R_{дет}$ , що входить у залежність (2.47).

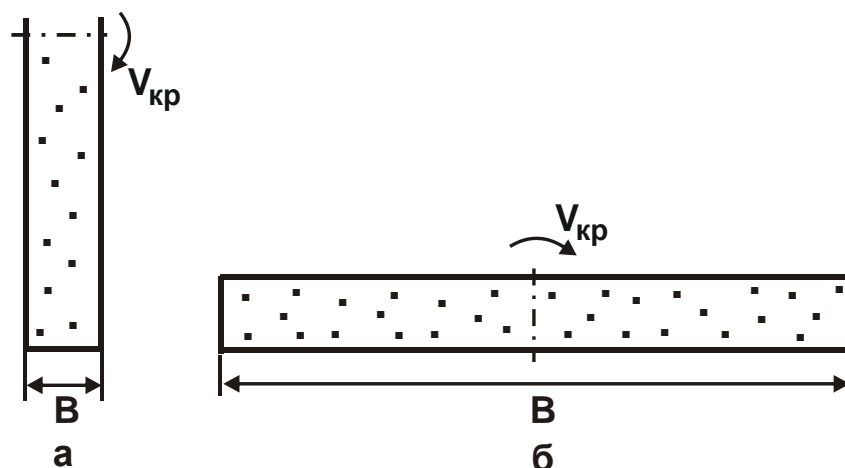


Рис. 2.9. Схеми шліфування периферією (а) та торцем (б) круга

Виходячи із цього, дана схема є найбільш продуктивною в умовах шліфування матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями. Тому її покладено в основу створення плоскошліфувальних верстатів з обертовим столом, зокрема, верстатів моделі 3102 для двостороннього шліфування, які використовуються для обробки невеликих за розмірами деталей з високотвердих керамік, феритів та інших важкооброблюваних матеріалів, що укладаються на обертовому столі верстата.

Для обробки використовуються алмазні круги на металевих зв'язках, які в умовах відсутності стирання зв'язки швидко затуплюються, втрачають різальну здатність і призводять до інтенсивного зростання сил, потужності й температури різання. У результаті дії великих навантажень радіально-упорні підшипники шпиндельних вузлів верстата моделі 3102 часто виходять із ладу, а оброблювані керамічні пластинки руйнуються, що приводить до значних втрат від їх браку. Тому застосування електроерозійного виправлення алмазного круга дозволило вирішити проблему підвищення його різальної здатності, зниження сил різання й поліпшення якості й точності обробки. Крім того, шліфування "гострим" кругом забезпечує підвищення продуктивності обробки й зниження зношування круга. Для виправлення торцевих кругів необхідно використовувати спеціальні конструкції правлячих пристроїв.

Важливо також провести аналіз шліфування деталей з міцних феритів торцевими великогабаритними алмазними кругами на верстатах з обертовим столом. Як відомо, підвищити продуктивність торцевого шліфування можна за рахунок створення на крузі забірною конуса довжиною, рівною висоті робочої частини круга  $H_0$ . Ефект досягається в результаті збільшення кількості зерен, що приймають участь в різанні, у  $H_0 / B$  разів.

Згідно з залежністю (2.45), це виражається в збільшенні концентрації зерен  $k$  у  $H_0 / B$  разів. Отже, для забезпечення заданого значення  $\eta$  з урахуванням  $t = R_{\text{дет}}$  швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  повинна збільшитися в  $H_0 / B$  разів. Відповідно, продуктивність обробки  $Q$ , що визначається залежністю (2.46), збільшиться в  $H_0 / B$  разів, оскільки концентрація  $k$  входить у залежність (2.46) з більшим ступенем, ніж швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ . Цим показано, що створення на крузі забірною конуса дозволяє підвищити продуктивність обробки  $Q$ , причому збільшення  $Q$  пропорційне висоті робочої частини торцевого круга.

Наприклад, для висоти круга  $H_0 = 40$  мм і  $B = 1$  мм продуктивність обробки може бути збільшена в 40 разів (без збільшення зношування круга). Дана схема торцевого шліфування використана в умовах пакетної обробки площин дрібних деталей з міцних феритів, що дозволило багаторазово підвищити продуктивність обробки. Разом з тим, можливості прогресивної схеми використовуються не повністю. Це пов'язано, по-перше, з відсутністю ефективних методів створення на торці круга забірною конуса на всю його висоту, по-друге, зі швидким затупленням алмазного круга на металевій зв'язці, по-третє, з великою трудомісткістю виведення різновисотності алмазних елементів, що утворюється на етапі складання великогабаритного алмазного круга діаметром до 1 000 мм.

Важливо провести аналіз фізичної сутності процесу шліфування важкооброблюваних матеріалів, наприклад алмазу. Для цього слід скористатися аналітичною залежністю для розрахунку кута зсуву в процесі мікрорізання одиничним зерном:

$$\beta = 3 \sqrt{\frac{\sigma_{\text{ст}}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R} \cdot \cos \psi}, \quad (2.48)$$

де  $\sigma_{\text{ст}}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;  
 $HV$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/м<sup>2</sup>;

$a_z$  – товщина зрізу, м;

$R$  – радіус округлення вершини різального зерна, м;

$\psi$  – кут тертя, визначається з умови  $f = \operatorname{tg} \psi$  ;

$f$  – коефіцієнт тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом.

Чим менше відношення  $\sigma_{\text{CT}}/HV$  , тим нижча оброблюваність матеріалу різанням. У цьому разі й товщина зрізу  $a_z$  мінімальна внаслідок високої твердості оброблюваного матеріалу, що додатково зменшує кут зсуву. У залежність (2.48) входить змінний параметр  $R$  , керування яким в процесі шліфування дозволяє збільшити кут  $\beta$  і підвищити ефективність обробки. Чим менше  $R$  , тим більше  $\beta$  . Для зменшення параметра  $R$  необхідно використовувати або алмазні круги на м'яких самогострювальних зв'язках (органічних, керамічних), або алмазні круги на металевих зв'язках із їх інтенсивним електроерозійним або електрохімічним виправленням. Домогтися зменшення кута  $\beta$  можна також за рахунок зниження кута тертя  $\psi$  , однак він входить у залежність функцією косинуса й, отже, мало впливає на кут  $\beta$  .

Виконані розрахунки кута  $\beta$  для умов обробки алмаза показали, що він може набувати значення менше  $1^\circ$  . Очевидно, реалізувати процес різання за такого невеликого значення  $\beta$  практично неможливо, тобто процес різання в цьому випадку буде відсутній. Відділення матеріалу буде відбуватися не від дії напружень на стиск, а від напружень на розтягання, які утворюються під зерном. Із цього випливає, що в процесі шліфування важкооброблюваних матеріалів, особливо крихких матеріалів, за певних умов знімання матеріалу буде відбуватися не шляхом різання й відділення мікровідколів "попереду зерна", а шляхом утворення мікровідколів "під зерном" і "за зерном" у результаті тертя зерна з оброблюваним матеріалом. Зі збільшенням коефіцієнта тертя, тобто зі збільшенням сил тертя, можна домогтися підвищення інтенсивності утворення мікровідколів й підвищення продуктивності обробки.

Розглянутий механізм обробки алмазу вказує на те, що для реалізації процесу різання необхідно постійно підтримувати високу гостроту різальних зерен за рахунок зменшення параметра  $R$  . Використовувані для цього алмазні круги на металевих зв'язках необхідно піддавати безперервному електрохімічному виправленню. Це дозволить безупинно підтримувати "гострий" різальний рельєф круга й здійснювати процес різання. Однак,

виправлення на практиці, як правило, виконується шляхом "занурення" алмазного круга у ванночку з електролітом у процесі обробки алмазу, що вимагає суттєвого зниження швидкості круга (на операціях круглого зовнішнього шліфування). Це призводить до зниження продуктивності обробки. Тому важливим резервом збільшення швидкості круга й продуктивності обробки слід розглядати застосування автономного (періодичного) електроерозійного виправлення круга.

Висока "гострота" різального рельєфу алмазного круга в процесі обробки алмазу забезпечується за рахунок застосування кругів на металевих зв'язках, отриманих гальванічним шляхом. Однак стійкість і тривалість роботи таких кругів невелика. Більш ефективним рішенням є застосування звичайних алмазних кругів, виготовлених методом порошкової металургії, з використанням електроерозійного виправлення. Це дозволить збільшити строк роботи круга й ефективність шліфування алмазу. Таким чином, обґрунтовані технологічні можливості високопродуктивної обробки матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями на основі використання алмазних кругів на металевих зв'язках.

## **2.4. Фізична сутність і ефективність вібраційного різання**

Як відомо, вібрації, що виникають під час різання, негативно впливають на показники обробки: стійкість різального інструмента знижується, а якість обробки погіршується. У разі досягнення певного рівня амплітуди коливань інструмента процес різання практично нездійснений. Тому розроблені ефективні засоби для усунення самозбудних коливань.

Разом із тим, як показує досвід, накладення на різальний інструмент високочастотних коливань від спеціального джерела коливань дозволяє підвищити ефективність процесу різання. Так, встановлено, що застосування вібраційного різання забезпечує підвищення стійкості різального інструмента, якості й точності обробки. У чому ж полягає фізичний ефект вібраційного різання? За експериментальними даними японського фахівця Д. Кумабе [24], сила різання в умовах вібраційного різання в 3 – 10 разів менше, ніж в умовах звичайного різання (коливання різця відбуваються в напрямку швидкості різання). Пояснюється це тим, що в результаті короткочасної дії сили різання різець не встигає отримати переміщення, яке відповідає статичному значенню цієї сили. На відміну від традиційної залежності між силою  $P$  і переміщенням

$$y = \frac{P}{c}, \quad (2.49)$$

в умовах ударної взаємодії різця з оброблюваним матеріалом справедлива інша залежність:

$$y = \frac{\tau}{T} \cdot \frac{P}{c}, \quad (2.50)$$

де  $c$  – наведена жорсткість різця, Н/м;

$T$  – період коливання різця, с;

$\tau$  – час контакту різця з оброблюваним матеріалом (протягом періоду коливань), с.

Відношення  $\tau/T$  виконує функцію коефіцієнта динамічності. Очевидно, чим менше відношення  $\tau/T$ , тим менше переміщення  $y$  й більше динамічний ефект. Отже, зменшуючи відношення  $\tau/T \rightarrow 0$ , можна фактично вилучити переміщення  $y \rightarrow 0$ , тобто різець буде коливатися відносно вихідного стану (без дії сили). Це дозволяє фактично вилучити пружні переміщення в технологічній системі й домогтися ідеальної точності обробки. Зроблений висновок погодиться з експериментальними даними – в умовах вібраційного різання дійсно досягається надзвичайно висока точність обробки.

Необхідно зазначити, що силу різання Д. Кумабе [24] визначав на основі експериментально встановленої величини пружного переміщення  $y$ , яка була в 3 – 10 разів менше, ніж в умовах звичайного різання. Якщо скористатися залежністю (2.49), то сила різання  $P$  буде так само в 3 – 10 разів менше, ніж в умовах звичайного різання.

Якщо ж розрахунок виконувати за залежністю (2.50) з урахуванням відношення  $\tau/T$ , то сила  $P$  може бути така ж сама, як і в умовах звичайного різання. Отже, ефект вібраційного різання може бути обумовлений не зменшенням сили  $P$ , а зменшенням переміщення  $y$ . За даними Д. Кумабе [24], відношення  $\tau/T$  у дослідях установлювалося рівним 0,1, тобто час контакту різця з оброблюваним матеріалом був в 10 разів менше періоду коливань різця. Це може бути підтвердженням зробленого припущення про те, що значення сили різання  $P$  в умовах вібраційного й звичайного різання близькі.

Дослідами встановлено, що в умовах вібраційного різання температура менше, ніж в умовах звичайного різання. На перший погляд може

здатися, що це пов'язане зі зменшенням сили різання  $P$ . Однак можлива й інша причина. Як відомо, під час взаємодії різця з оброблюваним матеріалом під дією сили  $P$  температура досягає свого максимального значення не відразу, а через певний проміжок часу. Якщо час взаємодії різця з матеріалом в умовах вібраційного різання менше цього проміжку часу, то температура буде менше максимального значення, яке досягається в умовах звичайного різання. У цьому полягає тепловий ефект вібраційного різання.

Зменшення температури призводить до підвищення стійкості інструмента та якості обробки. Таким чином, температурно-силовий ефект вібраційного різання може бути пов'язаний з інерційністю теплових і механічних процесів в умовах різання, у результаті чого (в силу короткочасної взаємодії різця з оброблюваним матеріалом) температура й пружне переміщення різця не встигають отримати значення, що відповідають статичному значенню сили  $P$ .

Зазначений ефект буде мати місце в тому випадку, якщо відношення  $\tau/T$  значно менше одиниці. Для цього необхідно виконати умову:

$$V < 2 \cdot \pi \cdot A \cdot p, \quad (2.51)$$

де  $V$  – швидкість різання, м/с;

$A$  – амплітуда коливань зразка, м;

$p$  – частота коливань зразка, Гц.

У своїй роботі Д. Кумабе [24] наводить велику кількість експериментальних графіків, які показують, що ефект вібраційного різання досягається з умови (2.51). У разі перевищення швидкості різання, яка визначається нерівністю (2.51), вібраційне різання практично не відрізняється від звичайного різання (рис. 2.10).

Важливою особливістю вібраційного різання є зменшення товщини стружки й відповідно коефіцієнта усадки стружки та збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ . Згідно з відомою формулою професора К. О. Зворикіна (1.3), умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  визначається переднім кутом інструмента  $\gamma$  й умовним кутом тертя на передній поверхні інструмента  $\psi$ : чим менший кут тертя  $\psi$ , тим більший кут  $\beta$ . Із цього можна зазначити, що збільшення кута  $\beta$  й поліпшення умов стружкоутворення в процесі вібраційного різання пов'язане зі зменшенням умовного кута тертя  $\psi$  (або коефіцієнта тертя  $f = \operatorname{tg} \psi$

на передній поверхні інструмента). Збільшення кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , як відомо, призводить до зменшення сили різання. Отже, в умовах вібраційного різання можливе зменшення сили різання за рахунок зменшення інтенсивності тертя на передній поверхні інструмента.

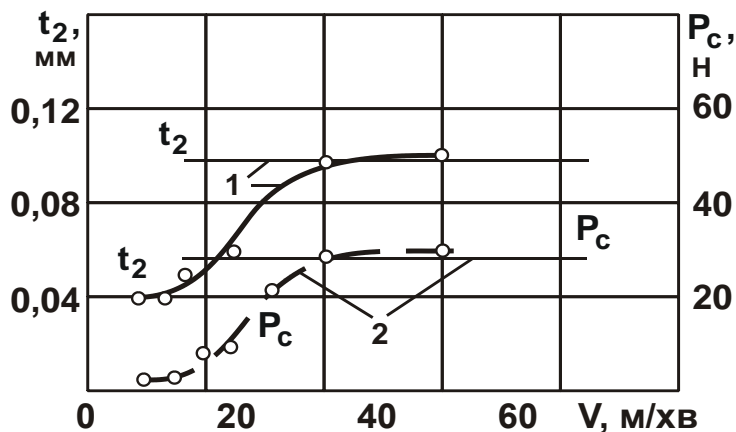


Рис. 2.10. Залежність головної складової сили різання  $P_c$  й товщини стружки  $t_2$  від швидкості різання  $V$  [24]

Умови обробки: частота коливань – 20 кГц, амплітуда коливань – 45 мкм, передній кут –  $30^\circ$ , подача (глибина різання) – 0,03 мм/об.

Умовні позначення: 1 – звичайне різання; 2 – вібраційне різання.

Важливо розкрити причину можливого зменшення коефіцієнта тертя. У зв'язку з тим, що тривалість контакту інструмента з оброблюваним матеріалом становить усього 0,1 періоду коливання інструмента, фактична лінійна швидкість металу буде в 10 разів більше швидкості різання. Відповідно, швидкість переміщення стружки вздовж передньої поверхні інструмента буде приблизно в 10 разів перевищувати швидкість різання. Тобто відбувається перехід в область високошвидкісного різання: зі збільшенням швидкості різання зменшується коефіцієнт тертя.

Незважаючи на однаковий рівень фактичної швидкості різання в умовах високошвидкісного й вібраційного різання, між цими двома методами обробки існує розходження, пов'язане з різною тривалістю контакту інструмента з оброблюваним матеріалом. У результаті періодичного характеру взаємодії інструмента з матеріалом в умовах вібраційного різання температура буде менше, ніж в умовах високошвидкісного різання, що підтверджується експериментально [24].

Зроблені висновки дозволяють остаточно розкрити фізичну сутність ефекту вібраційного різання. По-перше, це інерційність теплових і механічних

процесів в умовах різання (як уже показано). По-друге, це зниження інтенсивності процесу різання на передній поверхні інструмента.

Для нормального протікання процесу вібраційного різання кінетичної енергії інструмента (за один період його коливань) повинно бути достатньо для деформування оброблюваного матеріалу на величину  $l_1 = \alpha_1 \cdot A$  де  $\alpha_1$  – безрозмірний коефіцієнт.

Кінетична енергія інструмента, що коливається, визначається:

$$W = \frac{m \cdot V_0^2}{2}, \quad (2.52)$$

де  $m$  – наведена маса різця, кг;

$$V_0 = \frac{4 \cdot A}{T} = \frac{2 \cdot A \cdot p}{\pi} \text{ – середня швидкість коливань інструмента, м/с.}$$

Приймаючи кінетичну енергію  $W$  інструмента, що коливається, рівною роботі різання  $P \cdot l_1$ , отримано:

$$l_1 = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P} = \frac{2 \cdot m \cdot A^2 \cdot p^2}{\pi^2 \cdot P}. \quad (2.53)$$

Чим більше  $l_1$  для заданих значеннях амплітуди  $A$  й частоти коливань  $p$ , тим менша сила різання  $P$  й вищий ефект вібраційного різання.

Із залежності (2.53) випливає важливий висновок, пов'язаний з можливістю реалізації в умовах вібраційного різання достатньо великих значень сили різання  $P$ , які в умовах звичайного різання фактично нездійсненні. Це відкриває нові перспективи різання важкооброблюваних матеріалів, а також суттєвого підвищення продуктивності обробки за рахунок збільшення площі поперечного перерізу зрізу (товщини й ширини зрізу). Очевидно, ефект реалізації великих значень сили  $P$  слід розглядати основним в умовах вібраційного різання. Цим можна пояснити високу результативність вібраційного різання важкооброблюваних матеріалів.

## Висновки до розділу 2

1. Аналітично визначені пружні переміщення, виникаючі в технологічній системі в процесі різання та шліфування. Установлено, що основними умовами їх зменшення є зменшення радіуса округлення вершини



різального елемента (зерна) та збільшення жорсткості технологічної системи. Зменшити радіус округлення вершини леза інструмента можна за рахунок застосування більш зносостійких інструментальних матеріалів з нанесеними на них зносостійкими покриттями, які забезпечують високу різальну здатність лезових інструментів.

2. Зменшити пружні переміщення в процесі шліфування можна також збільшенням зернистості круга за умови забезпечення граничних значень відношення товщини зрізу до радіуса округлення вершини різального зерна, за умови досягнення яких процес різання переходить у процес тертя й пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки.

3. Теоретично визначені ефективні напрями підвищення продуктивності механічної обробки. Установлено, що процес фрезерування забезпечує більшу продуктивність обробки, ніж процеси точіння та шліфування. Основною умовою збільшення продуктивності обробки в процесі фрезерування є збільшення швидкості обертання фрези та кількості зубів фрези.

4. Установлено, що за рахунок збільшення відношення товщини зрізу окремим зерном круга до зернистості круга суттєво збільшується продуктивність обробки, яка в умовах глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, близькою до висоти круга, може досягти продуктивності обробки в процесі фрезерування. Це підтверджується експериментальними даними, згідно з якими на операціях механічної обробки деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, в ряді випадків ефективно застосовувати глибинне шліфування замість фрезерування.

5. Установлено, що найбільша продуктивність обробки під час шліфування досягається в умовах плоского шліфування торцевим кругом. Виходячи із цього, ця схема шліфування покладена в основу створення плоскошліфувальних верстатів із обертовим столом, зокрема, верстатів моделі 3102 для двостороннього шліфування, які використовуються для обробки невеликих за розмірами деталей з важкооброблюваних матеріалів, що укладаються на обертовому столі верстата.

6. Обґрунтовані технологічні можливості вібраційного різання. Установлено, що за певних умов обробки можна фактично виключити пружні переміщення в технологічній системі й домогтися ідеальної точності обробки. Це досягається за умови, що час контакту різця з матеріалом протягом періоду коливань значно менший за період коливань різця.

## **Розділ 3**

### **Управління тепловою напруженістю процесу різання**

#### **3.1. Спрощений підхід до розрахунку параметрів теплової напруженості процесу шліфування**

У процесі виготовлення деталей машин постійно виникають проблеми, пов'язані з якістю їхньої механічної обробки, оскільки від цього залежать їхні експлуатаційні властивості й у цілому надійність роботи машин. Під якістю обробки деталей слід розуміти точність розмірів, форми, взаємного розташування поверхонь і стан поверхневого шару оброблюваної деталі. Забезпечуються ці параметри якості, як правило, на операціях остаточної обробки із застосуванням в основному абразивних інструментів (шліфувальних кругів, хонів, вільного абразиву тощо), хоча в останні роки у зв'язку з появою нових високооборотних верстатів зі ЧПУ типу "обробний центр" домогтися високої якості обробки деталей можна й під час лезової обробки. Перспективними в цьому напрямі є високошвидкісні методи точіння (розточування) і фрезерування, що дозволяють суттєво зменшити силову й теплову напруженість процесу різання, тобто знизити сили й температуру різання. Однак основним методом фінішної обробки деталей як і раніше є шліфування, завдяки якому обробка виконується з надзвичайно великою швидкістю різання, а це суттєво знижує сили різання, поліпшує показники точності й шорсткості оброблюваних поверхонь. Разом із тим, процес шліфування характеризується підвищеною тепловою напруженістю, що негативно позначається на якості оброблюваних поверхонь у зв'язку з можливою появою температурних дефектів (припикань, мікротріщин тощо). З погляду якості обробки – це неприпустимо й вимагає зниження режимів шліфування й відповідно продуктивності. Тому актуальна проблема пошуку нових технологічних можливостей підвищення продуктивності обробки за умов одночасного забезпечення високоякісної обробки, що виключає утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях деталей. Це вимагає вирішення оптимізаційного завдання визначення умов підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження за температурою шліфування, тобто за температурним чинником.

У зв'язку з цим зменшення температури шліфування є надзвичайно актуальним, що потребує застосування нових технологічних рішень. До них слід віднести, наприклад, переривчасте шліфування [100 – 102], яке засноване на застосуванні переривчастих кругів, що забезпечують охолодження оброблюваної деталі й зниження температури шліфування за рахунок короткочасного переривання процесу шліфування. Як показано в роботі [101], в умовах переривчастого шліфування відбувається зменшення температури шліфування на 40 %, що дозволяє виключити утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях у процесі шліфування деталей з важкооброблюваних матеріалів без зниження продуктивності обробки.

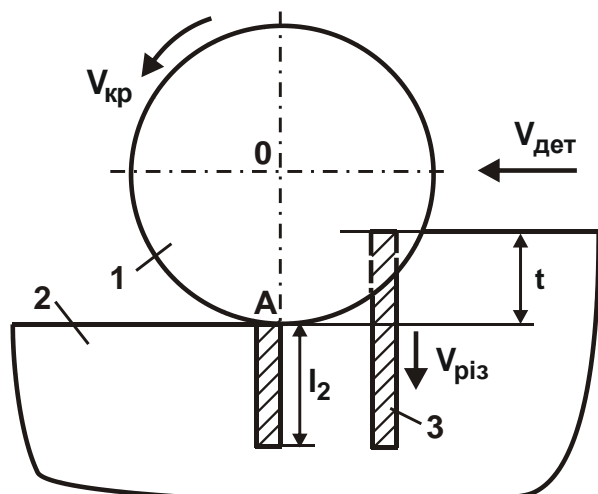
Важливим рішенням у зниженні температури шліфування прийнято вважати застосування високопористих абразивних кругів [81], які різко знижують інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і, відповідно, температуру різання. Тому, підтримуючи високу різальну здатність високопористих абразивних кругів у процесі шліфування можна домогтися суттєвого зменшення температури шліфування й виключити утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Причому процес шліфування в цьому випадку можна здійснювати як в умовах звичайного багатопрохідного шліфування, так і в умовах високопродуктивного глибинного шліфування, об'єднуючи попередню й остаточну обробку в одну операцію й підвищуючи тим самим продуктивність обробки.

Важливим рішенням також слід розглядати й вибір раціональних режимів шліфування за критерієм найменшої температури шліфування [26]. Однак для цього потрібно здійснювати або складні експериментальні дослідження, або займатися розробкою математичної моделі визначення температури шліфування.

У даний час накопичений значний досвід у цьому напрямі, отримані розрахункові аналітичні залежності для визначення температури шліфування, які достатньо адекватно описують теплову напруженість процесу шліфування [84]. За суттю, розроблена формалізована теорія теплофізики шліфування, що дозволяє виконувати розрахунки складних температурних полів, які виникають у поверхневому шарі оброблюваних деталей під час шліфування, і на цій основі науково обґрунтовано підходити до вибору раціональних характеристик шліфувальних кругів і параметрів режимів шліфування. Однак отримані теоретичні рішення, як правило, вимагають чисельних розрахунків для цілком конкретних умов обробки, що утруднює встановлення загальних технологічних закономірностей

формування параметрів якості обробки в процесі шліфування й визначення умов підвищення продуктивності з урахуванням обмеження за температурою шліфування. Це вимагає розробки нових спрощених теоретичних підходів до розрахунку й аналізу температури шліфування, які дозволяють виконувати оптимізаційні розрахунки параметрів режимів шліфування за критеріями найбільшої продуктивності або найменшого штучного часу обробки з урахуванням обмеження за температурою шліфування.

Суттєвим недоліком розроблених математичних моделей є те, що фактично неможливо розрахунковим шляхом визначити глибину впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі в процесі шліфування, оскільки в основу рішення складних диференціальних рівнянь теплопровідності в частинних похідних покладені функції розподілу, що змінюються в нескінченних межах, а це призводить до невизначених рішень з визначення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Виходячи із цього, виникає необхідність у розробці спрощеної математичної моделі визначення температури шліфування з метою визначення раціональних параметрів режимів шліфування й характеристик круга для заданої температури шліфування. Для цього в основу розрахунків може бути покладена схема плоского шліфування, приймаючи в першому наближенні, що все тепло, що виникає в процесі різання, йде на нагрівання оброблюваної деталі. У подальших розрахунках слід врахувати тепло, що йде й у стружки, які утворюються. Це дозволить достатньо правильно аналітично описати закономірності формуванні температури шліфування.



**Рис. 3.1. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування**

Умовні позначення: 1 – шліфувальний круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень.

Розрахунок температури шліфування виконується на основі розрахункової схеми, у якій припуск, що знімається, представлений у вигляді безлічі елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів, які перерізуються зі швидкістю переміщення деталі  $V_{дет}$  шліфувальним кругом (рис. 3.1) [94]. Температура шліфування, виходячи з такого подання процесу шліфування, визначається температурою, що виникає в момент виходу шліфувального

круга з контакту з адіабатичним стержнем, тобто в точці А. Час нагрівання адіабатичного стержня визначається часом його контакту з кругом. Отже, теплова модель процесу шліфування може бути подана таким чином. На торець адіабатичного стержня (в точці А) протягом часу  $\tau$  діє тепловий потік щільністю  $q$ . У результаті теплопровідності матеріалу адіабатичного стержня (стінки якого ізольовані) теплота поширюється за цей час на деяку глибину уздовж стержня, що також як і температуру в точці А адіабатичного стержня необхідно визначити.

У загальному випадку температура шліфування аналітично описується [84]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda_m}, \quad (3.1)$$

де  $q$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$l_2$  – глибина впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування, м;

$\lambda_m$  – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·К.

Як видно, зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна двома шляхами: зменшенням  $q$  або зменшенням  $l_2$ . Однак ці параметри взаємозалежні між собою й тому для визначення умов зменшення температури шліфування  $\theta$  необхідно встановити функціональні зв'язки між  $q$  й  $l_2$ .

У роботі [82] показано, що щільність теплового потоку  $q$  визначається залежністю:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot S_{мит} \cdot V_{кр}}{F}, \quad (3.2)$$

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

$F$  – площа контакту круга з оброблюваним матеріалом, м<sup>2</sup>;

$P_z = \sigma \cdot S_{мит}$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$S_{мит}$  – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м<sup>2</sup>.

Параметр  $S_{мит} = Q/V_{кр}$  [22], де  $Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

Тоді

$$q = \frac{\sigma \cdot Q}{F}. \quad (3.3)$$

Зменшити щільність теплового потоку  $q$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$ , продуктивності обробки  $Q$  й збільшенням площі контакту круга з оброблюваним матеріалом  $F$ . Із цього випливає ефективність переходу від шліфування периферією круга до шліфування торцем круга, оскільки площа контакту круга з оброблюваною поверхнею в другому випадку значно більше, а це призводить до зменшення щільності теплового потоку  $q$ . Очевидно, зменшувати продуктивність обробки  $Q$  економічно недоцільно, набагато ефективніше зменшувати умовне напруження різання  $\sigma$  шляхом забезпечення високої різальної здатності круга, зниження тертя в зоні різання за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ та ін.

Важливою умовою зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  є також застосування переривчастого шліфування, яке забезпечує за рахунок ударного характеру взаємодії круга з оброблюваною деталлю підтримку на його робочій поверхні розвиненого різального рельєфу й зниження енергоємності обробки.

В умовах традиційного багатопрохідного шліфування периферією круга параметр  $F = B \cdot l$ , де  $l$  – довжина дуги контакту круга з оброблюваною деталлю, м. У свою чергу, продуктивність обробки  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ , де  $t$  – глибина шліфування, м. Тоді залежність (3.3) визначиться:

$$q = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{l}. \quad (3.4)$$

З урахуванням виразу  $l = \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}$  [48] залежність (3.4) набу-

ває вигляду:

$$q = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}, \quad (3.5)$$

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

Щільність теплового потоку  $q$  меншою мірою залежить від глибини шліфування  $t$ , ніж від швидкості переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ . У цьому разі  $q$  зменшується зі збільшенням радіусів круга  $R_{\text{кр}}$  й деталі  $R_{\text{дет}}$ . Найменше значення  $q$  досягається за умови  $R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$ , тобто в процесі плоского шліфування, тому що в процесі внутрішнього шліфування  $R_{\text{дет}}$  стає негативною величиною й залежність (3.5) набуває вигляду:

$$q = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}. \quad (3.6)$$

У цьому випадку зі збільшенням  $R_{\text{дет}}$ , тобто радіуса оброблюваного отвору в деталі, щільність теплового потоку  $q$  збільшується. Однак найбільше значення  $q$ , виходячи із залежності (3.5), досягається в процесі круглого зовнішнього шліфування.

Важливо виконати теоретичний аналіз глибини впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі в процесі шліфування  $l_2$  – параметра, що входить у залежність (3.1) і аналітично описується:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_{\text{м}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}}} \cdot \tau}, \quad (3.7)$$

де  $c_{\text{м}}$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

$\rho_{\text{м}}$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>3</sup>;

$\tau$  – час контакту круга з фіксованим перетином поверхні, с.

Як видно, єдино можливою умовою зменшення параметра  $l_2$  є зменшення часу контакту круга з фіксованим перетином оброблюваної поверхні  $\tau$ . Виходячи із цього, ефективно застосовувати багатопрхідне шліфування, яке характеризується достатньо високою швидкістю переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ , оскільки

$$\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}. \quad (3.8)$$

Зменшити час  $\tau$  можна також за рахунок зменшення глибини шліфування  $t$  й застосування переривчастого шліфування.

Після підстановки залежностей (3.5) і (3.7) у залежність (3.1) отримано узагальнену залежність для визначення температури шліфування:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{l} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}}} = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{l}} = \\ &= \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}. \end{aligned} \quad (3.9)$$

Найбільше впливає на температуру шліфування  $\theta$  умовне напруження різання  $\sigma$ . Отже, основний ефект у зниженні температури шліфування  $\theta$  досягається за рахунок зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  шляхом забезпечення високої різальної здатності круга, застосовуючи для цього ефективні методи виправлення або забезпечуючи роботу круга в режимі самозагострювання [66]. Із урахуванням питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  залежність (3.9) опишеться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{\text{пит}}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}. \quad (3.10)$$

Як видно, для заданого значення  $Q_{\text{пит}}$  ефективно глибину шліфування  $t$  зменшувати, тобто застосовувати схему багатопрхідного шліфування. Це друга основна умова зменшення температури шліфування  $\theta$ . Однак ефект від виконання цієї умови не настільки значний, тому що глибина шліфування  $t$  входить у залежність (3.10) з невеликим ступенем – 0,25. Це вказує на доцільність зменшення температури шліфування  $\theta$  за рахунок зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ .

В умовах заданої питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  параметр  $l_2$  визначиться:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \tau} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{2 \cdot t}{\left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}}. \quad (3.11)$$



Отже, зменшити параметр  $l_2$  і тим самим можливу глибину дефектного шару оброблюваної деталі можна зменшенням глибини шліфування  $t$  й збільшенням швидкості переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ , тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Це дозволяє вирішити два важливих завдання: зменшити температуру шліфування  $\theta$  й глибину впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування  $l_2$  з метою підвищення якості деталі.

### 3.2. Порівняння температури різання в умовах лезової й абразивної обробки

Установити середню температуру різання  $\theta$  лезовим інструментом можна за умови рівності кількості тепла  $W = c_M \cdot m \cdot \theta$ , що утворюється в процесі різання, й роботи різання  $A_{\text{різ}} = P_Z \cdot L_{\text{різ}}$  (рис. 3.2а) [43]:

$$\theta = \frac{P_Z \cdot L_{\text{різ}}}{c_M \cdot m} = \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M}, \quad (3.12)$$

де  $P_Z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$S_{\text{зріз}}$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

$L_{\text{різ}}$  – довжина різання, м;

$m = \rho_M \cdot \mathcal{G} = \rho_M \cdot S_{\text{зріз}} \cdot L_{\text{різ}}$  – маса знятого матеріалу, кг;

$\rho_M$  – щільність матеріалу, кг/м<sup>3</sup>;

$\mathcal{G}$  – об'єм знятого матеріалу, м<sup>3</sup>.

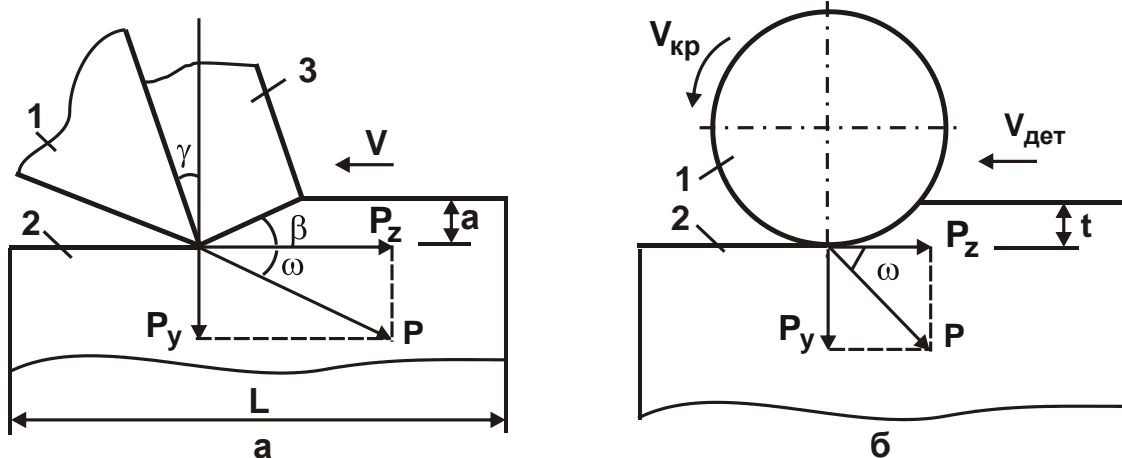


Рис. 3.2. Розрахункові схеми процесу різання лезовим інструментом (а) і процесу шліфування (б)

Умовні позначення: 1 – інструмент; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка.

Параметр  $\sigma$  в процесі точіння виражається залежністю [90]:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}(\psi - \gamma) = 2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg} \omega, \quad (3.13)$$

де  $\omega = (\psi - \gamma)$  – кут дії (рис. 3.2а).

Після підстановки залежності (3.13) в (3.12), отримано:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}(\psi - \gamma)}{c_{\text{М}} \cdot \rho_{\text{М}}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg} \omega}{c_{\text{М}} \cdot \rho_{\text{М}}}. \quad (3.14)$$

Відповідно до залежності (3.14), зменшити температуру різання  $\theta$  можна зменшенням кута дії  $\omega = (\psi - \gamma)$ . Очевидно, чим більший умовний кут тертя  $\psi$  оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента, тим більше повинен бути позитивний передній кут різця  $\gamma$ . У випадку шліфування кут  $\gamma$  набуває негативних значень й залежність (3.14) перетвориться:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma)}{c_{\text{М}} \cdot \rho_{\text{М}}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg} \omega}{c_{\text{М}} \cdot \rho_{\text{М}}}. \quad (3.15)$$

У цьому випадку кут дії  $\omega = (\psi + \gamma)$  більше, ніж в процесі різання лезовим інструментом (див. рис. 3.2а). Виходячи із залежності (3.15), зменшити температуру різання  $\theta$  можна однозначно зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma \rightarrow 0$ , тобто зменшенням кута дії  $\omega = (\psi + \gamma)$ . Очевидно, в процесі шліфування умовне напруження різання  $\sigma$  й температура шліфування  $\theta$  завжди більші, ніж в процесі точіння. Цьому також сприяє присутність в процесі шліфування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що не враховано в залежності (3.15), але яке за інтенсивністю може перевищувати силову напруженість процесу різання абразивними зернами круга, що визначається залежністю (3.15). Тому зменшити параметри  $\sigma$  й  $\theta$  в процесі шліфування можна за рахунок підтримки високої різальної здатності круга.

Залежність (3.12) отримана на основі розгляду процесу різання лезовим інструментом. Необхідно отримати аналогічну залежність для визначення температури різання на основі розгляду процесу шліфування (рис. 3.2б).

Робота різання в процесі шліфування  $A_{\text{різ}} = N \cdot \tau$  з урахуванням  $Q \cdot \tau = \mathcal{G}$  визначається:

$$A_{\text{різ}} = \sigma \cdot \mathcal{G}, \quad (3.16)$$

де  $N = P_z \cdot V_{\text{кр}}$  – потужність шліфування, Вт;  
 $\tau$  – час обробки, с.

У цьому випадку параметр  $\sigma$  за фізичною сутністю визначає питому роботу різання, рівну відношенню роботи різання  $A_{\text{різ}}$  до об'єму матеріалу, що знімається в процесі шліфування  $\mathcal{G}$ . Розмірність  $\sigma$  – Дж/м<sup>3</sup>. Розглядаючи Дж = Н·м, після перетворення розмірність  $\sigma$  стає рівною Н/м<sup>2</sup>, тобто рівною розмірності умовного напруження різання або енергоємності обробки. Кількість тепла, що виділяється в процесі шліфування, з урахуванням  $m = \rho_M \cdot \mathcal{G}$ , визначається формулою:

$$W = c_M \cdot m \cdot \theta = c_M \cdot \rho_M \cdot \mathcal{G} \cdot \theta. \quad (3.17)$$

Як відомо, робота різання  $A_{\text{різ}}$  в процесі шліфуванні фактично повністю переходить у тепло кількістю  $W$ . Тому, порівнюючи залежності (3.16) і (3.17), приходимо до залежності (3.12). Отже, незалежно від виду обробки температура різання описується однієї й тією же аналітичною залежністю.

Необхідно зазначити, що під час встановлення залежностей (3.12) і (3.16) не врахований тепловідвід із зони різання (шліфування) у поверхневий шар оброблюваної деталі. Тому важливо уточнити отримане рішення стосовно процесу шліфування. Для цього кількість тепла, що утворюється в процесі шліфування, слід розглянути у вигляді двох складових, обумовлених відводом тепла із зони різання в поверхневий шар оброблюваної деталі ( $W_1$ ) і нагріванням стружок ( $W_2$ ):

$$W = W_1 + W_2. \quad (3.18)$$

Стосовно процесу плоского шліфування периферією круга в розрахунковій схемі (рис. 3.3) припуск, що знімається, поданий у вигляді пакета нескінченно тонких прямолінійних адіабатичних стержнів, які в процесі шліфування перерізаються кругом зі швидкістю  $V_{\text{різ}}$ .

Приймаючи  $W_1 = \lambda_M \cdot F \cdot \theta \cdot \tau / l_2$  й  $W_2 = W - W_1 = c_M \cdot m \cdot \theta$ , за умови рівності температур на поверхні оброблюваної деталі, отримано:

$$\theta = \frac{(W - W_1)}{c_M \cdot m} = \frac{W_1 \cdot l_2}{\lambda_M \cdot F \cdot \tau}, \quad (3.19)$$

де  $F$  – площа контакту круга з оброблюваною поверхнею,  $m^2$ ;

$\tau$  – час контакту фіксованої точки, розташованої на оброблюваній поверхні, з кругом, с.

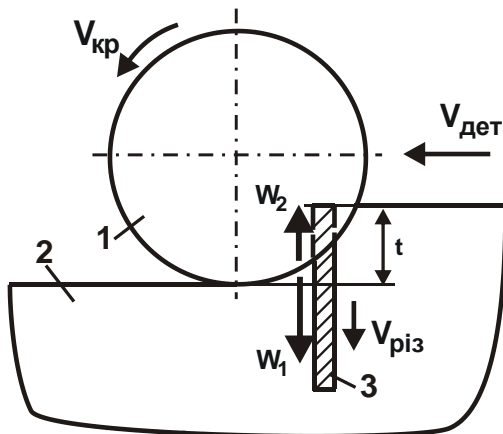


Рис. 3.3. Розрахункова схема теплового балансу в процесі шліфування

Умовні позначення: 1 – інструмент;

2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень.

де  $m_1 = \rho_M \cdot l_2 \cdot F$  – маса адіабатичного стержня довжиною  $l_2$  й площею поперечного перерізу  $F$ , кг.

Параметр  $l_2$  визначається за умови, що тепло, яке йде в оброблювану деталь, повністю витрачається на нагрівання адіабатичного стержня довжиною  $l_2$  й площею поперечного перерізу  $F$ . Тоді  $W_1 = \lambda_M \cdot F \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau = 0,5 \cdot c_M \cdot m_1 \cdot \theta$ . Після перетворень отримано:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M}}, \quad (3.20)$$

Параметр  $l_2$  однозначно визначається часом контакту круга з адіабатичним стержнем  $\tau$ : чим більше  $\tau$ , тим більше  $l_2$ . За суттю, час перерізаня кругом нескінченно тонкого адіабатичного стержня визначається залежністю  $\tau = t / V_{різ}$ , де  $t$  – глибина шліфування, м. Приймаючи масу стружок рівною  $m = \rho_M \cdot t \cdot F$ , й розв'язуючи рівняння (3.19) відносно невідомої величини  $W_1$  з урахуванням залежності (3.20), отримано:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + t \cdot \sqrt{\frac{2}{a_M \cdot \tau}}\right)}, \quad (3.21)$$

де  $a_M = \lambda_M / (c_M \cdot \rho_M)$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу,  $m^2/s$ .

Як видно, кількість тепла, що йде в поверхневий шар оброблюваної деталі, менше загальної кількості тепла, що утворюється в процесі шліфування. Для кількісного оцінювання відношення  $W_1/W$  в залежності (3.21) слід розглядати відношення  $t/\tau$  як швидкість знімання металу в радіальному напрямку  $V_{різ}$ , тобто  $V_{різ} = t/\tau$ .

В умовах плоского шліфування  $V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \frac{Q_{пит}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}$ , де

$Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$  – питома продуктивність обробки,  $m^2/c$ . Тоді залежність (3.21) набуває вигляду:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot V_{різ}}{a_m}}\right)} = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{t \cdot V_{дет}}{a_m} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}\right)} = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{Q_{пит}}{a_m} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}\right)}. \quad (3.22)$$

Необхідно визначити відношення  $W_1/W$  в умовах плоского глибинного ( $t_1 = 10^{-3}$  м) й багатопрохідного ( $t_2 = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м) шліфування сталі ШХ15 для вихідних даних:  $R_{кр} = 0,15$  м;  $Q_{пит} = 600 \text{ мм}^2/\text{хв} = 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $a_m = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ .

Розрахунками встановлено, що в умовах плоского глибинного шліфування  $V_{різ} = 0,58 \cdot 10^{-3}$  м/с. Тоді розраховане за залежністю (3.22) відношення  $W_1/W = 0,73$  (рис. 3.4). Отже, фактично все тепло, що виділяється в процесі шліфування, йде в оброблювану деталь. У стружки, що утворюються, йде незначна частина тепла.

Розрахунками встановлено, що в умовах плоского багатопрохідного шліфування  $V_{різ} = 5,8 \cdot 10^{-3}$  м/с. Тоді, відповідно до залежності (3.22), відношення  $W_1/W = 0,9$  (рис. 3.4). Як видно, в умовах багатопрохідного шліфування кількість тепла, що йде в стружки, які утворюються, ще менше, тобто ще більше тепла йде в оброблювану деталь. Тому в умовах шліфування з достатньою для практики точністю можна в першому наближенні зневажити кількість тепла, яке йде в стружки, що утворюються ( $W_2$ ), вважаючи, що  $W \approx W_1$ . Із цього випливає, що в даному випадку розрахунок температури різання можна виконувати за залежністю (3.19), розглядаючи в ній  $W_1 = W$ :

$$\theta = \frac{W \cdot l_2}{\lambda_m \cdot F \cdot \tau}, \quad (3.23)$$

де  $W = N \cdot \tau$  – загальна кількість тепла, що утворюється в процесі шліфування, Дж.

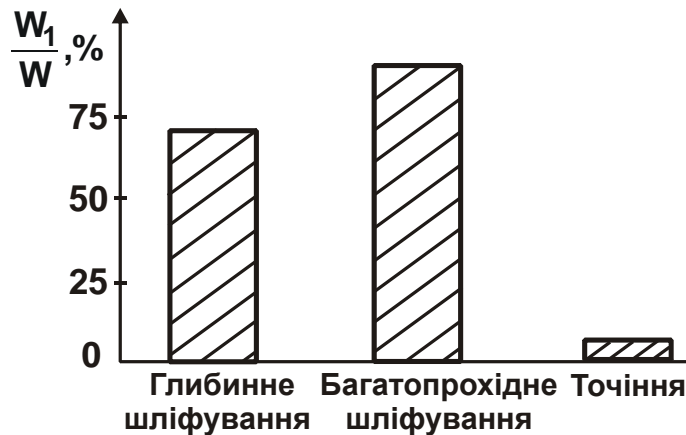


Рис. 3.4. Діаграма зміни відношення  $W_1/W$  в умовах глибинного шліфування, багатопрхідного шліфування й точіння

Тоді  $W = \sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \tau$ . Час контакту шліфувального круга з фіксованою точкою, розташованою на оброблюваній поверхні, дорівнює  $\tau = l/V_{\text{дет}}$ , де  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$  – довжина контакту шліфувального круга з оброблюваним матеріалом, м. Площа контакту шліфувального круга з оброблюваною поверхнею дорівнює  $F = B \cdot l$ . Після перетворень залежність (3.23) виразиться:

$$\theta = \frac{\sigma}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{\text{дет}}}{a_m}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}. \quad (3.24)$$

У підсумку отримана наближена залежність для визначення температури плоского шліфування  $\theta$  з урахуванням того, що все тепло, яке виділяється в процесі шліфування, йде в оброблювану деталь. Для того щоб отримати точну залежність для визначення температури шліфування  $\theta$ , яка враховує баланс тепла, що йде в оброблювану деталь і стружки, які утворюються, необхідно в залежності (3.19) кількість тепла  $W_1$  виразити залежністю (3.22). Тоді

$$\theta = \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a_M}{t \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}\right)} = \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a_M}{Q_{\text{пит}}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}\right)}. \quad (3.25)$$

Як показано, в процесі шліфування значення температури  $\theta$ , розраховані за залежністю (3.24), незначно відрізняються від значень температури  $\theta$ , розрахованих за залежністю (3.25). Тому для наближених розрахунків температури шліфування можна використовувати залежність (3.24), а для уточнених – залежність (3.25). Із залежності (3.25) випливає, що зі збільшенням  $t$  і  $V_{\text{дет}}$  температура шліфування  $\theta$  однозначно збільшується, причому, зі збільшенням  $t$  більшою мірою.

Слід провести кількісне оцінювання знаменника залежності (3.25) для глибинного й багатопрохідного плоского шліфування сталі ШХ15, використовуючи вихідні дані:  $R_{\text{кр}} = 0,15$  м;  $Q_{\text{пит}} = 600$  мм<sup>2</sup>/хв =  $10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с;  $a_M = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с. У результаті отримано:

для глибинного шліфування за умови  $t_1 = 10^{-3}$  м:

$$\theta = 0,27 \cdot \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M}, \quad (3.26)$$

для багатопрохідного шліфування за умови  $t_2 = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м:

$$\theta = 0,1 \cdot \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M}. \quad (3.27)$$

Ці значення температури шліфування  $\theta$  суттєво відрізняються від максимальної температури  $\theta = \sigma / c_M \cdot \rho_M$ , розрахованої за умови, що все тепло йде в стружки, які утворюються. Отже, у цьому випадку можна зневажити в знаменнику залежності (3.25) одиницею:

$$\theta = \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{\text{дет}}}{a_M} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}. \quad (3.28)$$

У результаті прийшли до спрощеної залежності (3.24), що не враховує кількість тепла, що йде в стружки. У цьому випадку все тепло, що утворюється в процесі шліфування, йде в оброблювану деталь.

Необхідно оцінити відношення  $W_1/W$  на основі залежності (3.22) для процесу точіння. Швидкість  $V_{\text{різ}}$  у цьому випадку дорівнює  $V_{\text{різ}} = V \cdot \text{tg}\beta$  (рис. 3.5), де  $V$  – швидкість різання, м/с;  $\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу. Замість глибини шліфування  $t$  в залежності (3.22) необхідно розглядати товщину зрізу  $a = \Pi$ . Тоді отримано:

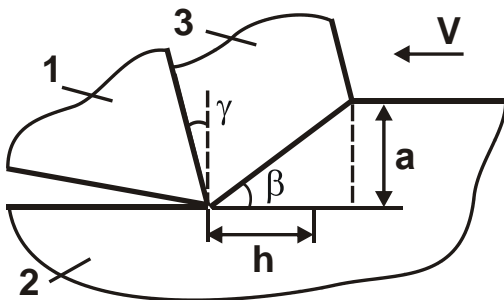


Рис. 3.5. Розрахункова схема теплового балансу в процесі точіння

Умовні позначення: 1 – інструмент; 2 – деталь; 3 – стружка.

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \text{tg}\beta}{a_M}}\right)}. \quad (3.29)$$

Для вихідних даних:  $\Pi = 0,2 \cdot 10^{-3}$  м;  $V = 20$  м/с;  $\text{tg}\beta = 0,3$ ;  $a_M = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с (оброблюваний матеріал – сталь ШХ15)

отримане  $W_1/W = 0,059$  (див. рис. 3.4). Отже, у деталь йде всього 5,9 % тепла, а в стружки, що утворюються – основна частина тепла, рівна 94,1 %. Дані результати протилежні результатам, які отримані для умов шліфування, де основна частина тепла йде в оброблювану деталь.

На основі отриманих результатів можна зазначити, що розрахунок температури різання лезовим інструментом із достатньою для практики точністю можна виконувати за спрощеною залежністю (3.12). Дана залежність відрізняється від аналогічних залежностей (3.26) і (3.27) для визначення температури шліфування лише цифровим коефіцієнтом, рівним для глибинного шліфування 0,27, а для багатопрохідного шліфування 0,1. Отже, температура різання лезовим інструментом повинна бути більше приблизно в 10 разів температури шліфування внаслідок того, що в умовах шліфування фактично все тепло в наслідок теплопровідності оброблюваного матеріалу йде в оброблювану деталь. Однак у дійсності такого не відбувається. Як показує практика, температура шліфування завжди більше температури різання лезовим інструментом.

Пояснити дану закономірність можна на основі аналітичної залежності (3.13) для визначення  $\sigma$ . Стосовно процесу різання лезовим інструментом дана залежність містить функцію  $\text{tg}(\psi - \gamma) = \text{tg}\omega$ , а стосовно процесу шліфування –  $\text{tg}(\psi + \gamma) = \text{tg}\omega$ .



Отже, в процесі різання лезовим інструментом параметр  $\sigma$  набуває достатньо малих значень, тому що  $\gamma \rightarrow \psi$  й  $\omega = (\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , а в процесі шліфування, навпаки, достатньо великі значення, тому що  $\omega = (\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$  й  $\text{tg}90^\circ \rightarrow \infty$  (див. рис. 3.2). Із цього випливає, що температура шліфування, розрахована за залежностями (3.26) і (3.27), завжди більше температури різання лезовим інструментом, розрахованої за залежністю (3.12). Це відповідає експериментальним даним, наведеним в роботах [9; 10; 84; 95].

Для кількісного оцінювання температури різання залежність (3.14) слід подати у вигляді:

$$\theta_{\text{від}} = 2 \cdot \text{tg} \omega, \quad (3.30)$$

де  $\theta_{\text{від}} = \theta \cdot c_M \cdot \rho_M / \sigma_{\text{СТ}}$  – відносна температура різання.

На рис. 3.6 наведені розраховані за даною залежністю значення  $\theta_{\text{від}}$ . Умовно весь діапазон зміни кута дії  $\omega$  розділений на два інтервали. Перший інтервал охоплює процеси різання лезовими інструментами, а другий інтервал – процес шліфування, тому що в умовах різання кут дії  $\omega$  більше, ніж в умовах шліфування.

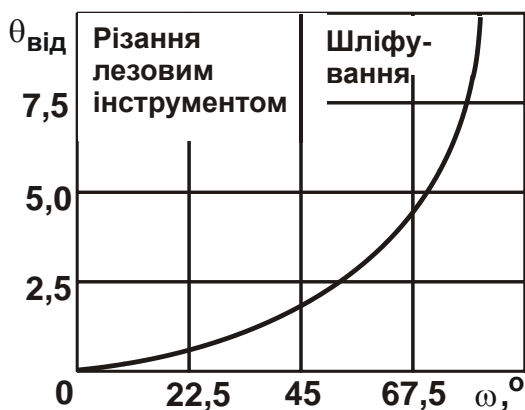


Рис. 3.6. Залежність  $\theta_{\text{від}}$  від  $\omega$

Як випливає з рис. 3.6, у процесі шліфування величина  $\theta_{\text{від}}$  більше, ніж у процесі різання лезовим інструментом. Для  $\omega \rightarrow 90^\circ$  відносна температура різання  $\theta_{\text{від}}$  може набувати достатньо великих значень.

Залежність (3.15) отримана за умови, що все тепло, що утворюється в процесі різання, йде в стружки, тобто відсутній тепловідвід в оброблювану деталь. Щоб урахувати кількість тепла, що йде в оброблювану деталь в процесі різання, необхідно перетворити залежність (3.19) з урахуванням залежності (3.22), розглядаючи замість глибини шліфування  $t$  товщину зрізу  $a = \Pi$  й  $V_{\text{різ}} = V \cdot \text{tg} \beta$ . У результаті отримано:

$$\theta = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \text{tg} \beta}{a_M}}\right)} \cdot \frac{l_2}{\lambda_M \cdot F \cdot \tau} \quad (3.31)$$

Загальна кількість тепла, що утворюється в процесі різання, дорівнює  $W = N \cdot \tau$ , де  $N = P_z \cdot V$  – потужність різання, Вт;  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}$ ;  $S_{\text{зріз}}$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>. Тоді  $W = \sigma \cdot S_{\text{зріз}} \cdot V \cdot \tau$ . Глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2$  визначається залежністю (3.20). Площу  $F$  можна визначити за залежністю (див. рис. 3.2б):  $F = v \cdot h = v \cdot \frac{a}{\text{tg}\beta} = \frac{S_{\text{зріз}}}{\text{tg}\beta}$ , де  $v$  – ширина зрізу, м;  $h$  – умовна довжина зони зрізу, м;  $a = \Pi$  – товщина зрізу, м;  $S_{\text{зріз}} = v \cdot \Pi$ . Час обробки  $\tau = \frac{h}{V} = \frac{\Pi}{V \cdot \text{tg}\beta}$ , а  $\text{tg}\beta = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\sigma}$ . Тоді залежність (3.31) буде:

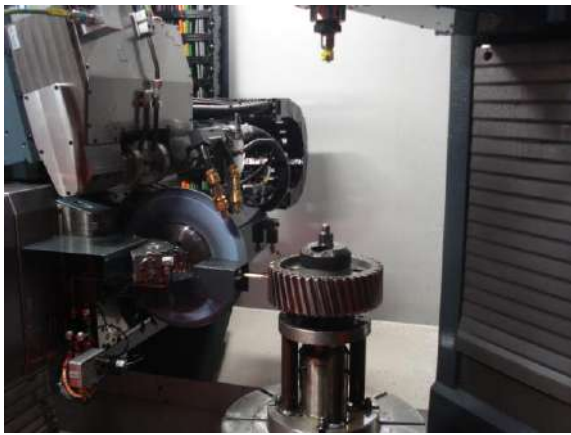
$$\theta = \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a_M \cdot \sigma}{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \sigma_{\text{ст}}}}\right)}. \quad (3.32)$$

У залежності (3.32) перший множник  $\sigma / (c_M \cdot \rho_M)$  визначає температуру різання за умови, що все тепло, яке виділяється в процесі різання, йде в стружки. Другий безрозмірний множник визначає ступінь зменшення температури різання за рахунок відводу тепла в оброблювану деталь. Очевидно, що зі збільшенням  $\Pi$ ,  $V$  і зменшенням  $\sigma$  цей безрозмірний множник збільшується від нуля до одиниці. Із цього випливає, що для невеликих значень  $\Pi$  і  $V$  частка тепла, що йде в стружки, менше частки тепла, що йде в оброблювану деталь. У результаті температура різання  $\theta$  відносно невелика. В міру збільшення  $\Pi$  і  $V$  частка тепла, що йде в стружки, збільшується, а це призводить до підвищення температури різання  $\theta \rightarrow \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M}$ .

За умови  $\theta < \frac{\sigma}{c_M \cdot \rho_M}$  маємо  $\theta = \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \sigma \cdot \sigma_{\text{ст}}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}$ .

Як видно, в міру збільшення параметрів  $\Pi$ ,  $V$ ,  $\sigma$  температура різання  $\theta$  збільшується.

Для оцінювання ймовірності отриманих теоретичних рішень проведено експериментальні дослідження процесу зубошліфування за методом профільного копіювання (схема глибинного шліфування) на сучасному зубошліфувальному верстаті мод. HOFLER RAPID 1250 (рис. 3.7) з застосуванням спеціального високопористого профільного абразивного круга, який характеризується високою різальною здатністю в умовах високопродуктивного глибинного шліфування.



а



б

**Рис. 3.7. Зубошліфувальний верстат (а) та спеціальний високопористий профільний абразивний круг (б)**

Обробка здійснювалася зі швидкістю круга 35 м/с, глибиною шліфування 0,15 – 0,2 мм, швидкістю переміщення деталі (вздовж оброблюваного зуба зубчастого колеса) до 6 м/хв. Знімання припуску величиною 0,4 мм на сторону здійснювалося за два – три проходи круга. Порівняно із традиційною схемою зубошліфування за методом обкату (багатопрхідного шліфування) це дозволило до п'яти разів підвищити продуктивність обробки. На оброблюваних поверхнях відсутні температурні дефекти, що свідчить про відносно низьку температуру шліфування й високу різальну здатність круга в умовах глибинного шліфування.

### **3.3. Аналіз класичного підходу до розрахунку температури шліфування**

Умови зниження температури шліфування на фундаментальному рівні досліджені в роботах [64; 91; 101]. На основі вирішення диференціального рівняння теплопровідності Лапласа визначена температура шліфування, що дозволило встановити оптимальні параметри режиму шліфування й характеристики круга. Доведена ефективність застосування переривчастого шліфування з погляду зниження температури шліфування [101]. Разом із тим, у математичній фізиці існують й інші вирішення рівняння теплопровідності [35; 53; 96], які використовуються в різних галузях науки й техніки. Тому важливо провести теоретичний аналіз умов зниження температури шліфування на основі використання класичного вирішення диференціального рівняння теплопровідності для несталою в часі теплового процесу [96]:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a_M^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad (3.33)$$

стосовно процесу шліфування адіабатичного напівнескінченного стержня (на рис. 3.8 показаному довжиною  $\Delta x$ ), на торець якого діє тепловий потік постійної щільності  $q$ :

$$\theta(x, \tau) = 2 \cdot a_M \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q}{\lambda_M} \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a_M^2 \cdot \tau}} - \frac{q}{\lambda_M} \cdot x \cdot \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{x}{2 \cdot a_M \cdot \sqrt{\tau}} \right) \right], \quad (3.34)$$

де  $\theta(x, \tau)$  – температура шліфування, К;  
 $\tau$  – час обробки, с;  
 $x$  – координата.

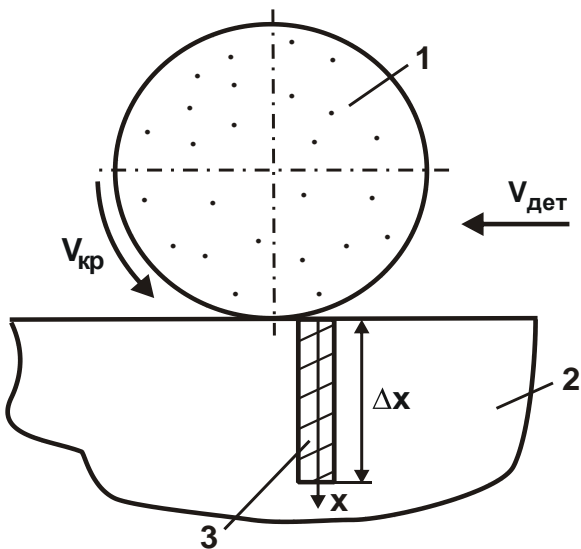


Рис. 3.8. Розрахункова схема температури шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень.

Тому залежність для визначення максимальної температури шліфування  $\theta$ , рівній температурі на торці адіабатичного стержня за умови  $x = 0$ , набуває вигляду:

$$\theta = 2 \cdot a_M \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q}{\lambda_M}. \quad (3.35)$$

Як видно, домогтися зменшення температури шліфування можна двома шляхами: зменшенням часу контакту круга з фіксованим перетином

Тут  $\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$  – та-

бульована функція, графік якої показаний на рис. 3.9 [61]. Із залежності (3.34) випливає, що максимальна температура досягається в точці контакту круга з адіабатичним стержнем, тобто в точці  $x = 0$  – на оброблюваній поверхні. У міру заглиблення в поверхневий шар оброблюваної деталі ( $x > 0$ ) температура адіабатичного стержня  $\theta$  зменшується. Це відповідає практичним даним і дозволяє використовувати залежність (3.34) для пошуку шляхів зменшення темпера-

оброблюваної поверхні деталі  $\tau$  й щільності теплового потоку  $q$ . Зменшення  $\tau$  припускає застосування переривчастого шліфування, а також багатопрохідного шліфування, що характеризується збільшеною швидкістю переміщення деталі  $V_{дет}$ , оскільки  $\tau = l/V_{дет}$ , де  $l$  – довжина дуги контакту круга з оброблюваною деталлю, м. Однак, як впливає з залежності (3.35), час  $\tau$  меншою мірою впливає на температуру шліфування  $\theta$ , ніж щільність теплового потоку  $q$ . Тому домогтися зменшення температури шліфування  $\theta$  можна, насамперед, за рахунок зменшення щільності теплового потоку  $q$ . Очевидно, параметри  $\tau$  й  $q$  взаємозалежні один із одним. Тоді з урахуванням відомих перетворень, наведених у роботі [91], залежність (3.35) набуває вигляду:

$$\theta = 0,95 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{пит}}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}} \cdot \sqrt{t \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}, \quad (3.36)$$

де  $q = N/F$ ;

$F = B \cdot l$  – площа контакту круга з оброблюваною деталлю, м<sup>2</sup>;

$l = \sqrt{2 \cdot t / (1/R_{кр} + 1/R_{дет})}$ ;

$\tau = l/V_{дет}$ .

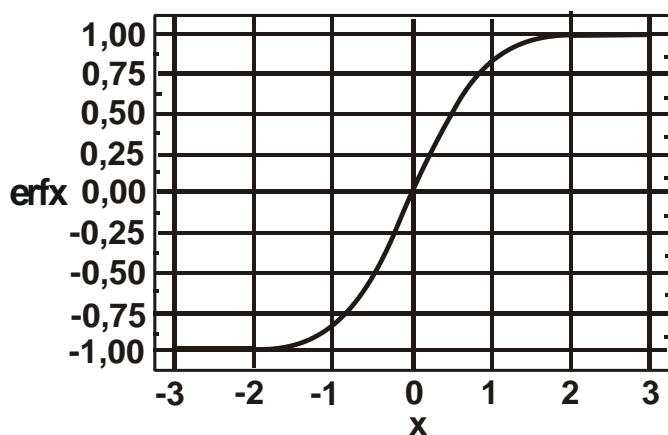


Рис. 3.9. Графік функції erf x

Відповідно до залежності (3.36), в основному на температуру шліфування  $\theta$  впливає умовне напруження різання  $\sigma$ : з його зменшенням температура  $\theta$  зменшується. Отже, основним шляхом зменшення температури шліфування  $\theta$  є підвищення різальної здатності круга за рахунок забезпечення

високої гостроти різальних зерен і зниження інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Для цього необхідно застосовувати ефективні методи виправлення круга – механічні й електрофізикохімічні.

Питома продуктивність обробки  $Q_{пит}$  впливає на температуру шліфування  $\theta$  меншою мірою, ніж умовне напруження різання  $\sigma$ . Тому ефективність зниження температури шліфування  $\theta$  у зв'язку зі зменшенням

$Q_{\text{пит}}$  нижча, ніж від зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Ще нижча ефективність зниження температури шліфування  $\theta$  від зменшення глибини шліфування  $t$ , оскільки вона входить у залежність (3.36) у ступені 0,25.

Виходячи із цього, доцільно використовувати багатопрхідне шліфування, що характеризується відносно невеликою глибиною шліфування  $t$  й збільшеною швидкістю переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ . Однак, як уже зазначалося, основний ефект зниження температури шліфування  $\theta$  полягає у виборі оптимальної характеристики круга, що забезпечує суттєве зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ . У зв'язку із цим, на фінішних операціях шліфування ефективно застосовувати шліфувальні круги на відносно м'яких зв'язках, які працюють у режимі самозагострювання.

Необхідно зазначити, що за рахунок зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  з'являється можливість збільшення глибини шліфування  $t$  й питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  для заданої температури шліфування  $\theta$ , тобто з'являється можливість здійснення високопродуктивного глибинного шліфування, що погодиться із практичними даними.

### 3.4. Уточнений розрахунок температури шліфування

Аналітичне вирішення завдання розподілу температури  $\theta$  уздовж напівнескінченного адіабатичного стержня (див. рис. 3.8), що подано залежністю (3.34), є точним вирішенням диференціального рівняння теплопровідності (3.33).

Недоліком даного рішення є те, що на його основі не можливо встановити кінцеве значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $\Delta x$  (воно прагне до нескінченності) [46]. У зв'язку із цим, важливо отримати спрощене вирішення рівняння (3.33), розглядаючи його у вигляді:

$$\theta = a_M^2 \cdot \tau \cdot \frac{d^2\theta}{dx^2}. \quad (3.37)$$

Таке спрощення можливо, оскільки у разі отримання диференціального рівняння (3.33) спочатку було отримане рівняння (3.37), а потім, приймаючи умову  $\tau \rightarrow 0$ , отримане рівняння (3.33).

Рішення диференціального рівняння (3.37) загальновідомо:

$$\theta = C_1 \cdot e^{\alpha_2 \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\alpha_2 \cdot x}, \quad (3.38)$$

де  $\alpha_2 = 1/(a_M \cdot \sqrt{\tau})$ .

Постійні інтегрування  $C_1$  й  $C_2$  визначаються із граничних умов:

$$\begin{cases} \theta(x = \Delta x) = 0; \\ q(x = 0) = q_0. \end{cases} \quad (3.39)$$

Підкоряючи залежність (3.38) граничним умовам (3.39), з урахуванням  $q = -\lambda_M \cdot d\theta/dx$ , отримані вираження для визначення постійних інтегрування  $C_1 = -\frac{q_0}{\lambda_M \cdot \alpha_2} \cdot \frac{1}{(1 + e^{2\alpha_2 \cdot \Delta x})}$ ;  $C_2 = \frac{q_0}{\lambda_M \cdot \alpha_2} \cdot \frac{1}{(1 + e^{-2\alpha_2 \cdot \Delta x})}$  і, відповідно, температури шліфування:

$$\theta = \frac{q_0}{\lambda_M \cdot \alpha_2} \cdot \left[ \frac{e^{-\alpha_2 \cdot x}}{(1 + e^{-2\alpha_2 \cdot \Delta x})} - \frac{e^{\alpha_2 \cdot x}}{(1 + e^{2\alpha_2 \cdot \Delta x})} \right]. \quad (3.40)$$

Підкоряючи рівняння (3.40) граничній умові  $q(x = \Delta x) = 0$ , отримане рівняння для визначення величини  $\Delta x$ , яка дорівнює  $l_2$  (див. рис. 3.8):

$$\frac{1}{e^{\alpha_2 \cdot \Delta x} \cdot (1 + e^{-2\alpha_2 \cdot \Delta x})} = 0. \quad (3.41)$$

Очевидно, розв'язком рівняння (3.41) є  $\Delta x \rightarrow \infty$ . Отже, як і в аналогічній залежності (3.34), у цьому випадку не можна визначити кінцеве значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $\Delta x$ . За умови  $\Delta x \rightarrow \infty$  залежність (3.40) остаточно набуде вигляду:

$$\theta = a_M \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda_M} \cdot e^{-\frac{x}{a_M \cdot \sqrt{\tau}}}. \quad (3.42)$$

Графічно залежності (3.34) і (3.42), перетворені з урахуванням безрозмірної величини  $z = \frac{x}{2 \cdot a_M \cdot \sqrt{\tau}}$  до вигляду:

$$\theta = 2 \cdot a_M \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda_M} \cdot \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]; \quad (3.43)$$

$$\theta = a_M \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda_M} \cdot e^{-2z}, \quad (3.44)$$

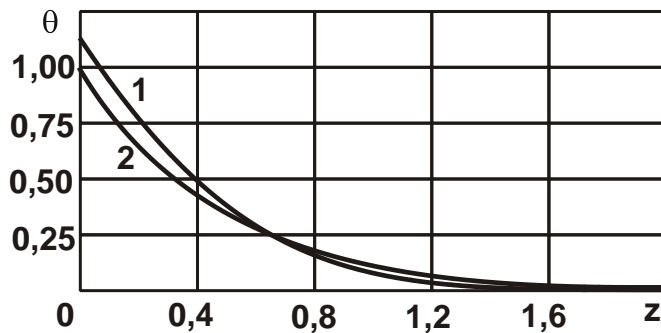


Рис. 3.10. Залежність  $\theta$  від  $z$

Умовні позначення: 1 – розрахунок за залежністю (3.43); 2 – розрахунок за залежністю (3.44).

показані на рис. 3.10 (за умови  $a_M \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda_M} = 1$ ). Як видно, максимальні значення температури шліфування  $\theta_{\max}$ , розраховані за залежностями (3.43) і (3.44) за умови  $z=0$  й, відповідно,  $x=0$ , відрізняються незначно (в межах 11 %). Це вказує на те, що з достатньою для практики точністю розрахунки  $\theta_{\max}$

можна виконувати як за залежністю (3.34), так і за залежністю (3.42), яка за умови  $x=0$  набуває вигляду:

$$\theta_{\max} = a_M \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda_M}. \quad (3.45)$$

Із залежності (3.45) випливає, що основними шляхами зменшення максимальної температури шліфування  $\theta_{\max}$  є зменшення параметрів  $q_0$  і  $\tau$ . Очевидно, щільність теплового потоку  $q_0$  більшою мірою впливає на  $\theta_{\max}$ , ніж час контакту круга з оброблюваною деталлю  $\tau$ . Тому зменшити  $\theta_{\max}$  можна, насамперед, за рахунок зменшення щільності теплового потоку  $q_0$ , що залежить від параметрів режиму шліфування.

Якщо розглядати параметри  $q_0$  й  $\tau$  незалежними, що має місце у процесі шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею, то, зменшуючи час  $\tau \rightarrow 0$ , можна домогтися зниження максимальної температури шліфування  $\theta_{\max}$ . Це підтверджується експериментальними даними [99], згідно з якими застосування переривчастого шліфування дозволяє до двох разів зменшити температуру шліфування й тим самим підвищити якість обробки без зниження продуктивності.

Необхідно розглянути випадок шліфування, коли параметри  $q_0$  й  $\tau$  взаємопов'язані параметрами режиму шліфування. Тоді з урахуванням



відомих відношень [45]:  $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  і  $\tau = t/V_{\text{різ}}$  залежність (3.45) можна подати у вигляді:

$$\theta_{\text{max}} = \frac{a_{\text{м}} \cdot \sigma}{\lambda_{\text{м}}} \cdot \sqrt{t \cdot V_{\text{різ}}} . \quad (3.46)$$

Відповідно до залежності (3.46), зменшити  $\theta_{\text{max}}$  можна зменшенням  $\sigma$ ,  $V_{\text{різ}}$  і  $t$ . Оскільки зі зменшенням  $V_{\text{різ}}$  і  $t$  зменшується продуктивність обробки (що неефективно), то основним шляхом зменшення  $\theta_{\text{max}}$  є зниження умовного напруження різання  $\sigma$  за рахунок підвищення різальної здатності круга й зниження інтенсивності тертя в зоні шліфування.

У роботі [45] встановлено  $V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t/D_{\text{кр}}}$ , де  $D_{\text{кр}}$  – діаметр круга, м. Тоді з урахуванням питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\text{дет}}$  залежність (3.46) виразиться:

$$\theta_{\text{max}} = \frac{a_{\text{м}} \cdot \sigma}{\lambda_{\text{м}}} \cdot \sqrt{Q_{\text{пит}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} . \quad (3.47)$$

Із залежності (3.47) випливає, що зменшити  $\theta_{\text{max}}$  для заданої питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  можна зменшенням глибини шліфування й відповідно збільшенням швидкості деталі, тобто застосуванням багатопрохідного шліфування.

### **3.5. Визначення шляхів підвищення продуктивності та якості обробки в процесі шліфування за температурним критерієм**

Залежність (3.1) для визначення температури шліфування  $\theta$  з урахуванням залежностей (3.5) і (3.7) набуває вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \rho}{t}} . \quad (3.48)$$

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  й швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  температура шліфування  $\theta$  збільшується, однак з різною інтенсивністю. Із цього випливає, що домогтися збільшення продуктивності обробки

$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  для заданого значення  $\theta$  можна за рахунок застосування багатопрохідного шліфування, що припускає збільшення  $V_{\text{дет}}$  й зменшення  $t$ . Отже, з погляду забезпечення продуктивності та якості обробки для заданого значення  $\theta$  застосування багатопрохідного шліфування більш ефективно порівняно із глибинним (однопрохідним) шліфуванням. Однак під час цього виникає завдання визначення граничної швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ , тому що відповідно до залежності (3.48), вона може збільшуватися нескінченно, а глибина шліфування  $t$ , відповідно, зменшуватися до нуля.

Найбільш суттєвим обмеженням збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  може бути кількість проходів круга, оскільки з їх збільшенням зростає допоміжний час обробки, пов'язаний з реверсуванням стола верстата [44]. Виходячи із цього, необхідно провести аналіз штучного часу обробки  $T_{\text{шт}}$ , рівного сумі основного  $T_{\text{осн}}$  й допоміжного  $T_{\text{доп}}$  часу обробки на операції плоского шліфування. У цьому випадку  $R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$ , відповідно  $\rho = 1/R_{\text{кр}}$ . Представляючи  $T_{\text{осн}} = n \cdot \tau_{\text{осн}}$  й  $T_{\text{доп}} = n \cdot \tau_{\text{доп}}$ , отримана залежність для визначення штучного часу обробки [39]:

$$T_{\text{шт}} = T_{\text{осн}} + T_{\text{доп}} = n \cdot (\tau_{\text{осн}} + \tau_{\text{доп}}), \quad (3.49)$$

де  $n$  – кількість проходів круга;

$\tau_{\text{осн}} = L_{\text{різ}} / V_{\text{дет}}$  – основний час обробки за один прохід круга, с;

$\tau_{\text{доп}}$  – допоміжний час обробки, затрачуваний на реверсування стола верстата в межах одного проходу круга, с.

Швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  визначається з перетвореної залежності (3.48):

$$V_{\text{дет}} = \lambda_{\text{м}} \cdot c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \left( \frac{\theta}{\sigma \cdot t} \right)^2 \cdot \left( \frac{t}{2 \cdot \rho} \right)^{0,5}, \quad (3.50)$$

де  $t = \Pi / n$ ;

$\Pi$  – величина припуску, що знімається, м.

Після підстановки залежності (3.50) в (3.49), отримано:

$$T_{\text{шт}} = \frac{L_{\text{різ}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}} \cdot \left( \frac{\Pi}{\theta} \right)^2 \cdot \left( \frac{2 \cdot \rho}{n \cdot \Pi} \right)^{0,5} + n \cdot \tau_{\text{доп}}. \quad (3.51)$$

Як видно, кількість проходів  $n$  неоднозначно впливає на штучний час обробки  $T_{шт}$ , тобто існує екстремум функції  $T_{шт}$  від  $n$ . Для його визначення функцію  $T_{шт}$  слід підкорити необхідній умові екстремуму  $(T_{шт})'_n = 0$ . Після перетворень отримані вираження для визначення екстремальних значень кількості проходів круга й штучного часу обробки:

$$n_{екстр} = \frac{\Pi}{\theta} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{L_{різ}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M \cdot \tau_{доп}}\right)^2 \cdot \left(\frac{\rho}{\theta}\right)}; \quad (3.52)$$

$$T_{шт.екстр} = (1,26 + 0,63) \cdot \frac{\Pi}{\theta} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{L_{різ}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}\right)^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot \rho \cdot \tau_{доп}}{\theta}\right)}. \quad (3.53)$$

У процесі цього встановлено, що друга похідна  $(T_{шт})''_n$  в точці екстремуму позитивна, отже, має місце мінімум функції  $T_{шт}$  від  $n$ .

Із залежності (3.53) випливає, що перший доданок (визначає основний час обробки в точці екстремуму функції  $T_{шт}$ ) в 2 рази більше другого доданку (визначає допоміжний час обробки), тобто  $\tau_{доп} = 0,5 \cdot \tau_{осн}$ . Зменшити  $T_{шт.екстр}$  можна зменшенням  $\Pi$ ,  $L_{різ}$  і  $\tau_{доп}$ , а також збільшенням заданої температури шліфування  $\theta$ . Параметри режиму шліфування  $t$  й  $V_{дет}$  не впливають на параметр  $T_{шт.екстр}$ , також як не впливають й на  $n_{екстр}$ . Між параметрами  $T_{шт.екстр}$  й  $n_{екстр}$  існує взаємозв'язок:

$$T_{шт.екстр} = 3 \cdot \tau_{доп} \cdot n_{екстр}. \quad (3.54)$$

Як видно, відношення  $T_{шт.екстр}/n_{екстр}$  залежить лише від величини  $\tau_{доп}$ . З урахуванням отриманих виразів вихідна залежність для визначення штучного часу обробки  $T_{шт}$  може бути подана у вигляді:

$$T_{шт} = \tau_{доп} \cdot \left( \frac{2 \cdot n_{екстр}^{1,5}}{n^{0,5}} + n \right). \quad (3.55)$$

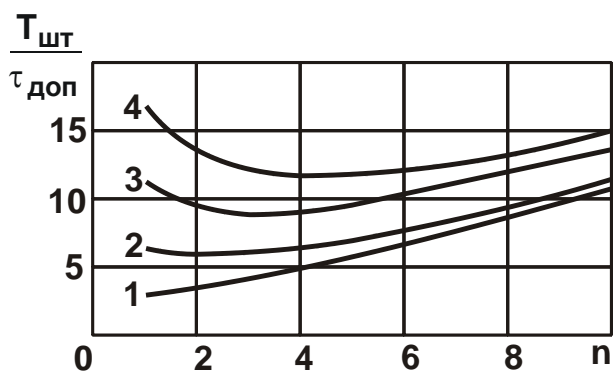


Рис. 3.11. Залежність  $T_{шт}/\tau_{доп}$  від  $n$

Умовні позначення: 1, ..., 4 –  $n_{екстр} = 1, \dots, 4$ .

мінімум безрозмірної величини  $T_{шт}/\tau_{доп}$  збільшується й зміщується в область більших значень  $n$ .

На рис. 3.11 і в табл. 3.1 наведені розраховані за залежністю (3.55) значення безрозмірної величини  $T_{шт}/\tau_{доп}$ . Зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  безрозмірна величина  $T_{шт}/\tau_{доп}$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Екстремум відсутній лише у випадку  $n_{екстр} = 1$ . У цьому випадку зі збільшенням  $n_{екстр}$  мінімум

Таблиця 3.1

### Розрахункові значення безрозмірної величини $T_{шт}/\tau_{доп}$

$n_{екстр}$	$n$					
	1	2	3	4	5	10
1	3	3,42	4,15	5	5,9	10,6
2	6,66	5,98	6,27	6,83	7,53	11,79
3	11,4	9,32	9	9,2	9,65	13,3
4	17	13,26	12,23	12	12,15	15

Залежність (3.55) зручно використовувати для аналізу штучного часу обробки  $T_{шт}$  з урахуванням лише основного часу обробки  $\tau_{осн} = L_{різ} / V_{дет}$ , тобто без урахування допоміжного часу обробки (другого доданка залежності). Це дозволить із одних позицій оцінювати вплив допоміжного часу обробки  $\tau_{доп}$  на зміну штучного часу обробки  $T_{шт}$ . У цьому випадку залежність (3.55) спроститься й набуде вигляду:

$$T_{шт} = \frac{2 \cdot n_{екстр}^{1,5}}{n^{0,5}} \cdot \tau_{доп} \cdot \quad (3.56)$$

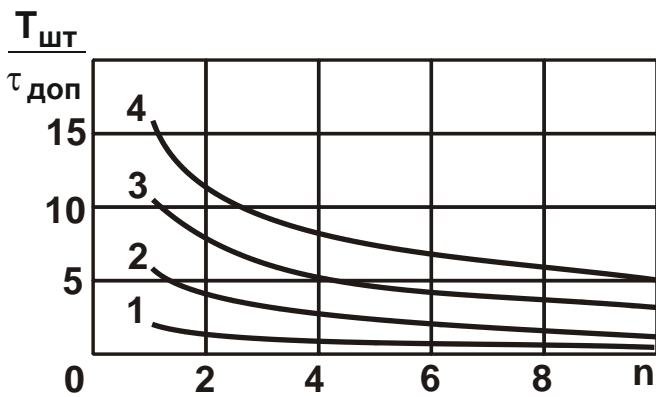


Рис. 3.12. Залежність  $T_{шт}/\tau_{доп}$  від  $n$

Умовні позначення: 1, ..., 4 –  $n_{екстр} = 1, \dots, 4$ .

Значення без розмірної величини  $T_{шт}/\tau_{доп}$ , розраховані за залежністю (3.56), завжди менше значень, розрахованих за залежністю (3.55).

Відповідно до залежності (3.56), штучний час обробки  $T_{шт}$  зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  безупинно зменшується. На рис. 3.12 і в табл. 3.2 наведені розраховані за залежністю (3.56) значення безрозмірної величини  $T_{шт}/\tau_{доп}$ . Як видно, значення без розмірної величини  $T_{шт}/\tau_{доп}$ , розраховані за залежністю (3.55), завжди менше значень, розрахованих за залежністю (3.56).

Таблиця 3.2

### Розрахункові значення безрозмірної величини $T_{шт}/\tau_{доп}$

$n_{екстр}$	$n$					
	1	2	3	4	5	10
1	2	1,42	1,15	1	0,9	0,6
2	5,66	3,98	3,27	2,83	2,53	1,79
3	8,4	7,32	6	5,2	4,65	3,3
4	16	11,26	9,23	8	7,15	5

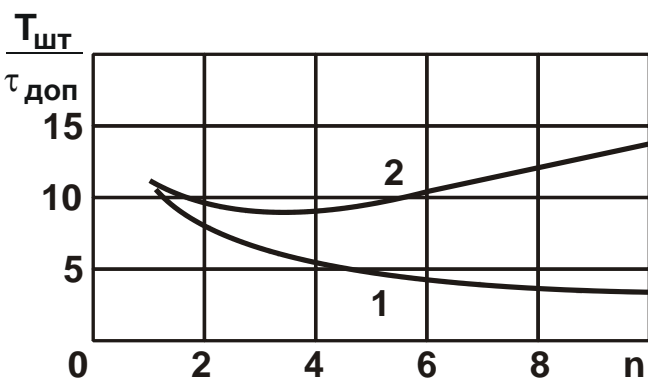


Рис. 3.13. Залежність  $T_{шт}/\tau_{доп}$  від  $n$

Умовні позначення: 1 – розрахунок за залежністю (3.56); 2 – розрахунок за залежністю (3.55).

Даний висновок впливає також із залежності (3.53), оскільки перший доданок, що визначає основний час обробки,

Для наочності отриманих рішень на рис. 3.13 наведені розраховані за залежностями (3.55) і (3.56) значення безрозмірної величини  $T_{шт}/\tau_{доп}$  для випадку  $n_{екстр} = 3$ . У точці екстремуму значення  $T_{шт}/\tau_{доп}$ , розраховані за залежністю (3.55), в 1,5 рази більше значення  $T_{шт}/\tau_{доп}$ , розрахованого за залежністю (3.56).

в два рази більший другого доданка, що визначає допоміжний час обробки. Такий же висновок випливає із залежності (3.54), розглядаючи в ній  $\tau_{\text{доп}} = 0,5 \cdot \tau_{\text{осн}}$ . Тоді залежність (3.54) набуде вигляду:

$$T_{\text{шт.екстр}} = 1,5 \cdot \tau_{\text{осн}} \cdot n_{\text{екстр}} \quad (3.57)$$

Як видно, за умови  $n = n_{\text{екстр}}$  параметр  $T_{\text{шт.екстр}}$  в 1,5 рази більше  $\tau_{\text{осн}}$ , тобто за рахунок реверсування стола верстата оптимальне значення штучного часу обробки збільшується в 1,5 рази.

Виконано розрахунок параметра  $n_{\text{екстр}}$  й відповідних йому оптимальних параметрів режиму шліфування  $t$  й  $V_{\text{дет}}$  для плоского шліфування пластини із загартованої сталі 18ХГН2МФБ твердістю HRC 57 ... 63 абразивним кругом 1А1 350х15х76 24А 40 СМ1 К6 зі структурою 7 (без застосування охолоджувальної рідини) для таких вихідних даних:  $L_{\text{різ}} = 100$  мм;  $\Pi = 0,4$  мм;  $R_{\text{кр}} = 0,15$  м;  $R_{\text{дет}} \rightarrow 0$ ;  $\rho = 6,67$  м<sup>-1</sup>;  $\tau_{\text{доп}} = 0,5$  с;  $\theta = 800$  °С;  $\lambda_{\text{м}} = 42$  Вт/(м·град);  $c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} = 5 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>·град).

Експериментально встановлено, що умовне напруження різання дорівнює  $\sigma = 15 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>.

Після підстановки вихідних даних у залежність (3.52), отримано  $n_{\text{екстр}} = 5,4$ , тобто необхідно прийняти значення  $n_{\text{екстр}} = 6$ . Тоді  $t = \Pi / n_{\text{екстр}} = 0,067$  мм. Швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , що визначається залежністю (3.50), дорівнює  $V_{\text{дет}} = 17,9$  м/хв.

Для меншої довжини ходу круга  $L_{\text{різ}} = 50$  мм, ці параметри, відповідно, набувають значення:  $n_{\text{екстр}} = 3,4$  (прийнято  $n_{\text{екстр}} = 4$ );  $t = 0,1$  мм;  $V_{\text{дет}} = 9,9$  м/хв. Як видно, зі зменшенням  $L_{\text{різ}}$  кількість проходів круга  $n_{\text{екстр}}$  й швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  зменшуються, а глибина шліфування  $t$  – збільшується, тобто спостерігається тенденція переходу від багатопрхідного шліфування до глибинного шліфування.

Таким чином, розрахунками встановлено, що допоміжний час обробки, пов'язаний з реверсуванням стола верстата, є суттєвим обмежувачим чинником збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  в умовах багатопрхідного шліфування. Цим пояснюється той факт, що на практиці швидкість деталі змінюється в обмежених межах.

### 3.6. Умови зменшення штучного часу обробки в процесі шліфування за температурним критерієм

Традиційно під час вибору оптимального режиму шліфування прагнуть глибину шліфування зменшувати, а швидкість деталі, навпаки, збільшувати з метою підвищення продуктивності обробки. Така закономірність, зокрема, впливає з аналітичної залежності (3.48) для визначення температури шліфування. Однак у цьому разі значно збільшується кількість проходів круга  $n$ , що призводить до втрати часу через реверсування стола верстата  $t_r$ , відповідно, збільшення штучного часу обробки  $T_{шт}$ . Розрахунками встановлено, що з урахуванням обмеження за температурою шліфування  $\theta$ , яка визначається залежністю (3.48), існує екстремальне (мінімальне) значення штучного часу обробки  $T_{шт.екстр}$ , що описується залежністю (3.53).

Як видно, залежність (3.53) не містить параметрів режиму шліфування й під час цього виконується умова  $\tau_{доп} = 0,5 \cdot \tau_{осн}$ . Відсутність у залежності (3.53) глибини шліфування  $t$  й швидкості деталі  $V_{дет}$  вказує на те, що внаслідок втрати часу на реверсування стола верстата, нівелюється ефект підвищення продуктивності обробки в умовах багатопрохідного шліфування, пов'язаний зі збільшенням  $V_{дет}$  і зменшенням  $t$ , відповідно до залежності (3.48).

Як впливає із залежності (3.53), для кожного значення  $L_{різ}$ ,  $\Pi$  і  $\tau_{доп}$ , а також кожної марки оброблюваного матеріалу (які відрізняються значеннями теплофізичних параметрів  $c_m$ ,  $\rho_m$ ,  $\lambda_m$ ) існує цілком конкретне значення екстремального (мінімального) штучного часу обробки  $T_{шт.екстр}$ , що не залежить від режиму шліфування. Це надзвичайно важливе практичне рішення, яке свідчить про те, що процеси багатопрохідного й глибинного шліфування рівносильні з погляду забезпечення штучного часу обробки (тобто продуктивності обробки) для заданої температури шліфування  $\theta$  [47]. Ефект зменшення  $T_{шт}$  й, відповідно, підвищення продуктивності обробки залежить лише від параметрів  $L_{різ}$ ,  $\Pi$  і  $\tau_{доп}$ , тоді як у теорії й практиці шліфування прийнято вважати багатопрохідне й глибинне шліфування різними процесами за рівнем досягнення штучного часу обробки  $T_{шт}$  та продуктивності обробки для заданої температури шліфування  $\theta$ .

Отримане рішення відкриває нові технологічні можливості ефективного застосування процесу шліфування, правильного вибору раціональних параметрів режиму різання. Властиво цим можна пояснити те, що на практиці не вдалося домогтися суттєво ефекту з точки зору підвищення продуктивності від застосування як багатопрохідного, так і глибинного шліфування, оскільки, виходячи з отриманого рішення, ефект обробки обумовлений лише правильним вибором параметрів режиму різання для заданих параметрів  $L_{\text{різ}}$ ,  $\Pi$  і  $\tau_{\text{доп}}$ . Тому глибинне (однопрохідне) шліфування слід розглядати лише як окремий випадок багатопрохідного шліфування, реалізованого в умовах обробки деталей невеликої довжини  $L_{\text{різ}}$  з невеликою швидкістю деталі  $V_{\text{дет}}$ .

Як вже відзначалося, екстремальний (мінімальний) штучний час обробки  $T_{\text{шт.екстр}}$  з урахуванням обмеження за температурою шліфування  $\theta$  досягається за умови  $\tau_{\text{доп}} = 0,5 \cdot \tau_{\text{осн}}$ . Використовуючи дану умову, можна визначити оптимальні параметри режиму шліфування, розглядаючи  $\tau_{\text{осн}} = L_{\text{різ}} / V_{\text{дет}}$ . Звідки

$$V_{\text{дет}} = \frac{L_{\text{різ}}}{2 \cdot \tau_{\text{доп}}}. \quad (3.58)$$

У процесі плоского шліфування параметр  $L_{\text{різ}}$  визначає довжину ходу стола верстата, а в процесі круглого поздовжнього шліфування – довжину розгорнення гвинтової лінії на циліндричній деталі. У процесі плоского шліфування параметр  $L_{\text{різ}}$  змінюється в незначних межах, як правило, до 0,5 м. Наприклад, за умови  $\tau_{\text{доп}} = 0,5$  – зі швидкість деталі  $V_{\text{дет}} = 30$  м/хв. Якщо допоміжний час обробки  $\tau_{\text{доп}}$  більше, то швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  зменшиться. На практиці в процесі плоского шліфуванні  $V_{\text{дет}}$  в основному не перевищує 30 м/хв.

В умовах обробки деталі невеликої довжини, наприклад, для  $L_{\text{різ}} = 0,05$  м, швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  за умови  $\tau_{\text{всп}} = 0,5$  с дорівнює  $V_{\text{дет}} = 3$  м/хв, що фактично відповідає умовам глибинного шліфування. Глибина шліфування  $t$  під час цього встановлюється на основі залежності  $t = \Pi / n_{\text{екстр}}$ , а оптимальна кількість проходів круга  $n$  у разі знімання



припуску  $\Pi$  на основі залежності (3.52). Для розрахунків необхідно знати кількісні значення вхідних у залежність (3.52) параметрів:  $c_m, \rho_m, \lambda_m, \sigma, \Pi, L_{\text{різ}}, R_{\text{кр}}, \theta, \tau_{\text{доп}}$ .

Виходячи із проведеного аналізу, можна зробити висновок про те, що оскільки швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  встановлюється за залежністю (3.58), те вона залежить лише від двох параметрів:  $L_{\text{різ}}$  і  $\tau_{\text{доп}}$ . Глибина шліфування  $t$ , що встановлюється за залежністю  $t = \Pi/n_{\text{екстр}}$ , визначається з урахуванням усіх інших параметрів обробки:  $c_m, \rho_m, \lambda_m, \sigma, \Pi, L_{\text{різ}}, R_{\text{кр}}, \theta, \tau_{\text{доп}}$ . Тому зміна зазначених параметрів (за винятком  $L_{\text{різ}}$  і  $\tau_{\text{доп}}$ ) припускає лише зміну глибини шліфування й відповідно кількості проходів круга  $n$ . Швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  у цьому разі залишається незмінною, залежною лише від  $L_{\text{різ}}$  і  $\tau_{\text{доп}}$ .

Таким чином показано, що швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  суттєво обмежена величиною допоміжного часу обробки  $\tau_{\text{доп}}$ . Щоб виключити це обмеження, необхідно, наприклад, плоске шліфування деталей здійснювати на плоскошліфувальному верстаті не із прямокутним, а з обертовим столом. Це дозволить суттєво збільшити швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  й кількість проходів круга  $n$ , зменшуючи глибину шліфування  $t$  й збільшуючи продуктивність обробки для заданої температури шліфування  $\theta$ .

Важливо оцінити можливості збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  в процесі круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування. У цьому випадку

$$L_{\text{різ}} = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \frac{l_{\text{дет}}}{B}, \quad (3.59)$$

де  $D_{\text{дет}}, l_{\text{дет}}$  – діаметр і довжина оброблюваної деталі, м.

Як впливає з залежності (3.59), параметр  $L_{\text{різ}}$  в процесі круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування може набувати значно більші значення, ніж в процесі плоского шліфування. Причому, зі зменшенням параметра  $B$ , рівного поздовжній подачі на оберт деталі, довжина  $L_{\text{різ}}$  збільшується, досягаючи декількох метрів. Це, відповідно до залежності (3.58), припускає суттєве збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ ,

наприклад, до значень 200 – 500 м/хв і більше. У цьому випадку очевидно, втрати часу  $\tau_{\text{доп}}$ , пов'язані з реверсуванням стола верстата, мало впливають на швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , яка може встановлюватися достатньо великою, виходячи з технічних можливостей круглошліфувального верстата.

У більшості ж випадків круглого поздовжнього багатопрхідного шліфування, відповідно до залежностей (3.58) і (3.59), швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  набуває відносно невеликих значень й тому чинник втрати часу через реверсування стола верстата суттєво обмежує збільшення  $V_{\text{дет}}$ . Щоб його виключити, необхідно перейти від схеми поздовжнього багатопрхідного шліфування до схеми шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами [19]. У цьому випадку в процесі шліфування одного уступу відсутня необхідність реверсування стола верстата й тому відсутнє обмеження на збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ . Вона може бути встановлена максимально можливою для конкретного круглошліфувального верстата, а глибина шліфування  $t$ , навпаки, – мінімально можливою. У результаті досягається максимально можлива продуктивність обробки за умови забезпечення заданої температури шліфування, що виключає утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні. В узагальненому вигляді умови підвищення продуктивності обробки на основі отриманих теоретичних рішень показані на рис. 3.14.

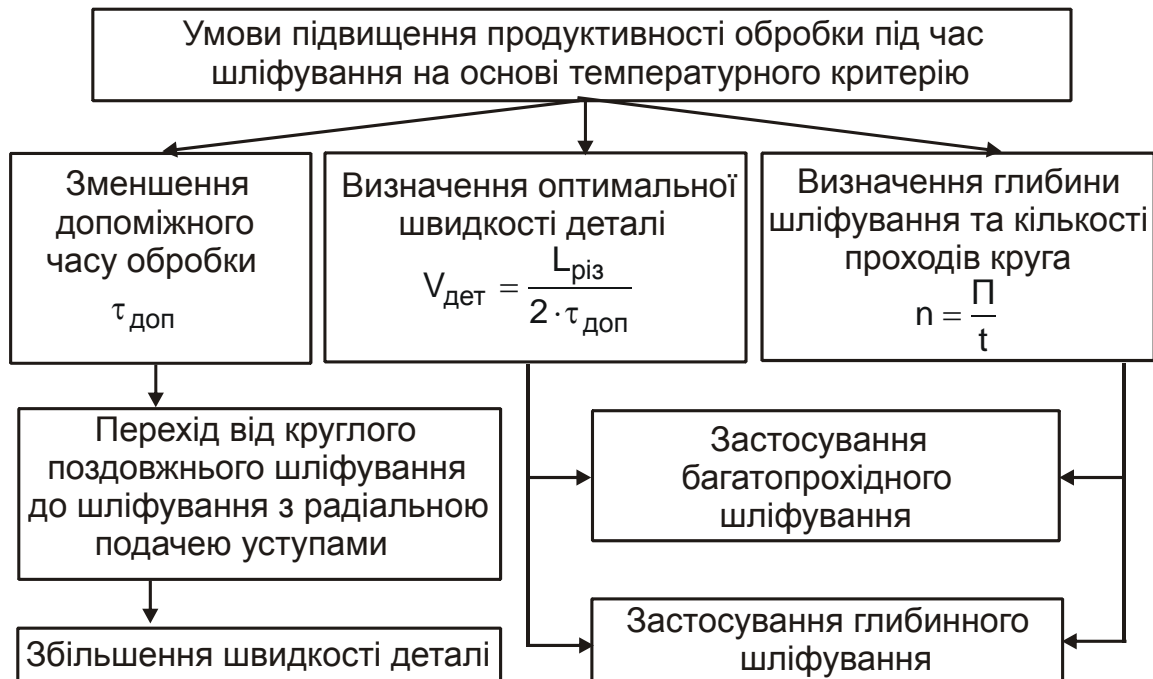


Рис. 3.14. Структурна схема умов підвищення продуктивності обробки в процесі шліфування за температурним критерієм

Вони дозволяють, по-перше, по-новому підійти до визначення оптимальних параметрів режиму шліфування, а по-друге, обґрунтувати умови вибору цілком конкретних значень параметрів режиму шліфування, реалізованих на практиці.

### **Висновки до розділу 3**

1. Виконано розрахунок і аналіз зміни температури шліфування й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, яка визначає, за суттю, товщину дефектного шару та якість оброблюваної поверхні. Показано, що основними умовами їх зменшення для заданої продуктивності обробки є зменшення умовного напруження різання й застосування схеми багатопрхідного шліфування.

2. Показано, що температура шліфування значно більше температури різання лезовим інструментом. Це пов'язано зі збільшенням умовного напруження різання внаслідок тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і різання зернами, що мають негативні передні кути.

3. Запропоновано спрощене вирішення рівняння теплопровідності стосовно розрахунку температури шліфування. Показано, що дане вирішення дозволяє отримати значення температури шліфування, які незначно відрізняються від значень, отриманих на основі класичного вирішення рівняння теплопровідності (розбіжність у межах 11 %). Установлено, що основним недоліком отриманого спрощеного вирішення, також як і класичного вирішення, є неможливість визначення кінцевої глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі.

4. Теоретично встановлено, що параметри режиму багатопрхідного шліфування суттєво обмежені величиною допоміжного часу обробки, затрачуваного на реверсування стола верстата, і тому його необхідно враховувати під час вибору оптимальних умов шліфування.

5. Штучний час обробки зі зміною кількості проходів круга змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму, в якій основний час обробки в два рази більший допоміжного часу.

6. Доведено, що процеси багатопрхідного й глибинного шліфування рівносильні з погляду забезпечення штучного часу та продуктивності обробки для заданої температури шліфування, тоді як у теорії й практиці шліфування прийнято вважати багатопрхідне й глибинне шліфування різними процесами за рівнем досягнення штучного часу обробки та продуктивності обробки для заданої температури шліфування.

## **Розділ 4**

### **Умови забезпечення високоякісної обробки деталей машин**

#### **4.1. Закономірності процесу шліфування суцільним і переривчастим кругами з фіксованою безперервною радіальною подачею**

У процесі виготовлення високоточних деталей на фінішних операціях традиційно широко використовуються методи обробки вільним абразивом (доведення, полірування та ін.). Однак у процесі обробки відбувається шаржування абразивних зерен в оброблюваний матеріал (особливо під час обробки кольорових металів), що неприпустимо. Крім того, процес обробки характеризується високою трудомісткістю. У зв'язку із цим виникає завдання застосування більш прогресивних методів обробки, що вилучають дане явище. Такими методами слід розглядати шліфування й у ряді випадків фінішну лезову обробку.

Як відомо, основним недоліком шліфування є наявність тертя зв'язки шліфувального круга з оброблюваним матеріалом, яке призводить до підвищення силової й теплової напруженості процесу різання, появі на оброблюваних поверхнях різних дефектів [10; 11; 22; 54; 58; 106 – 108]. Тому, щоб підвищити ефективність шліфування, необхідно вилучити або зменшити інтенсивність тертя в зоні різання, застосовуючи для цього різні технологічні методи й прийоми. Важливо також знати технологічні можливості процесу шліфування, що вимагає розроблення математичної моделі балансу енергії різання й тертя під час шліфування.

У роботах [28; 32; 88; 95; 101] показано значний вплив інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом на основні показники процесу шліфування, що призводить до зниження продуктивності та якості обробки. Однак ці результати отримано на основі експериментальних досліджень. Теоретичні рішення в цьому напрямку фактично відсутні. Це обмежує можливості достатньо повного розкриття фізичної сутності процесу шліфування й вимагає проведення подальших досліджень. Тому в даному розділі роботи обґрунтовані умови підвищення ефективності процесу шліфування на основі зниження інтенсивності тертя в зоні різання шляхом роздільного урахування енергій "чистого" різання й тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

Зараз на практиці використовується велика кількість різних за кінематичним виконанням процесів шліфування (кругле зовнішнє й внутрішнє шліфування, плоске й безцентрове шліфування та інше), реалізованих за жорсткою та пружною схемами шліфування. Однак технологічні можливості цих схем недостатньо теоретично досліджені, відсутнє їх єдине аналітичне подання, що не дозволяє провести їх порівняння за основними технологічними показниками обробки й науково обґрунтовано підійти до вибору найбільш ефективних схем і раціональних умов шліфування [75]. Тому в роботі проведено теоретичні дослідження технологічних можливостей різних процесів шліфування (рис. 4.1) з погляду зниження силової й теплової напруженості процесу шліфування, а також підвищення точності та якості оброблюваних поверхонь й продуктивності обробки. Отримані результати використані для аналізу технологічних можливостей підвищення ефективності фінішної лезової обробки.

На першому етапі досліджень проведено теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею, тобто реалізованою за жорсткою схемою шліфування [67].

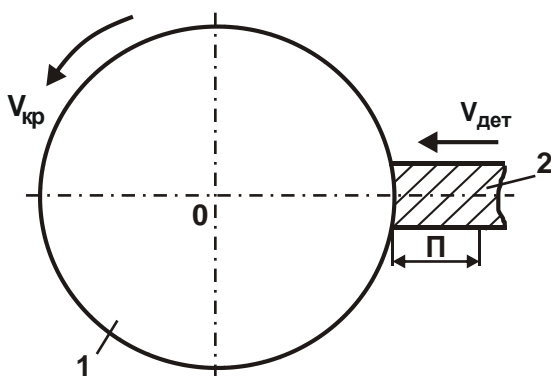


Рис. 4.1. Розрахункова схема параметрів процесу шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

Для цього використано результати теоретичних досліджень процесу шліфування, які наведено в роботах [8; 52]. Відповідно до спрощеної схеми шліфування прямолінійної деталі, що рухається вздовж нормалі до робочої поверхні круга зі швидкістю  $V_{дет}$  (рис. 4.1), тангенціальну  $P_z$  й радіальну  $P_y$  складові сили різання можна подати у вигляді [48]:

$$P_z = P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}} ; \quad (4.1)$$

$$P_y = P_{y_{різ}} + P_{y_{тр}} , \quad (4.2)$$

де  $P_{z_{різ}}$ ,  $P_{y_{різ}}$  – тангенціальна й радіальна складові сили різання, що визначаються процесом "чистого" різання, Н;

$P_{z_{тр}}$ ,  $P_{y_{тр}}$  – тангенціальна й радіальна складові сили різання, що визначаються процесом тертя зв'язки круга з матеріалом, Н.

Складові сили різання  $P_{z_{різ}}$  і  $P_{y_{різ}}$  аналітично описуються [52]:

$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot S_{\text{мит}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}}; \quad (4.3)$$

$$P_{y_{різ}} = \frac{P_{z_{різ}}}{K_{різ}}, \quad (4.4)$$

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

$Q = F \cdot V_{\text{дет0}}$  – фактична продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$F$  – площа поперечного перерізу оброблюваного прямолінійного зразка,  $\text{м}^2$ ;

$V_{\text{дет0}}$  – фактична лінійна швидкість знімання матеріалу,  $\text{м}/\text{с}$  ( $V_{\text{дет0}} \leq V_{\text{дет}}$ );

$K_{різ} = P_{z_{різ}} / P_{y_{різ}} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$  – коефіцієнт різання;

$\psi$  – умовний кут тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом ( $\text{tg} \psi = f$  – коефіцієнт тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом);

$\gamma$  – умовний (негативний) передній кут різального зерна.

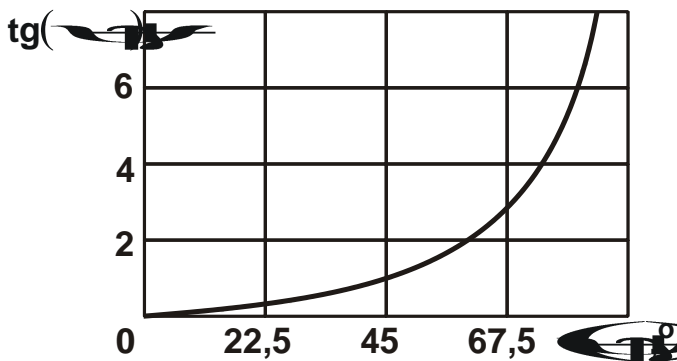
Остаточна залежність (4.4) набуває вигляду:

$$P_{y_{різ}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{K_{різ} \cdot V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma). \quad (4.5)$$

Як випливає з залежностей (4.3) і (4.5), складові сили різання  $P_{z_{різ}}$  й  $P_{y_{різ}}$  тим менші, чим менші параметри  $\sigma$ ,  $F$ ,  $V_{\text{дет0}}$  і більше  $V_{\text{кр}}$ . На радіальну складову сили різання  $P_{y_{різ}}$  значно впливає кут дії  $(\psi + \gamma)$  (табл. 4.1, рис. 4.2). Зі збільшенням кута дії  $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$  радіальна складова сили різання  $P_{y_{різ}}$  необмежено збільшується. Отже, необхідно зменшувати кути  $\psi$  й  $\gamma$  за рахунок зниження інтенсивності тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом і підвищення гостроти різального зерна.

Розрахункові значення тригонометричної функції  $\operatorname{tg}(\psi + \gamma)$ 

$\psi + \gamma, ^\circ$	0	10	30	45	60	90
$\operatorname{tg}(\psi + \gamma)$	0	0,176	0,577	1	1,732	$\infty$

Рис. 4.2. Графік функції  $\operatorname{tg}(\psi + \gamma)$ 

Складові сили різання  $P_{z_{\text{тр}}}$  й  $P_{y_{\text{тр}}}$  мають місце у разі наявності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, коли виконується умова  $V_{\text{дет}0} \leq V_{\text{дет}}$ . У цьому випадку оброблюваний матеріал, що підводиться у зону різання, не встигає повністю

віддалятися різальними зернами круга й тому в технологічній системі виникає пружне переміщення  $y$ , яке із часом обробки  $\tau$  збільшується за залежністю:

$$y = (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет}0}) \tau. \quad (4.6)$$

Відповідно, величина пружного переміщення  $y$  визначає виникнення в технологічній системі радіальної складової сили різання  $P_{y_{\text{тр}}}$ , яка характеризує інтенсивність тертя зв'язки шліфувального круга з оброблюваним матеріалом:

$$P_{y_{\text{тр}}} = c \cdot y = c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет}0}) \tau, \quad (4.7)$$

де  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м.

З урахуванням  $Q_{\text{ном}} = F \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau$  і  $Q = F \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \tau$  залежність (4.7) набуває вигляду:

$$P_{y_{\text{тр}}} = \frac{c}{F} \cdot (Q_{\text{ном}} - Q) \tau, \quad (4.8)$$

де  $Q_{\text{ном}}$ ,  $Q$  – номінальна й фактична продуктивності обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ .

Із залежності (4.8) випливає, що виникнення в технологічній системі радіальної складової сили різання  $P_{y_{тр}}$  пов'язане з розходженням номінальної й фактичної продуктивностей обробки ( $Q_{ном} > Q$ ). За умови рівності  $Q_{ном} = Q$  сила  $P_{y_{тр}} = 0$ . Отже, підвищити ефективність процесу шліфування можна за рахунок забезпечення повного знімання матеріалу, що підводиться в зону різання, тобто виконання умови  $Q_{ном} = Q$ , яка відповідає умові  $P_{y_{тр}} = 0$ . Тангенціальна складова сили різання  $P_{z_{тр}}$  пов'язана зі складовою сили різання  $P_{y_{тр}}$  відношенням  $P_{z_{тр}} / P_{y_{тр}} = f_1$ , де  $f_1$  – коефіцієнт тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Тоді

$$P_{z_{тр}} = f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \quad (4.9)$$

Як випливає із залежностей (4.9) і (4.7), складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  й  $P_{y_{тр}}$  тим менші, чим менші параметри  $f_1$ ,  $c$ ,  $(V_{дет} - V_{дет0})$  і  $\tau = \Pi / V_{дет}$ , де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається, м (див. рис. 4.1). За умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  й  $P_{y_{тр}}$  дорівнюють нулю. Тому в процесі шліфування необхідно прагнути виконувати умову  $V_{дет0} \rightarrow V_{дет}$  за рахунок підтримки протягом обробки високої різальної здатності шліфувального круга й вилучення інтенсивного тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це досягається реалізацією режиму самозагострювання круга або режиму його безперервного виправлення.

В умовах роботи круга в режимі затуплення, очевидно, швидкість  $V_{дет0}$  зменшується, що призводить до порушення умови  $V_{дет0} = V_{дет}$ , оскільки  $V_{дет0}$  менше  $V_{дет}$ . Тоді остаточно залежності для визначення тангенціальної  $P_z$  й радіальної  $P_y$  складових сили різання, а також величини пружного переміщення  $y = P_y / c$  аналітично опишуться:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau; \quad (4.10)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau; \quad (4.11)$$



$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет0}}}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет0}}) \cdot \tau. \quad (4.12)$$

Як впливає із залежності (4.10), зі зменшенням швидкості  $V_{\text{дет0}}$  (у зв'язку зі зношуванням зерен і затупленням круга) перший доданок залежності зменшується, а другий, навпаки, збільшується. Однак під час цього збільшується й умовне напруження різання  $\sigma$ , що в остаточному підсумку призводить до збільшення першого доданка залежності (4.10) із часом обробки.

Така сама закономірність простежується за умови зміни радіальної складової сили різання  $P_y$  й величини пружного переміщення  $y = P_y / c$ , які визначаються залежностями (4.11) і (4.12). У даному випадку збільшення перших і других доданків із часом обробки проходить з більшою інтенсивністю, оскільки перший доданок містить додатковий множник  $\operatorname{tg}(\psi + \gamma)$ , який збільшується в міру затуплення різального зерна (за рахунок збільшення негативного переднього кута  $\gamma$ ). Другий доданок залежності (4.11) більше другого доданка залежності (4.10), оскільки  $f_1 < 1$ . Тому другий доданок залежності (4.11) збільшується більш інтенсивно із часом обробки.

На рис. 4.3 наведено результати розрахунків першого і другого доданків залежностей (4.10), (4.11) і (4.12) для таких вихідних даних:  $\sigma = 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $F = 100$  мм<sup>2</sup>;  $V_{\text{дет0}} = 6$  мм/хв  $= 0,1$  мм/с;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с  $= 3 \cdot 10^4$  мм/с;  $c = 3 \cdot 10^3$  Н/мм;  $f_1 = 0,4$ ;  $V_{\text{дет}} = 7$  мм/хв  $= 0,117$  мм/с;  $\psi = 30^\circ$ ;  $\gamma = 45^\circ$ ;  $\operatorname{tg}(\psi + \gamma) = \operatorname{tg}75^\circ = 3,772$ .

Як видно, перший доданок залежності (4.10) суттєво менше другого доданку (майже в 10 разів за умови  $\tau = 10$  с). Тому подальше здійснення процесу шліфування недоцільно, оскільки це призводить до значного збільшення пружного переміщення в технологічній системі й складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$ .

Отже, для ефективного використання даної схеми шліфування необхідно вилучити утворення другого доданка в залежностях (4.10), (4.11) і (4.12) за рахунок застосування більш прогресивного шліфувального круга, який працює в режимі самозагострювання й забезпечує повне знімання оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання ( $V_{\text{дет0}} = V_{\text{дет}}$ ).

Таким чином теоретично встановлено, що в умовах роботи шліфувального круга в режимі затуплення складові сили різання  $P_z$  й  $P_y$  із часом обробки  $\tau$  необмежено збільшуються (рис. 4.4). Це, очевидно, призводить до зниження точності обробки, збільшення температури шліфування й, відповідно, зниження якості обробки. Тому застосування розглянутої жорсткої схеми шліфування малоефективне, тому що вона не дозволяє управляти силовою напруженістю процесу. У результаті через певний час обробки необхідно переривати процес шліфування для усунення натягу, який утворюється в технологічній системі, оскільки в протилежному випадку може відбутися зупинка електродвигуна або поломка шліфувального верстата. У результаті це призводить до збільшення часу обробки зразка й, відповідно, до зменшення продуктивності обробки.

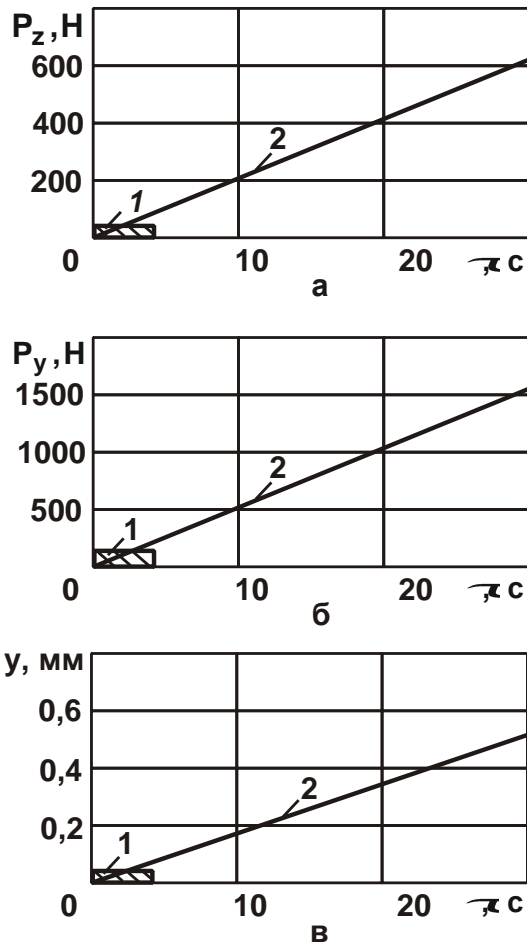


Рис. 4.3. Розрахункові значення першого (1) і другого (2) доданків залежностей (4.10), (4.11) і (4.12)

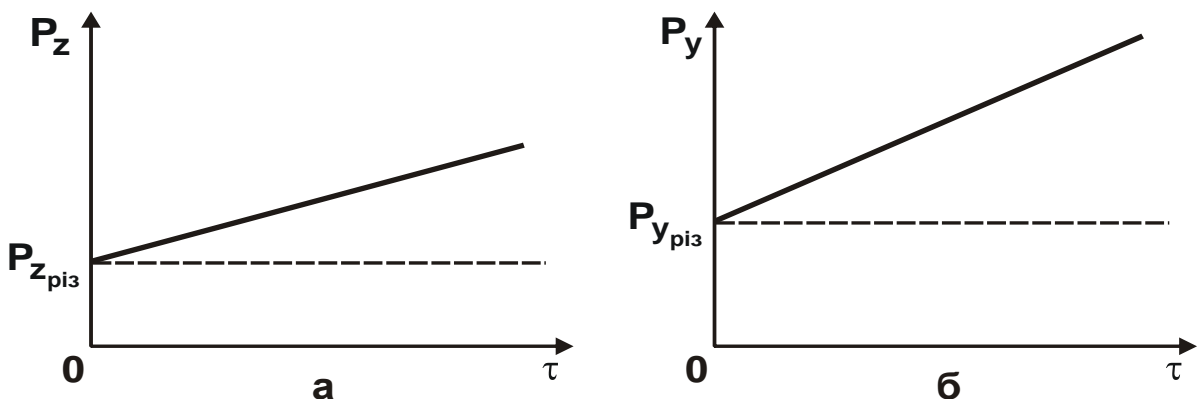


Рис. 4.4. Характер зміни складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$  із часом обробки  $\tau$

Як показує практика, для ефективного ведення процесу шліфування в цих умовах доцільно здійснювати імпрегнування абразивного круга [99; 102], забезпечуючи цим підвищення його різальних властивостей, що призводить до зменшення інтенсивності тертя зв'язки й зерен круга з оброблюваним матеріалом (зменшення коефіцієнта тертя  $f_1$  в залежності (4.10)) та ін. Виходячи із залежності (4.10), це знижує тангенціальну складову  $P_z$ , а відповідно й радіальну складову  $P_y$  сили різання.

Підвищити ефективність процесу шліфування можна також застосуванням кругів із переривчастою робочою поверхнею [101]. У зв'язку з переривчастим характером шліфування в початковий момент взаємодії робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом технологічна система не встигає зреагувати на імпульс сили й отримати відповідне пружне переміщення. Це впливає з аналітичної залежності для визначення амплітуди коливань, що виникають у технологічній системі від дії короткочасної сили різання без урахування дисипативних сил (рис. 4.5) [52]:

$$y = y_{\text{стат}} \cdot (-\cos k\tau), \quad (4.13)$$

де  $y_{\text{стат}}$  – статичне переміщення у технологічній системі, м;

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

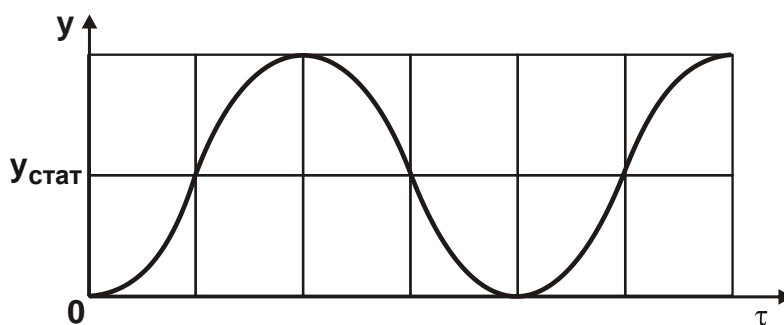


Рис. 4.5. Характер зміни амплітуди коливань від часу  $\tau$

Як впливає з залежності (4.13), для відносно невеликого значення  $k\tau < \pi/2$  амплітуда коливань  $y \rightarrow 0$ . У роботі [89] показано, що власна частота пружної системи плоскошліфувального верстата набуває значення в діапазоні  $k = 0 \dots 50$  Гц. Час контакту робочого виступу довжиною  $l_{01} = 20$  мм переривчастого круга з оброблюваним матеріалом

за умови швидкості круга  $V_{\text{кр}} = 40$  м/с дорівнює  $\tau = \frac{l_{01}}{V_{\text{кр}}} = \frac{20 \text{ мм}}{40 \cdot 10^3 \text{ мм/с}} =$

$0,5 \cdot 10^{-3}$  с.

Добуток  $k\tau$  для  $k=300$  Гц дорівнює:  $k\tau=300 \text{ с}^{-1} \cdot 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ с} = 0,15$ , а період коливань пружної системи верстата –  $T = 2\pi = 6,28$ .

Звідси  $\frac{T}{k\tau} = \frac{6,28}{0,15} = 41,9$ , тобто час контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом значно менший періоду коливань пружної системи верстата  $T$ .

Отже, відповідно до залежності (4.13), величина пружного переміщення значно менше величини  $U_{\text{стат}}$ . Іншими словами, в момент контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом пружне переміщення фактично відсутнє в зв'язку з його динамічним запізнюванням від дії сили різання. Це сприяє більш глибокому впровадженню абразивних зерен в оброблюваний матеріал і підвищенню інтенсивності знімання матеріалу, що фактично вилучає із залежностей (4.10) і (4.11) другі доданки, пов'язані з виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Отже, в процесі переривчастого шліфування можуть бути реалізовані умови  $V_{\text{дет}0} \rightarrow V_{\text{дет}}$  й  $Q \rightarrow Q_{\text{ном}}$ , які визначають сталість у часі складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$ . Це погодиться з експериментальними даними (рис. 4.6) [102]. Установлено, що в процесі шліфування неімпрегнованими кругами коефіцієнт різальної здатності  $K = Q/P_y$  із часом обробки  $\tau$  зменшується. Це пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки  $Q$ .

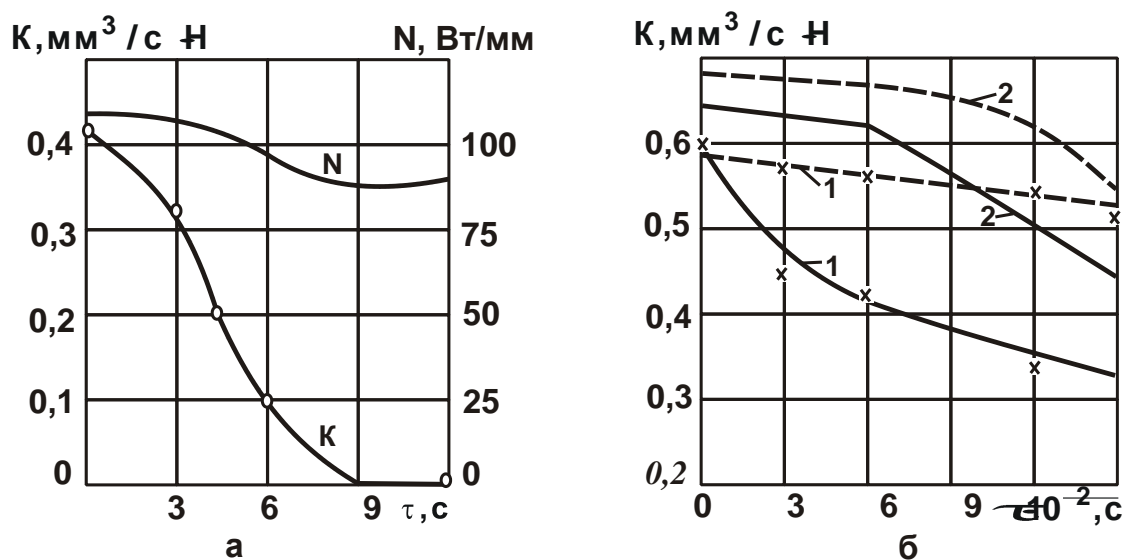


Рис. 4.6. Залежність від часу шліфування суцільним (контурні лінії) і переривчастим (пунктирні лінії) кругами потужності  $N$ , затрачуваної на різання (а), та коефіцієнта різальної здатності  $K$  (б) [102]

Умовні позначення: 1 – шліфування неімпрегнованими кругами; 2 – шліфування імпрегнованими кругами.

В умовах шліфування імпрегнованими кругами інтенсивність зменшення коефіцієнта різальної здатності  $K = Q/P_y$  значно менше, ніж в умовах шліфування неімпрегнованими кругами, що обумовлено зменшенням інтенсивності тертя зв'язки й зерен круга з оброблюваним матеріалом. Застосування переривчастих кругів дозволяє фактично вилучити зменшення коефіцієнта різальної здатності  $K = Q/P_y$  за рахунок збільшення продуктивності обробки  $Q$ .

У роботі [20] наведено залежність для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ , що дозволяє уточнити характер зміни складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$ , які визначаються залежностями (4.10) і (4.11):

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi + \gamma}{2}\right)}. \quad (4.14)$$

Після підстановки залежності (4.14) у (4.10) і (4.11), отримано:

$$P_z = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi + \gamma}{2}\right)} \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \tau; \quad (4.15)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi + \gamma}{2}\right)} \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \tau. \quad (4.16)$$

Як видно, в міру зношування й затуплення різальних зерен круга збільшується їх негативний передній кут  $\gamma$ , що призводить до фактично необмеженого збільшення складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$ . Причому, в значно більшому ступені збільшення радіальної складової сили різання  $P_y$ , оскільки залежність (4.11) містить ще й множник  $\operatorname{tg}(\psi + \gamma)$ , який більш інтенсивно збільшується зі збільшенням кута  $\gamma$ , ніж множник

$\frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi + \gamma}{2}\right)}$ . Отже, виходячи з такого аналітичного подання процесу шліфування, в початковий період обробки в залежностях (4.10) і (4.11)

будуть переважати перші доданки, які й визначають інтенсивне збільшення  $P_z$  й  $P_y$  зі збільшенням часу обробки  $\tau$ . Потім через певний час обробки  $\tau$  другі доданки можуть перевищити перші доданки й збільшення  $P_z$  й  $P_y$  буде відбуватися за рахунок збільшення других доданків. Особливо це може мати місце в процесі звичайного абразивного шліфування в умовах роботи круга в режимі затуплення.

У процесі переривчастого шліфування внаслідок більш глибокого впровадження різальних зерен в оброблюваний матеріал їх негативний передній кут  $\gamma$  менше, що, згідно з залежностями (4.15) і (4.16), призведе до зменшення  $P_z$  й  $P_y$ . Очевидно, цим можна пояснити зменшення силової напруженості переривчастого шліфування порівняно зі звичайним шліфуванням. Крім того, в умовах переривчастого шліфування, у зв'язку з більш інтенсивним відновленням різального рельєфу круга й збільшенням

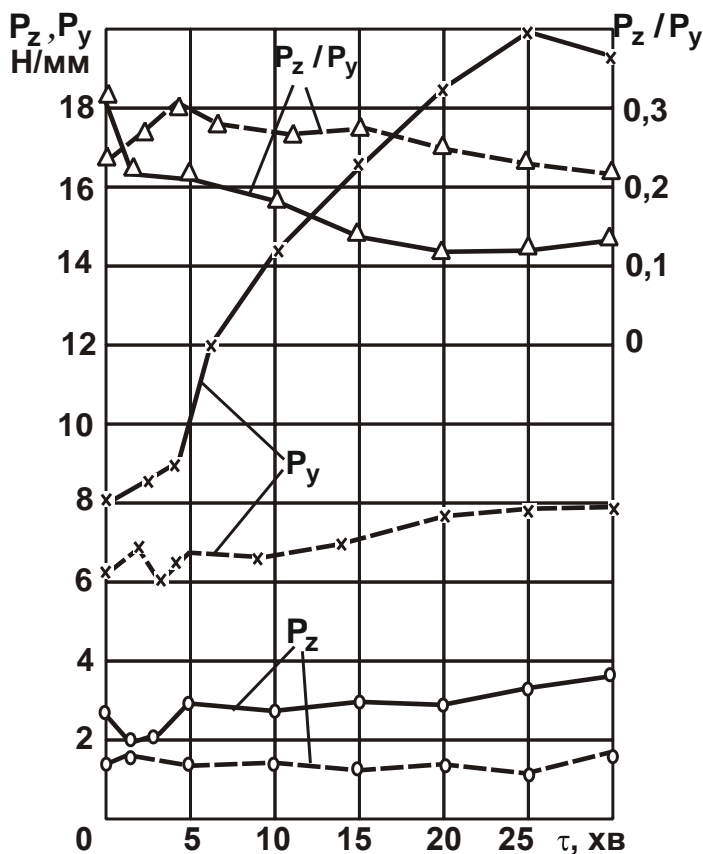


Рис. 4.7. Залежності  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_z/P_y$  від часу роботи круга [101]

Умови обробки:  $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 10$  м/хв.

Умовні позначення: контурні лінії – суцільний круг; штрихові – переривчастий круг.

виступання різальних зерен на рівнем зв'язки, зменшується інтенсивність тертя зв'язки й зерен з матеріалом, тобто зменшуються параметри  $\psi$  й  $f_1$ , що призводить до додаткового зменшення складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$ .

Отримані теоретичні рішення погодяться з відомими експериментальними даними. Так, у роботі [101] показано (рис. 4.7), що в умовах звичайного абразивного шліфування деталей зі сталі X12M абразивним кругом E9A25CM2K з перебігом часу обробки  $\tau$  складові сили різання  $P_z$  й  $P_y$  безупинно збільшуються, а в умовах переривчастого шліфування фактично залишаються постійними. Установлено, що  $K = Q/P_y$  із ча-

сом обробки в умовах звичайного абразивного шліфування зменшується, а в умовах переривчастого шліфування фактично залишається постійним (рис. 4.8 [101]).

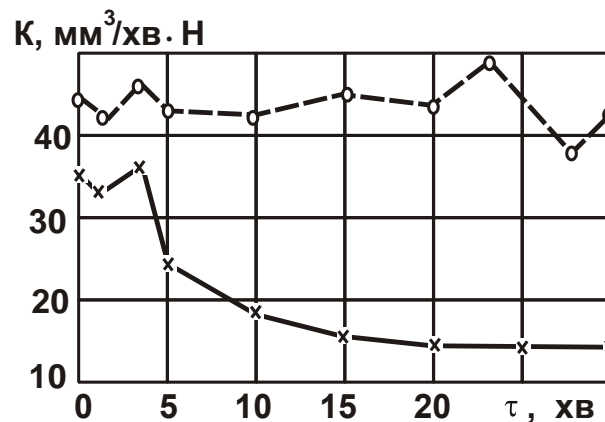


Рис. 4.8. Залежність коефіцієнта різальної здатності  $K$  від часу шліфування деталей зі сталі X12M [101]

Умови обробки: абразивний круг – E9A25CM2K;  $V_{кр} = 25$  м/с;  $V_{дет} = 10$  м/хв.

Умовні позначення: контурні лінії – суцільний абразивний круг; штрихові лінії – переривчастий круг.

Виходячи із залежностей (4.10) і (4.11), сталість складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$  із часом обробки  $\tau$  в процесі переривчастого шліфування пов'язана з виконанням умови  $V_{дет0} \approx V_{дет}$ , у результаті чого другі доданки в залежностях (4.10) і (4.11) фактично дорівнюють нулю й тому  $P_z$  й  $P_y$  не залежать від  $\tau$ . У процесі звичайного абразивного шліфування виконується умова  $V_{дет} > V_{дет0}$ , що призводить до збільшення складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$  із часом обробки  $\tau$ .

Виконання умови  $V_{дет0} \approx V_{дет}$  в процесі переривчастого шліфування пов'язане з ударним характером взаємодії різальних виступів переривчастого круга з оброблюваним матеріалом і збільшенням глибин впровадження в нього різальних зерен, у результаті чого забезпечується знімання фактично всього оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання, тобто фактична й номінальна продуктивності обробки в цьому випадку приблизно рівні одна одній.

Цьому також сприяє імпрегнація переривчастих кругів (див. рис. 4.6 [102]), що, відповідно до залежностей (4.10) і (4.11), призводить до збільшення швидкості  $V_{дет0}$  (тобто фактичної продуктивності обробки  $Q$ ) і зниження тангенціальної  $P_z$  та радіальної  $P_y$  складових сили різання.

Таким чином, теоретично показано, що в процесі переривчастого шліфування суттєво зменшується інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто в різанні беруть участь в основному абразивні зерна, що знижує силову напруженість процесу шліфування. Виходячи із цього, відповідно до залежностей (4.10) і (4.11), основною умовою зменшення складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$  із часом обробки  $\tau$  в процесі переривчастого шліфування є зменшення умовного напруження різання  $\sigma = 2\tau_{зсуб} / \text{tg} (5^\circ - 0,5 \cdot (\psi + \gamma))$  й тригонометричної функції  $\text{tg} (\psi + \gamma)$  за рахунок зменшення кутів  $\psi$  і  $\gamma$ . Це досягається, в першу чергу, застосуванням кругів із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються найменшими значеннями коефіцієнта тертя з оброблюваним матеріалом  $f_1$  і високою гостротою різальних зерен (невеликими кутами  $\gamma$ ). З урахуванням сказаного можна зазначити, що в умовах переривчастого шліфування розрахунок складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$  можливий за спрощеними залежностями (4.10) і (4.11) без урахування в них других доданків, які визначають тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

Підтвердженням сказаному є графіки зміни складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ , отриманими в процесі шліфування твердого сплаву Т15К6 алмазними кругами на бакелітовій Б1 і металевій М5 зв'язках (рис. 4.9 [62]). Як видно, у першому випадку складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  залишаються фактично незмінними із часом обробки, а в другому випадку – збільшуються із часом обробки, що обумовлено роботою круга в режимі затуплення й інтенсивним тертям зв'язки з оброблюваним матеріалом.

Вилучити другі доданки в залежностях (4.10) і (4.11) можна також за рахунок введення в зону різання електричного струму в процесі шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках (рис. 4.10 [62]). У цьому випадку коефіцієнт різальної здатності  $K = Q/P_y$  зі збільшенням тривалості обробки залишається фактично постійною, тоді як в умовах звичайного алмазного шліфування (роботі круга в режимі затуплення) безупинно зменшується – у зв'язку з тим, що  $V_{дет} > V_{дет0}$ .

Крім того, сталість в часі величини  $K = Q/P_y$  в процесі шліфування з введенням у зону різання електричного струму сприяє зменшенню умовного напруження різання  $\sigma = 2\tau_{зсуб} / \text{tg} (5^\circ - 0,5 \cdot (\psi + \gamma))$  за рахунок зменшення кутів  $\psi$  і  $\gamma$ .



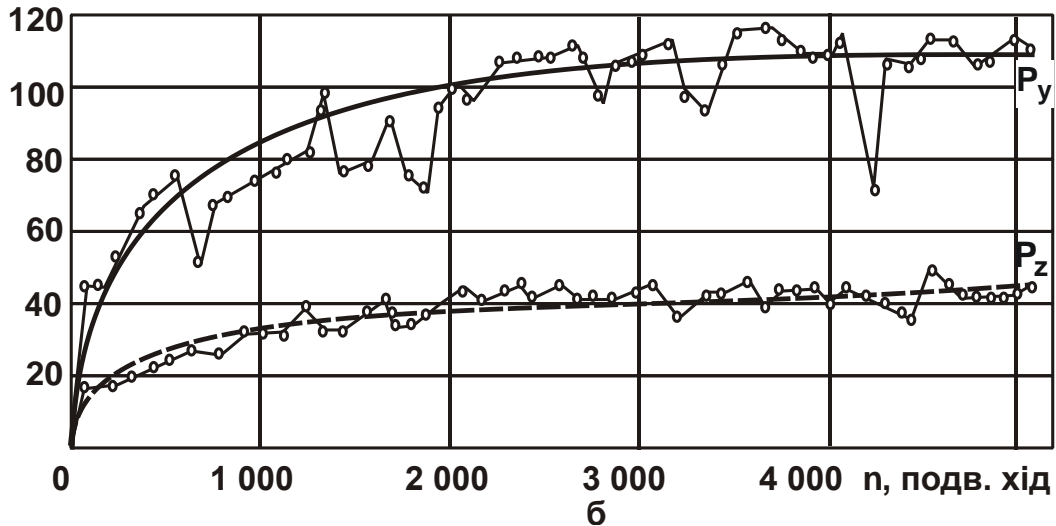
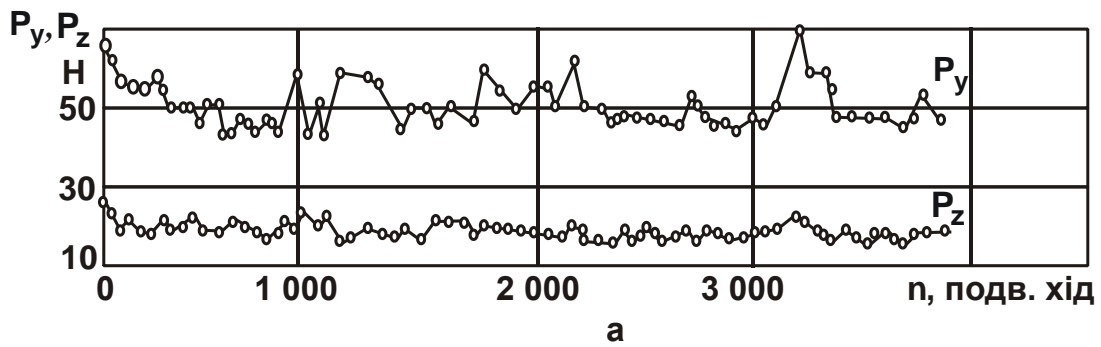


Рис. 4.9. Зміна складових сили різання  $P_z$  й  $P_y$  в умовах шліфування твердого сплаву Т15К6 алмазними кругами на бакелітовій Б1 (а) і металевій М5 (б) зв'язках [62]

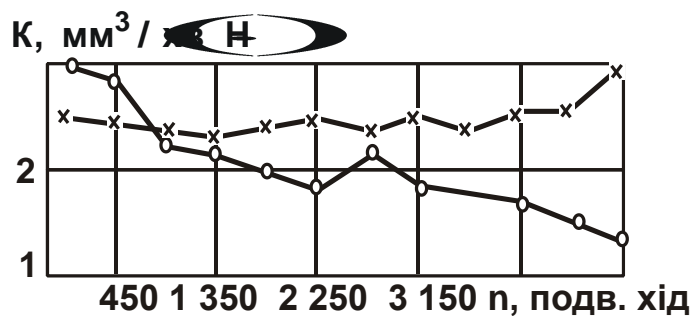


Рис. 4.10. Графіки зміни коефіцієнта різальної здатності  $K = Q/P_y$  залежно від тривалості роботи в умовах роботи з електричним струмом (штрихові лінії) і без електричного струму (суцільні лінії) [62]  
 Режим шліфування:  $V_{кр} = 17,6$  м/с;  $S = 2$  м/хв;  $U = 6$  В;  $I = 30$  А;  $t = 0,03$  мм/подв. хід; круг АС6 100/80, М5–5, 100 %.

Традиційно ефективність процесу шліфування оцінюють відношенням тангенціальної  $P_z$  й радіальної  $P_y$  складових сили різання, тобто коефіцієнтом шліфування  $K_{ш}$ , який визначається залежністю:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \tau}{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \tau}. \quad (4.17)$$

За умови  $\tau \rightarrow 0$ , тобто в початковий момент обробки, залежність (4.17) набуває спрощеного вигляду:

$$K_{ш} = K_{різ} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma). \quad (4.18)$$

Як впливає з рис. 4.11, отриманого на основі використання залежності (4.18), зі збільшенням кута  $\psi + \gamma \rightarrow 90^\circ$  коефіцієнт шліфування  $K_{ш} \rightarrow 0$ . Це означає, що зі збільшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma$  процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення мікростружок, тобто знімання матеріалу фактично відсутнє. У зв'язку із цим, для підвищення ефективності процесу різання кути  $\psi$  і  $\gamma$  необхідно зменшувати, що призводить до збільшення коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$ .

Зі збільшенням часу обробки  $\tau$  другі доданки в чисельнику й знаменнику залежності (4.17) збільшуються й становляться більшими перших доданків. Тому зневажаючи (у першому наближенні) першими доданками в чисельнику й знаменнику залежності (4.17), отримано:

$$K_{ш} = f_1 = \operatorname{tg} \psi_1 = \operatorname{ctg}(90^\circ - \psi_1), \quad (4.19)$$

де  $\psi_1$  – умовний кут тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

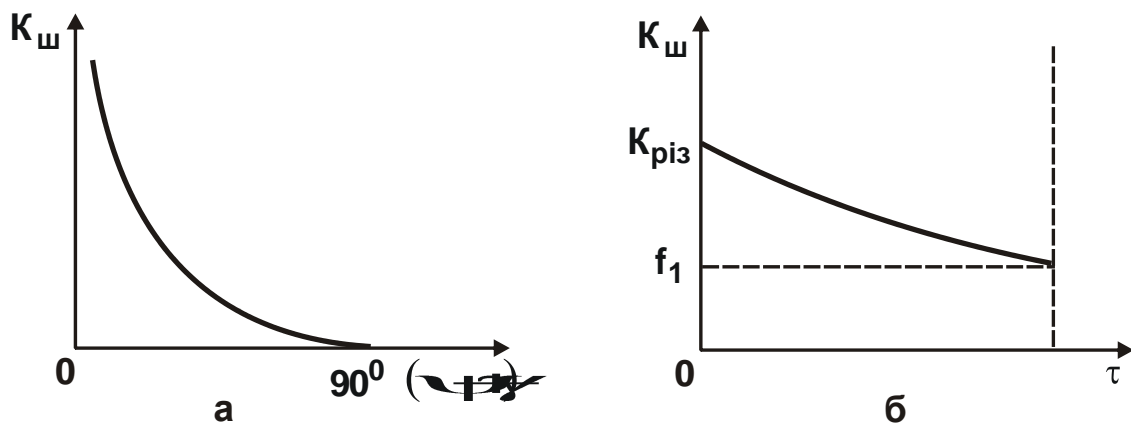


Рис. 4.11. Залежності  $K_{ш}$  від кута дії  $\psi + \gamma$  (а) і часу обробки  $\tau$  (б)

Порівняння залежностей (4.18) і (4.19) вказує на те, що в початковий момент обробки для невеликого кута  $\gamma$  кут  $90^\circ - \psi_1$  більше кута дії  $\psi + \gamma$  й тому, згідно з рис. 4.11а, виконується умова  $\text{ctg } 90^\circ - \psi_1 > \text{ctg } \psi + \gamma$ . Отже,  $\text{ctg } \psi + \gamma > f_1$  і характер зміни коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$  із часом обробки  $\tau$  підкоряється залежності, показаній на рис. 4.11б, тобто із часом обробки  $\tau$  коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  зменшується від значення  $K_{\text{різ}}$  до значення  $f_1$ .

Очевидно, за умови  $K_{\text{ш}} = f_1$  процес різання й знімання оброблюваного матеріалу фактично відсутні, тобто має місце лише тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це призводить до збільшення пружного переміщення в технологічній системі з часом обробки  $\tau$ . Виходячи з цього, можна визначити кут дії  $\psi + \gamma$ , за умови якого процес різання переходить у процес тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом:  $\text{ctg } 90^\circ - \psi_1 = \text{ctg } \psi + \gamma$  або  $90^\circ - \psi_1 = \psi + \gamma$ .

Граничне (максимальне) значення умовного (негативного) переднього кута різального зерна  $\gamma$ , за умови якого відбувається перехід від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, дорівнює:

$$\gamma = 90^\circ - \psi_1 - \psi. \quad (4.20)$$

Як видно, кут  $\gamma$  тим менший, чим більші кути  $\psi_1$  і  $\psi$ . Наприклад, для кутів  $\psi_1 = 20^\circ$  ( $\text{tg } \psi_1 = f_1 = 0,36$ ) і  $\psi = 10^\circ$  ( $\text{tg } \psi = f = 0,18$ ) граничне негативне значення кута  $\gamma = 60^\circ$ . Отже, для відносно великих значень кута  $\gamma > 60^\circ$  процес шліфування практично нездійснений у зв'язку з виникненням у технологічній системі значних пружних переміщень і відповідно значної сили різання, яка безупинно збільшується із часом обробки  $\tau$ .

Аналіз залежності (4.17) показує, що основним шляхом збільшення коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$  й підвищення продуктивності та якості обробки в процесі шліфування є виконання умови  $V_{\text{дет}0} = V_{\text{дет}}$ .

У цьому випадку коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  набуває найбільшого значення, яке визначається залежністю (4.18), і процес шліфування протікає з найбільшою ефективністю. Додатковою умовою збільшення ко-

ефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  слід розглядати зменшення кута дії  $\psi + \gamma$  за рахунок забезпечення високої різальної здатності шліфувального круга.

Важливо проведення аналізу одного з основних параметрів процесу різання – енергоємності обробки  $E$ , яка дорівнює відношенню роботи різання  $A_{різ} = N \cdot \tau$  до об'єму знятого матеріалу  $\mathcal{G} = Q \cdot \tau$  [70]:

$$E = \frac{A_{різ}}{\mathcal{G}} = \frac{N \cdot \tau}{Q \cdot \tau} = \frac{N}{Q}. \quad (4.21)$$

У процесі шліфування за схемою, показаною на рис. 4.1, справедливі відношення:  $N = P_z \cdot V_{кр}$ ;  $Q = F \cdot V_{дет0}$ . У результаті залежність (4.21) виразиться:

$$E = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F \cdot V_{дет0}}. \quad (4.22)$$

З урахуванням залежності (4.10) остаточно отримано:

$$E = \sigma + \left( \frac{V_{дет}}{V_{дет0}} - 1 \right) \cdot \frac{f_1 \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}{F}. \quad (4.23)$$

Як видно, енергоємність обробки  $E$  визначається двома доданками, перший з яких дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ , а другий – енергоємності процесу тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. За умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  другий доданок залежності (4.23) дорівнює нулю, тому енергоємність обробки  $E$  дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ .

У випадку  $V_{дет0} < V_{дет}$  зменшити другий доданок залежності (4.23) і енергоємність обробки  $E$  можна зменшенням параметрів  $f_1$ ,  $c$ ,  $V_{кр}$ ,  $\tau$  і збільшенням  $F$ .

Як впливає із залежності (4.23), енергоємність обробки  $E$  аналогічна тангенціальній  $P_z$  і радіальній  $P_y$  складовим сили різання, а також коефіцієнту шліфування  $K_{ш}$ , й визначається головним чином часом обробки  $\tau$ : вона збільшується зі збільшенням  $\tau$ , викликаючи підвищення силової й теплової напруженості процесу шліфування.

## 4.2. Уточнений підхід до визначення продуктивності обробки, сили різання й величини пружного переміщення в процесі шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею

Отримані в п. 4.1 аналітичні залежності слід вважати спрощеними, тому що в них не враховується зміна фактичної швидкості знімання металу  $V_{дет0}$  в реальному процесі шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею із часом обробки (див. рис. 4.1). Тому важливо встановити закон змінювання  $V_{дет0}$  в часі. Для цього слід виходити з умови, що радіальна складова сили різання  $P_y$  дорівнює силі, яка визначається величиною пружного переміщення, що виникає в технологічній системі, тобто  $P_y = c \cdot y$ , де  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м;  
 $y = V_{дет} \cdot \tau - \int V_{дет0} \cdot d\tau$ ;  $V_{дет}$  – номінальна швидкість знімання металу, м/с.

Тоді з урахуванням залежності (4.5) отримано:

$$\sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) = c \cdot V_{дет} \cdot \tau - c \cdot \int V_{дет0} \cdot d\tau. \quad (4.24)$$

У підсумку отримане інтегральне рівняння, аналогічне рівнянню, отриманому в роботі [93] на основі іншого підходу. Розглядаючи  $V_{дет}$  постійною величиною й диференціюючи всі складові залежності (4.24) за часом обробки  $\tau$ , отримане таке диференціальне рівняння, у якому невідомою функцією є  $V_{дет0}$ :

$$\frac{dV_{дет0}}{d\tau} + P_1 \cdot V_{дет0} = P_2, \quad (4.25)$$

$$\text{де } P_1 = \frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)};$$

$$P_2 = \frac{c \cdot V_{кр} \cdot V_{дет}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)}.$$

Розв'язок диференціального рівняння (4.25) відомий й виражається залежністю [21]:

$$V_{дет0} = \int d\tau \cdot P_2 \cdot e^{\int P_1 \cdot d\tau} + C_1 \cdot e^{-\int P_1 \cdot d\tau}, \quad (4.26)$$

де  $C_1$  – постійна інтегрування.

Після перетворень залежності (4.26) отримано:

$$V_{дет0} = V_{дет} + C_1 \cdot e^{-P_1 \cdot \tau}. \quad (4.27)$$

З урахуванням початкової умови  $V_{дет0} \Big|_{\tau=0} = 0$  постійна інтегрування  $C_1 = -V_{дет}$ . Тоді залежність (4.27) набуває вигляду:

$$V_{дет0} = V_{дет} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right). \quad (4.28)$$

Загальний вигляд залежності (4.28) показаний на рис. 4.12а. Як видно, із часом обробки  $\tau$  швидкість  $V_{дет0}$  асимптотично наближається до номінального значення  $V_{дет}$ .

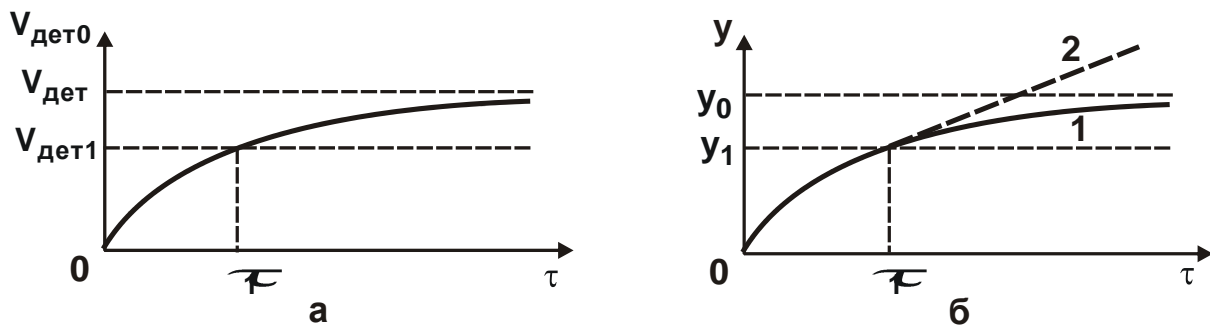


Рис. 4.12. Залежності швидкості  $V_{дет0}$  (а) й величини пружного переміщення  $y$  (б) від часу обробки  $\tau$

Величина пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі, з урахуванням залежності (4.28) набуває вигляду:

$$y = V_{дет} \cdot \tau - \int V_{дет0} \cdot d\tau = V_{дет} \cdot \tau - V_{дет} \cdot \tau - \frac{V_{дет}}{P_1} \cdot e^{-P_1 \cdot \tau} + C_2, \quad (4.29)$$

де  $C_2$  – постійна інтегрування.

З урахуванням початкової умови  $y|_{t=0} = 0$  постійна інтегрування  $C_2 = V_{дет} / P_1$ . Тоді залежність (4.29) набуває вигляду:

$$y = \frac{V_{дет}}{P_1} \cdot \left( -e^{-P_1 \cdot \tau} \right) = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right). \quad (4.30)$$

Як видно, залежності (4.30) і (4.28) мають однакову структуру, тобто параметри  $V_{дет0}$  та  $y$  змінюються за однаковим законом (рис. 4.12б).

Номінальна величина пружного переміщення  $y_0$ , відповідно до залежності (4.30), визначається залежністю:

$$y_0 = \frac{V_{дет}}{P_1} = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{c \cdot V_{кр}}. \quad (4.31)$$

Зменшити величину  $y_0$  можна зменшенням параметрів  $\sigma$ ,  $F$ ,  $\psi$ ,  $\gamma$ ,  $V_{дет}$  і збільшенням параметрів  $c$ ,  $V_{кр}$ . Установлений характер зміни функції  $V_{дет0}$ , відповідно до залежності (4.28), справедливий за умови, коли шліфувальний круг забезпечує повне знімання оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання зі швидкістю  $V_{дет}$ . Якщо дана умова не виконується, тобто коли повне знімання оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання, відбувається зі швидкістю  $V_{дет1} < V_{дет}$ , то після досягнення значення  $V_{дет0} = V_{дет1}$  настає стабілізація процесу шліфування в часі (див. рис. 4.12а). Час до моменту стабілізації  $\tau = \tau_1$  визначається із залежності (4.27) за умови  $V_{дет0} = V_{дет1}$ , тобто

$$V_{дет1} = V_{дет} - V_{дет} \cdot e^{-P_1 \cdot \tau_1}. \quad (4.32)$$

Звідки після перетворень отримано:

$$\tau_1 = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)}{c \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left| \frac{1}{\left( 1 - \frac{V_{дет1}}{V_{дет}} \right)} \right|. \quad (4.33)$$

Аналогічно величині  $y_0$ , яка визначається залежністю (4.31), час стабілізації процесу шліфування  $\tau_1$  тим менший, чим менші параметри  $\sigma$ ,  $F$ ,  $\psi$ ,  $\gamma$ ,  $V_{дет}$  і більші параметри  $c$ ,  $V_{кр}$ .

За умови  $\tau > \tau_1$  в технологічній системі утворюється пружне переміщення величиною  $y$ , що змінюється за лінійною залежністю із часом обробки  $\tau$  (графік 2 на рис. 4.12б), тобто

$$y = y_1 + (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot e^{-\tau/\tau_1}, \quad (4.34)$$

де  $y_1 = \frac{V_{дет}}{P_1} \cdot (1 - e^{-P_1 \cdot \tau_1})$  – величина пружного переміщення, отримана за умови  $\tau = \tau_1$ .

З урахуванням залежності (4.28) за умови  $\tau = \tau_1$  отримано:

$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau_1} \right) + (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot e^{-\tau/\tau_1}. \quad (4.35)$$

Як видно, за умови  $\tau = \tau_1$  величина пружного переміщення  $y = y_1$ , а за умови  $\tau > \tau_1$ , відповідно,  $y > y_1$ . Цим показано, що залежність (4.35) відрізняється від аналогічної спрощеної залежності (4.6) тим, що лінійний характер зміни величини пружного переміщення із часом обробки починається не зі значення  $\tau = 0$ , а зі значення  $\tau = \tau_1$ . За умови  $\tau < \tau_1$  величина пружного переміщення  $y$  підкоряється залежності (4.30), яка описується експонентною функцією й показана на рис. 4.12,б.

Радіальна складова сили різання  $P_y = c \cdot y$  з урахуванням залежності (4.35) набуває вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau_1} \right) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot e^{-\tau/\tau_1}. \quad (4.36)$$

Відповідно, тангенціальна складова сили різання  $P_z = P_y \cdot K_{ш}$  з урахуванням залежності (4.36) виражається:



$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{\text{дет}} \cdot K_{\text{ш}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau_1} \right) + c \cdot K_{\text{ш}} \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет1}}) \cdot (\tau - \tau_1). \quad (4.37)$$

Залежності (4.36) і (4.37) мають більш складний вигляд порівняно з аналогічними спрощеними залежностями (4.10) і (4.11). По-перше, вони містять у перших доданках додатково множник, укладений у круглі дужки, а в других доданках – множник  $(\tau - \tau_1)$  замість множника  $\tau$ . Крім того, в залежність (4.37) входить коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$ , який відрізняється від значень  $\operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$  і  $1/f_1$  й тому не призводить у відповідність залежності (4.10) і (4.37). Однак характер зміни складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  від усіх доданків, які входять у розглянуті залежності (4.10), (4.11), (4.36) та (4.37), аналогічний. Тому в першому наближенні з метою спрощення аналізу параметрів обробки слід використовувати наближені залежності (4.10) і (4.11). За умови  $\tau_1 \rightarrow 0$  ці залежності незначно відрізняються від залежностей (4.37) і (4.36).

За умови  $V_{\text{дет}} = V_{\text{дет1}}$  другі доданки в залежностях (4.36) і (4.37) відсутні, а коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  визначається залежністю (4.18). Тоді залежності (4.36) і (4.37) набувають вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right); \quad (4.38)$$

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right). \quad (4.39)$$

У цьому випадку мають місце процеси різання й тертя зерен круга з оброблюваним матеріалом, а процес тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом відсутній. Таким чином, отримано нові спрощені аналітичні залежності для визначення технологічних параметрів процесу шліфування за жорсткою схемою.

### 4.3. Визначення температури шліфування суцільним і переривчастим кругами з фіксованою безперервною радіальною подачею

Використання отриманих залежностей для визначення складових сили різання дозволяє розрахувати температуру шліфування  $\theta$  на основі відомої залежності [101] для визначення щільності теплового потоку:

$$q = \lambda_M \cdot \frac{\theta}{l_2}, \quad (4.40)$$

де  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M}}$  – глибина проникнення утвореного в процесі шліфування тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, м.

З урахуванням відомого відношення  $q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F}$  й залежності (4.10) отримано залежність для визначення температури шліфування  $\theta$ :

$$\theta = \left[ \sigma \cdot V_{дет0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot V_{кр} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}. \quad (4.41)$$

Наявність у залежності (4.41) другого доданка, який визначається інтенсивністю тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, дозволяє по-новому розкрити технологічні закономірності зміни температури шліфування  $\theta$ . Так, із залежності (4.41) випливає, що зі збільшенням  $f_1$ ,  $c$ ,  $(V_{дет} - V_{дет0})$ ,  $V_{кр}$ ,  $\tau$  і зменшенням  $F$  температура шліфування  $\theta$  збільшується. Це погодиться з експериментальними даними [99 – 102]. У роботі [57] встановлено, що зі збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$  температура шліфування  $\theta$  збільшується (рис. 4.13 – 4.15). На основі графоаналітичної обробки даних експерименту отримана залежність для визначення температури шліфування пластин твердого сплаву ВК6 алмазним кругом АЧК 125×10 АСР 125/100 МО13 100 % з охолодженням з урахуванням  $V_{кр}$ , поздовжньої  $S_{позд}$  й поперечної  $S_{поп}$  подач [57]:

$$\theta = 82 \cdot S_{позд}^{0,50} \cdot S_{поп}^{0,40} \cdot V_{кр}^{0,78}. \quad (4.42)$$

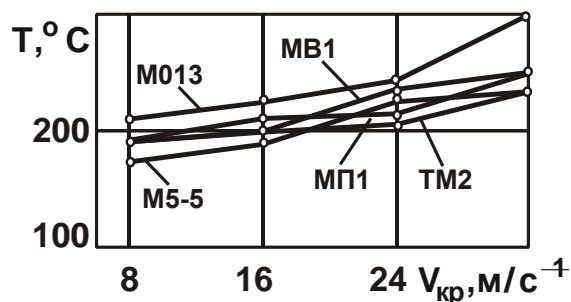


Рис. 4.13. Залежність температури шліфування від  $V_{кр}$  для кругів на зв'язках з Cu – Al – Zn основою [57]

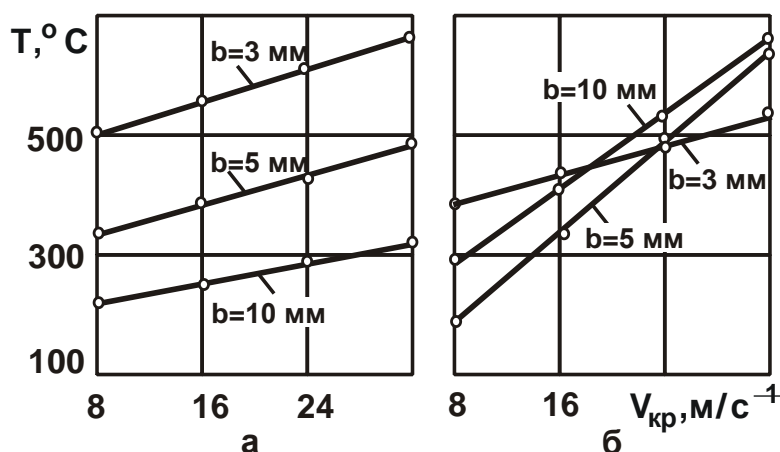


Рис. 4.14. Залежність температури поверхневого шару пластини твердого сплаву від частоти обертання круга й ширини алмазного шару кругів із неметалізованих (а) і металізованих (б) алмазів [57]

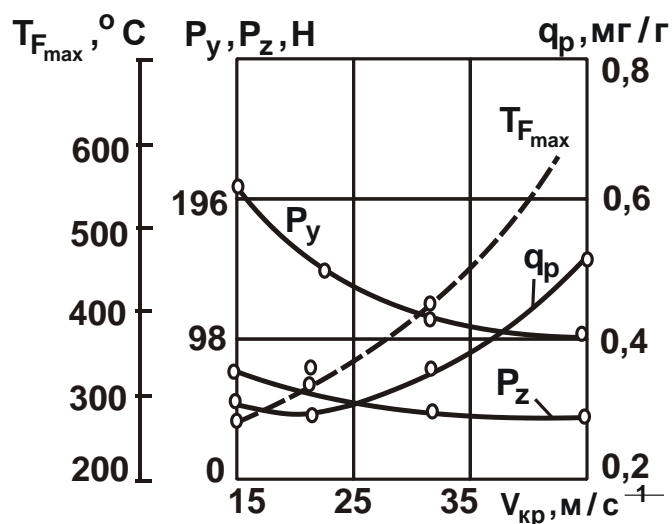


Рис. 4.15. Залежність питомої витрати алмазів, складових сили різання  $P_y$ ,  $P_z$  і температури поверхневого шару пластини твердого сплаву ВК6 від  $V_{кр}$  [57]

Умови обробки:  $S_{поп} = 0,05$  мм/подв. хід;  $S_{позд} = 2$  м/хв.

Виходячи з наведеної залежності (4.42), температура шліфування  $\theta$  зі збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$  збільшується фактично за лінійним законом, що відповідає аналітичній залежності (4.41). Цим показано, що наявність другого доданка в залежності (4.41), який визначається тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, дозволяє виявити характер зміни температури шліфування  $\theta$  зі збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$ . Це відкриває нові можливості перспектив розвитку процесу шліфування.

Додатковим підтвердженням ймовірності отриманої залежності (4.41) є те, що, як експериментально встановлено в роботі [101], температура в зоні контакту в умовах звичайного шліфування безупинно збільшується зі збільшенням часу шліфування зразка зі сталі, тоді як під час переривчастого шліфування максимальна температура мало змінюється – фактично залишається постійною. Збільшення поточної температури під час переривчастого шліфування  $\theta$  зі збільшенням часу шліфування, виходячи із залежності (4.41), обумовлено лише збільшенням

другого доданка й множника  $\sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}$ .

Сталість максимальної температури під час переривчастого шліфування  $\theta$ , відповідно до залежності (4.41), пов'язано, по-перше, з відсутністю в ній другого доданка в зв'язку з ударним характером взаємодії робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом (як показано раніше – під час аналізу складових сили різання в умовах переривчастого шліфування). У результаті залежність (4.41) набуває спрощеного вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}. \quad (4.43)$$

По-друге, як установлено [101], це пов'язано з періодичною зміною температури шліфування (рис. 4.16), яка за час контакту робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом досягає максимального значення, а за час переривання процесу шліфування зменшується до певного значення й потім знову збільшується до сталого максимального значення.

Із залежності (4.43) випливає, що температура в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  тим менша, чим менший час контакту робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом  $\tau$ . Зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  внаслідок ударного характеру взаємодії робочого

виступу круга з оброблюваним матеріалом також призводить до зменшення температури шліфування  $\theta$ . Наприклад, якщо час  $\tau$  в два рази менший часу контакту суцільного круга з оброблюваним матеріалом, то температура в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  зменшиться на 30 %, оскільки  $\sqrt{0,5} \approx 0,7$ , а  $1 - \sqrt{0,5} \approx 0,3$ . У цьому разі, як зазначалося раніше, зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  призведе до додаткового зменшення температури шліфування  $\theta$ . У результаті температура в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  зменшиться більш ніж на 30 %.

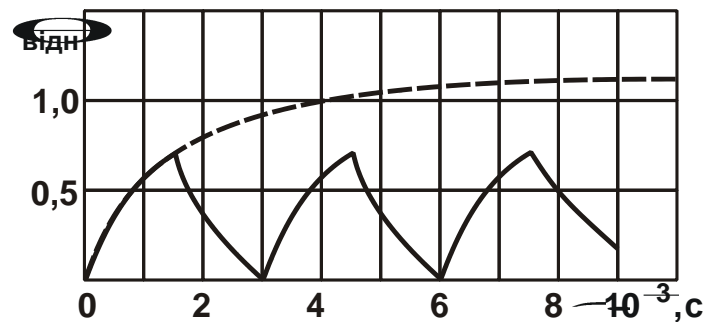


Рис. 4.16. Розрахункові значення температури в умовах шліфування звичайним і переривчастим кругами [101]

Важливо провести аналіз залежності (4.41) з урахуванням залежності (4.14) для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ :

$$\theta = \left[ \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left( 45^\circ - \frac{\psi + \gamma}{2} \right)} \cdot V_{дет0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot V_{кр} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}} \quad (4.44)$$

Як уже було зазначено, у міру зношування зерен круга їх негативний передній кут  $\gamma$  збільшується, що призводить до збільшення температури шліфування  $\theta$ . Така ж закономірність має місце й зі збільшенням умовного кута тертя  $\psi$  різального зерна з оброблюваним матеріалом. Це вказує на ефективність застосування переривчастого шліфування, яке характеризується меншими значеннями негативного переднього кута  $\gamma$  різального зерна у зв'язку з більш глибоким впровадженням зерен круга в оброблюваний матеріал. У результаті швидкість  $V_{дет0}$  залишається постійною із часом обробки  $\tau$ , тоді як в умовах звичайного абразивного

шліфування (суцільним кругом) унаслідок зношування зерен круга вона постійно зменшується в часі, знижуючи ефективність обробки.

Із залежності (4.41) випливає, що зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна різними шляхами, наприклад, за рахунок зменшення першого й другого доданків залежності (4.41), а також за рахунок зменшення часу обробки  $\tau$ . Однак зменшення параметрів  $V_{\text{дет}0}$  і  $\tau$  неефективно, оскільки це призводить до зниження продуктивності обробки. Тому основною умовою зменшення температури шліфування  $\theta$  є виконання умови  $V_{\text{дет}0} = V_{\text{дет}}$  за рахунок вилучення в процесі шліфування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Цього можна досягнути шляхом застосування переривчастого шліфування або ефективних методів виправлення круга, які забезпечують його високу різальну здатність. У цьому випадку залежність (4.41) набуває спрощеного вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}. \quad (4.45)$$

Залежність (4.45) не містить швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  та інших параметрів, що входять у другий доданок залежності (4.41).

Виходячи із залежності (4.45), зменшити температуру шліфування  $\theta$  для заданих значень  $V_{\text{дет}0}$  і  $\tau$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  за рахунок підтримки на робочій поверхні круга розвинутого різального рельєфу. Очевидно, для цього необхідно реалізувати режим інтенсивного самогострювання круга або використовувати ефективні методи виправлення круга, вчасно усуваючи з його робочої поверхні зерна, що затупилися, і виключаючи процес засалювання круга.

Динамічний характер взаємодії переривчастого круга з оброблюваним матеріалом також сприяє зниженню параметра  $\sigma$ . Виходячи зі сказаного, температуру в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  можна встановити таким чином. Час контакту робочого виступу переривчастого круга (довжиною  $l_{01}$ , рис. 4.17) з оброблюваним матеріалом дорівнює  $\tau = l_{01} / V_{\text{кр}}$ . Невилучений матеріал за час проходження западиною переривчастого круга (довжиною  $l_{02}$ , рис. 4.17) зони шліфування віддаляється наступним робочим виступом круга з більшою швидкістю:

$$V_{\text{дет}0_1} = V_{\text{дет}0} \cdot \frac{l_{01} + l_{02}}{l_{01}} = V_{\text{дет}0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right). \quad (4.46)$$

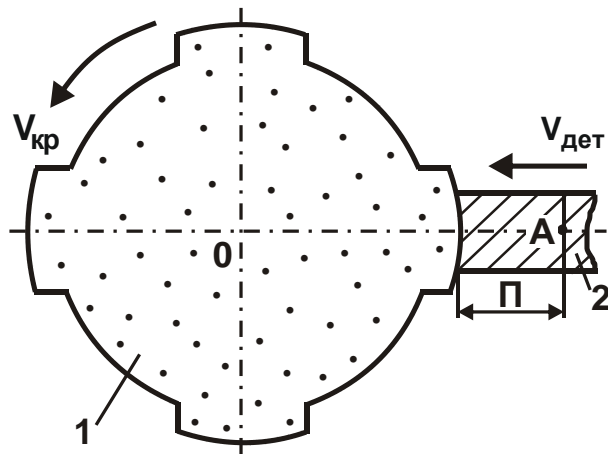


Рис. 4.17. Розрахункова схема параметрів переривчастого шліфування

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

Отже, чим більше відношення  $l_{02}/l_{01}$ , тим більша швидкість  $V_{дет0_1}$ . Після підстановки залежності (4.46) у залежність (4.45) з урахуванням умови  $\tau = l_{01}/V_{кр}$  отримано:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m \cdot V_{кр}}} \quad (4.47)$$

Відповідно до залежності (4.47), збільшення швидкості круга  $V_{кр}$  сприяє зниженню температури в умовах переривчастого шліфування  $\theta$ . Довжина робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$  неоднозначно впливає на  $\theta$ . У зв'язку із цим важливо встановити характер зміни температури в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  залежно від довжини  $l_{01}$ . Для цього слід підкорити залежність (4.47) необхідній умові екстремуму:

$$\theta'_1 = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m \cdot V_{кр}}} \cdot \left( 0,5 \cdot l_{01}^{-0,5} - 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5} \cdot l_{02} \right) = 0 \quad (4.48)$$

Звідси випливає, що екстремальне значення довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$  дорівнює довжині западини переривчастого круга  $l_{02}$ , тобто

$$l_{01} = l_{02} \quad (4.49)$$

Для визначення характеру екстремуму (мінімуму або максимуму) функції  $\theta$  необхідно встановити знак її другої похідної в точці екстремуму, тобто в точці  $l_{01} = l_{02}$ :

$$\begin{aligned} \theta''_{l_1} &= \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \left( 0,25 \cdot l_{01}^{-1,5} + 0,75 \cdot l_{01}^{-2,5} \cdot l_{02} \right) \\ &= \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5}. \end{aligned} \quad (4.50)$$

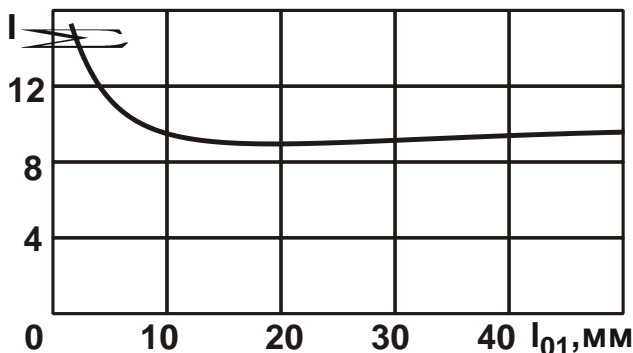


Рис. 4.18. Залежність множника  $I_\Sigma$  від довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$

Як видно, у точці екстремуму  $l_{01} = l_{02}$  друга похідна функції  $\theta$  набуває позитивного значення. Це вказує на наявність мінімуму функції  $\theta$ . На рис. 4.18 і в табл. 4.2 наведено розрахункові значення множника  $I_\Sigma = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ , який входить у залежність (4.47) і визначає її змінну частину для  $l_{02} = 20$  мм.

Мінімум функції  $\theta$  досягається за умови  $l_{01} = 20$  мм. У разі  $l_{01} < 20$  мм зі зменшенням довжини робочого виступу круга  $l_{01}$  значення множника  $I_\Sigma$  різко збільшуються, а у разі  $l_{01} > 20$  мм зі збільшенням  $l_{01}$  – збільшуються незначно (фактично залишаються постійними). Отже, майже з однаковою ефективністю виконується обробка з довжиною робочого виступу круга  $l_{01} \geq 20$  мм.

Таблиця 4.2

#### Розрахункові значення множника $I_\Sigma$ для $l_{02} = 20$ мм

$l_{01}, \text{ мм}$	2	5	10	15	20	25	30	40	50
$I_\Sigma = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$	15,6	11,18	9,49	9,04	8,95	9	9,13	9,49	9,85



Цим доведено ефективність застосування переривчастого круга в умовах шліфування з погляду зниження температури шліфування  $\theta$ .

Мінімальна температура шліфування  $\theta_{\min}$  в умовах переривчастого шліфування визначається за залежністю (4.47) з урахуванням умови  $l_{01} = l_{02}$ :

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot l_{01}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (4.51)$$

З погляду зменшення  $\theta_{\min}$  довжину робочого виступу переривчастого круга необхідно зменшувати  $l_{01} \rightarrow 0$ . Однак це призводить до зменшення кількості зерен, розташованих на робочій поверхні круга, і відповідно, підвищення зношування круга. Тому параметр  $l_{01}$  слід зменшувати до певного значення, яке визначається з умови забезпечення припустимого зношування круга.

Становить інтерес порівняння температури  $\theta$  в умовах переривчастого шліфування та звичайного шліфування суцільним кругом.

В умовах переривчастого шліфування в точці екстремуму (мінімуму) температури шліфування  $\theta$ , тобто за умови  $l_{01} = l_{02}$ , множник

$$I_{\Sigma} = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) = 2 \cdot \sqrt{l_{01}}. \text{ Це означає, що під час першого контакту ро-}$$

бочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом  $l_{01}$

$$\text{множник } I_{\Sigma} = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) = \sqrt{l_{01}}, \text{ оскільки западина круга не бере участі}$$

у процесі обробки ( $l_{02} = 0$ ). Якщо до початку другого контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом відбудеться його повне охолодження, то під час другого контакту множник  $I_{\Sigma} = 2 \cdot \sqrt{l_{01}}$ . За умови повного охолодження оброблюваного матеріалу після другого контакту, у разі третього контакту множник дорівнює  $I_{\Sigma} = 2 \cdot \sqrt{l_{01}}$ , тобто залишається таким самим, як і під час другого контакту. У процесі наступних контактів він також не буде змінюватися (рис. 4.19).

Під час звичайного шліфування суцільним кругом, тобто за умови  $l_{02} = 0$ , множник  $I_{\Sigma} = \sqrt{l_{01}}$ . У цьому випадку параметр  $l_{01}$  визначає довжину

контакту круга з оброблюваним матеріалом. Отже, зі збільшенням  $l_{01}$  множник  $I_{\Sigma}$  безупинно збільшується (рис. 4.19).

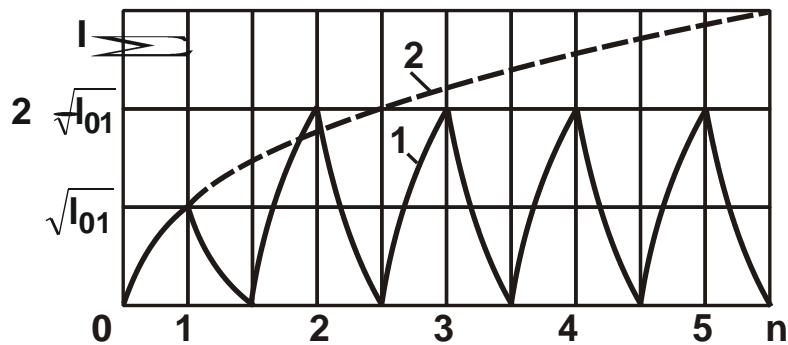


Рис. 4.19. Характер зміни множника  $I_{\Sigma}$  в умовах переривчастого (1) і звичайного шліфування (2)

Порівняння графічних залежностей, наведених на рис. 4.19, показало, що під час першого контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом  $l_{01}$  множник  $I_{\Sigma}$  набуває таких самих значень, як і під час звичайного шліфування суцільним кругом.

У разі другого контакту множник  $I_{\Sigma}$  набуває значення  $I_{\Sigma} = 2 \cdot \sqrt{l_{01}}$ , а під час звичайного шліфування суцільним кругом за цей же час –  $I_{\Sigma} = \sqrt{3 \cdot l_{01}} = 1,73 \cdot \sqrt{l_{01}}$ . Як видно, у цьому випадку під час звичайного шліфування суцільним кругом множник  $I_{\Sigma}$  набуває меншого значення, ніж під час переривчастого шліфування.

У процесі третього контакту множник  $I_{\Sigma} = 2 \cdot \sqrt{l_{01}}$ , а під час звичайного шліфування суцільним кругом за цей самий час –  $I_{\Sigma} = \sqrt{5 \cdot l_{01}} = 2,236 \cdot \sqrt{l_{01}}$ . Отже, починаючи із третього контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом  $l_{01}$  множник  $I_{\Sigma}$  стає менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Для більш повного уявлення про характер зміни мінімальної температури  $\theta_{\min}$  під час переривчастого шліфування необхідно залежність (4.45) подати у вигляді, справедливому за умови  $n \geq 2$ :

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{e \cdot (n-1) \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}, \quad (4.52)$$

де  $n$  – кількість робочих виступів переривчастого круга за умови  $l_{01} = l_{02}$ .

Вхідний у знаменник підкореневого вираження залежності (4.52) множник  $2 \cdot n - 1$  визначає, у скільки разів зменшується час контакту круга з оброблюваним матеріалом у зв'язку із проходженням западини переривчастого круга довжиною  $l_{02}$ . Після перетворень залежності (4.52) з урахуванням умови  $l_{01} = l_{02}$  отримано:

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{0,25 \cdot e \cdot n - 1 \cdot c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}} = \frac{\theta_0}{\sqrt{0,25 \cdot e \cdot n - 1}}, \quad (4.53)$$

де  $\theta_0 = \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}$  – температура в умовах звичайного шліфування суцільним кругом.

Як видно, залежність (4.53) відрізняється від початкової залежності (4.45), справедливої для звичайного шліфування суцільним кругом, наявністю в знаменнику множника  $0,25 \cdot e \cdot n - 1$ . Зі збільшенням цього множника (за рахунок збільшення  $n > 2$ ) температура в умовах переривчастого шліфування  $\theta_{\min}$  зменшується, що вказує на доцільність використання переривчастих кругів.

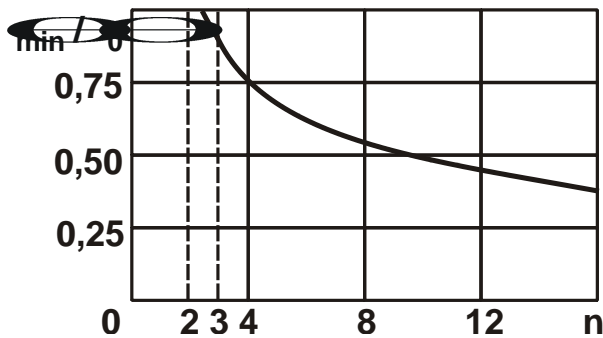


Рис. 4.20. Залежність  $\theta_{\min}/\theta_0$  від  $n$  новлений на основі залежності (4.53).

На рис. 4.20 і в табл. 4.3 показаний характер зміни відношення  $\theta_{\min}/\theta_0$  від  $n$ , який уста-

новлений на основі залежності (4.53).

Таблиця 4.3

#### Розрахункові значення відношення $\theta_{\min}/\theta_0$

n	2	3	4	8	12	16	32
$\theta_{\min}/\theta_0$	1,155	0,894	0,756	0,516	0,417	0,359	0,252

Як впливає із рис. 4.20 і табл. 4.3, зі збільшенням кількості робочих виступів переривчастого круга  $n$  від 3 до 12 відношення  $\theta_{\min}/\theta_0$  зменшується більш ніж в 2 рази, а при зміні  $n$  від 3 до 32 відношення  $\theta_{\min}/\theta_0$  зменшується в 3,55 рази порівняно зі звичайним шліфуванням

суцільним кругом. Отримані таким чином розрахункові значення відношення  $\theta_{\min}/\theta_0$  погодяться з експериментальними даними (рис. 4.21 [101]), що свідчить про ймовірність розробленої розрахункової схеми температури під час переривчастого шліфування  $\theta$ . Наприклад, з рис. 4.21 випливає, що в початковий момент обробки температура під час шліфування переривчастим кругом більше, ніж під час шліфування звичайним кругом. Такий самий результат отриманий теоретично (див. рис. 4.20).

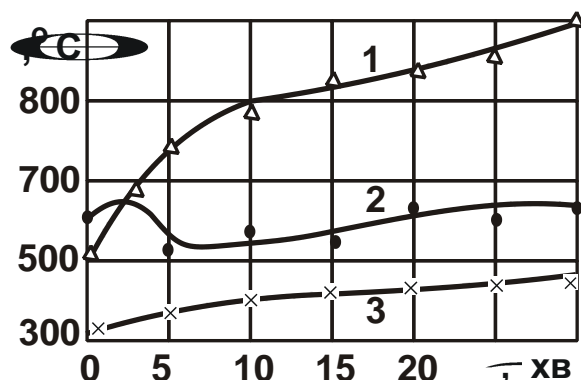


Рис. 4.21. Залежність температури в зоні контакту від часу шліфування зразків зі сталі 40X3СМВФЮ звичайним (1)

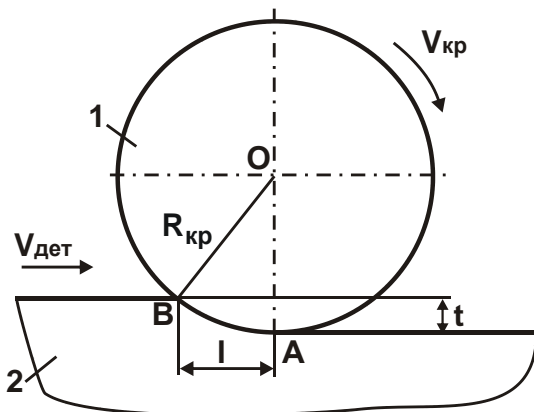
і переривчастим (2) кругами Е9А40СМ2К, стрічкою (3) СТЕБ 40 [101]

Умови обробки:  $V_{кр} = 38$  м/с;  $t = 0,05$  мм;  $V_{дет} = 7,5$  м/хв.

Необхідно зазначити, що отримані розрахункові значення відношення  $\theta_{\min}/\theta_0$  справедливі за умови повного охолодження зони шліфування за час переривання процесу шліфування, тобто за час проходження западиною переривчастого круга зони шліфування. Однак, як встановлено в роботі [101], виконати на практиці дану умову достатньо складно, тобто оброблюваний метал за час переривання процесу шліфування повністю не охолоджується. Це не дозволяє реалізувати на практиці повною мірою переваги переривчастого шліфування. Реально вдається зменшити температуру  $\theta$  під час переривчастого шліфування в меншу кількість разів, ніж це встановлено теоретично. Так, згідно з експериментальними даними, наведеними у роботі [101], температура шліфування  $\theta$  гарантовано може бути зменшена всього на 40 %. Однак і це становить достатньо велику величину, яка дозволяє в ряді випадків (в умовах шліфування складнопрофільних поверхонь деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів) забезпечити якісну обробку. Разом з тим, для більш радикального вирішення проблеми зниження

температури шліфування й підвищення якості обробки (вилучення припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів) необхідно забезпечити більш істотне зменшення температури шліфування. Тому, використовуючи отримане теоретичне рішення, можна визначити умови обробки, за яких у максимальному ступені реалізуються переваги переривчастого шліфування.

Наведені на рис. 4.19 графіки показують, що чим більше в часі переривчастий круг контактує з фіксованою точкою на обробленій поверхні, тим вища ефективність застосування переривчастого шліфування порівняно зі звичайним шліфуванням. Наприклад, у процесі шліфування за схемою, показаною на рис. 4.17, час нагрівання оброблюваного матеріалу у фіксованій точці А умовно визначається величиною припуску  $\Pi$  й може бути достатньо великим ( $n \gg 3$ ). Отже, у цьому випадку можна максимально реалізувати потенційні можливості переривчастого шліфування з погляду забезпечення заданої температури шліфування.



**Рис. 4.22. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування**

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

У процесі плоского шліфування (рис. 4.22) час контакту круга з фіксованою точкою А, розташованою на оброблюваній поверхні, визначається:

$$\tau = \frac{l}{V_{дет}}, \quad (4.54)$$

де  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$  – довжина контакту круга з оброблюваним матеріалом, м.

Довжина контакту робочої поверхні круга з фіксованою точкою А, розташованою на оброблюваній поверхні, з урахуванням залежності (4.54), набуває вигляду:

$$L = \tau \cdot V_{кр} = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}. \quad (4.55)$$

В умовах плоского багатопрохідного шліфування:  $t=0,01$  мм;  $R_{кр}=200$  мм;  $V_{кр}=30$  м/с;  $V_{дет}=30$  м/хв, отримано  $L=120$  мм. Як вже встановлено, мінімум температури під час переривчастого шліфування

забезпечується за умови  $l_{01} = l_{02}$ , звідки  $n \cdot l_{01} = 60$  мм. Для  $l_{01} = 20$  мм отримано:  $n = 3$ . Отже, у цьому випадку реалізується мінімальне значення температури під час переривчастого шліфування  $\theta_{\min}$ . Однак ефект від застосування переривчастого шліфування по відношенню до звичайного шліфування (див. табл. 4.3) невеликий, оскільки  $\theta_{\min} / \theta_0 = 0,894$ , тобто мінімальна температура в умовах переривчастого шліфування незначно відрізняється від температури в умовах звичайного шліфування.

Щоб збільшити довжину  $L$  й відповідно кількість робочих виступів круга  $n$ , що контактують із фіксованою точкою  $A$  на оброблюваній поверхні, необхідно збільшити параметр  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$  і відношення  $V_{\text{кр}} / V_{\text{дет}}$ . Це досягається за рахунок збільшення глибини шліфування  $t$  й зменшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ , тобто за рахунок застосування глибинного шліфування. У цьому випадку глибина шліфування  $t$  може набувати значення більше 1 мм, а  $V_{\text{дет}}$  – менше 0,5 м/хв. Наприклад, для  $t = 1$  мм і  $V_{\text{дет}} = 0,6$  м/хв отримано:  $L = 60$  м. Очевидно, для цих умов шліфування  $n \gg 3$ , а відношення  $\theta_{\min} / \theta_0 \rightarrow 0$ , тобто мінімальна температура під час переривчастого шліфування  $\theta_{\min}$  буде в багато разів менше температури під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Властиво цим можна пояснити той факт, що круги з переривчастою робочою поверхнею широко використовуються на практиці в процесі шліфування з великими глибинами шліфування, наприклад, в умовах розрізання матеріалів на частини, прорізання глибоких пазів і канавок, профільного шліфування та ін. У цьому разі повністю вилучається утворення на оброблюваних поверхнях припикань та інших температурних дефектів навіть без застосування охолоджувальної рідини.

Отримане теоретичне рішення дозволяє зробити ще один важливий висновок, пов'язаний з тим, що в умовах переривчастого шліфування зі зменшенням часу контакту робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом  $\tau$  зменшується глибина проникнення утвореного в процесі шліфування тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_{\text{м}} \cdot \tau}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}}}}$ .

Так, зменшуючи час  $\tau$  в 2 рази, за умови  $l_{01} = l_{02}$  відповідно до залежності (4.49), параметр  $l_2$  зменшується в 1,42 рази.

Це сприяє зниженню ймовірності появи дефектного шару оброблюваного матеріалу й підвищенню якості обробки. Таким чином, ефект

переривчастого шліфування полягає не тільки в зменшенні температури шліфування  $\theta$ , але також і в зменшенні глибини проникнення утвореного в процесі шліфування тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2$ .

Поряд із цим, як уже зазначалося, переривчасте шліфування сприяє зменшенню умовного напруження різання  $\sigma$  (енергоємності обробки) за рахунок ударного характеру взаємодії зерен круга з оброблюваним матеріалом, що також сприяє зменшенню температури шліфування  $\theta$  й підвищенню продуктивності обробки.

Необхідно зазначити, що в цьому випадку фактична швидкість знімання оброблюваного матеріалу  $V_{\text{дет}01}$ , яка описується залежністю (4.46), перевищує номінальну швидкість знімання оброблюваного матеріалу  $V_{\text{дет}0}$ . З одного боку, це призводить до зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  за рахунок більш глибокого впровадження різальних зерен в оброблюваний матеріал, а з іншого боку – до їхнього підвищеного зношування, що погодиться з експериментальними даними, наведеними в роботі [102].

Таким чином, завдяки отриманому рішенню вдалося виявити нові технологічні можливості переривчастого шліфування, пов'язані зі зменшенням як температури шліфування  $\theta$ , так і параметра  $l_2$ , що визначає умови виникнення дефектного шару оброблюваного матеріалу, а також зменшення енергоємності обробки  $\sigma$ . Цим показано, що переривчасте шліфування характеризується цілим рядом переваг, які вигідно відрізняють його від звичайного шліфування суцільним кругом. У цьому разі вперше доведено, що існує екстремум (мінімум) температури  $\theta$  під час переривчастого шліфування, який досягається за умови рівності довжин робочого виступу й западини переривчастого круга ( $l_{01} = l_{02}$ ).

Як впливає із залежності (4.45), найбільше впливає на температуру шліфування  $\theta$  швидкість деталі  $V_{\text{дет}0}$ , що є основним параметром, який визначає силову й теплову напруженість процесу шліфування та фактичну продуктивність обробки. З її збільшенням розширюються межі "чистого" різання, що призводить до зменшення сили й температури шліфування та підвищує точність та якість оброблених поверхонь. У зв'язку із цим важливо провести теоретичний аналіз закономірностей зміни швидкості  $V_{\text{дет}0}$ . Для цього слід скористатися результатами досліджень, наведеними у роботі [48], згідно з якими швидкість  $V_{\text{дет}0}$  може

бути встановлена на основі аналітичної залежності для визначення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга:

$$H_{\max} = 3 \sqrt{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет0}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}, \quad (4.56)$$

де  $b$  – максимальна висота виступання вершин зерен круга над рівнем зв'язки круга, м;

$k$  – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м<sup>2</sup>;

$\gamma$  – половина кута при вершині конусоподібного різального зерна.

Якщо прийняти, що параметр  $H_{\max}$  дорівнює граничній товщині зрізу окремим зерном круга (обумовленій міцністю зерна на роздавлювання), то залежність (4.56) виразиться:

$$V_{\text{дет0}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3}{9 \cdot b}. \quad (4.57)$$

Як видно, швидкість  $V_{\text{дет0}}$  залежить від ряду параметрів і, в першу чергу, від максимальної (граничної) товщини зрізу  $H_{\max}$ , що входить у залежність (4.57) з найбільшим ступенем. Отже, збільшуючи міцність абразивних зерен і забезпечуючи їхнє міцне втримання у зв'язці круга, можна суттєво збільшити швидкість  $V_{\text{дет0}}$ . Стосовно до алмазного круга параметри  $k$  і  $b$  виражаються відомими залежностями [2]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot \langle -\varepsilon \rangle}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}; \quad (4.58)$$

$$b = \langle -\varepsilon \rangle \bar{X}, \quad (4.59)$$

де  $m$  – об'ємна концентрація алмазних зерен круга (для 100-відсоткової концентрації зерен алмазного круга  $m = 100$ );

$\bar{X}$  – зернистість круга, м;

$\langle -\varepsilon \rangle$  – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь виступання вершини різального зерна над рівнем зв'язки круга.

Тоді залежність (4.57) набуває вигляду:

$$V_{\text{дет0}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3}{600 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (4.60)$$



Відповідно до залежності (4.60), швидкість  $V_{дет0}$  тим більша, чим більші параметри  $\gamma$ ,  $m$ ,  $V_{кр}$  і відношення  $H_{max}/\bar{X}$ . Як видно, об'ємна концентрація алмазних зерен круга  $m$  й швидкість круга  $V_{кр}$  в явному вигляді впливають на швидкість  $V_{дет0}$ , тоді як зернистість круга  $\bar{X}$  впливає на швидкість  $V_{дет0}$  за рахунок зміни відношення  $H_{max}/\bar{X}$ , оскільки параметр  $H_{max}$  є характеристикою міцності різального зерна.

На основі аналізу залежності (4.23) і (4.60), можна зробити висновок, що швидкість круга  $V_{кр}$  неоднозначно впливає на енергоємність обробки  $E$ . З однієї сторони, зі збільшенням швидкість круга  $V_{кр}$  збільшується швидкість  $V_{дет0}$ , що призводить до збільшення швидкості деталі  $V_{дет}$ , за якої у процесі шліфування починається інтенсивне тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це сприяє зниженню енергоємності обробки  $E$  за рахунок зниження другого доданка в залежності (4.23).

З другого боку, в умовах інтенсивного тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом збільшення швидкості круга  $V_{кр}$  призводить до збільшення енергоємності обробки  $E$ . Тому швидкість круга  $V_{кр}$  повинна бути строго пов'язана зі швидкістю деталі  $V_{дет}$ , забезпечуючи виконання умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  й, виключаючи таким чином, другий доданок у залежності (4.23). У остаточному підсумку це сприяє зменшенню енергоємності обробки  $E$  й підвищенню якості оброблюваної поверхні.

#### **4.4. Уточнений розрахунок і аналіз температури різання під час переривчастого шліфування**

У роботах професора О. В. Якимова [99 – 102] наведені теоретичні основи переривчастого шліфування, які містять розрахунок температури шліфування й вибір за температурним критерієм оптимальних умов обробки: параметрів режиму різання, характеристик круга й технологічних середовищ. Розрахунки температури шліфування виконані з використанням рівняння теплопровідності, розглядаючи схему поширення тепла в поверхневому шарі оброблюваної деталі з урахуванням поширення тепла в стружках, що утворюються, поправочним коефіцієнтом. Тому для більш загального уявлення про теплову напруженість процесу переривчастого шліфування необхідно в розрахунковій схемі розглядати закономірності

знімання матеріалу й формування температури різання як у шарі припуску, що знімається, так і в поверхневому шарі оброблюваної деталі. Це дозволить обґрунтувати нові технологічні можливості переривчастого шліфування. У зв'язку з цим, слід скористатися аналітичною залежністю для визначення часу плоского шліфування  $\tau$ , що враховує температуру шліфування  $\theta$  в процесі перерізання кругом адіабатичних стержнів, якими представлений припуск (рис. 4.23) [45; 103 – 105]:

$$\tau = -\frac{\lambda_M}{c_M \cdot \rho_M \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \ln(-z) + z, \quad (4.61)$$

де  $V_{\text{різ}} = Q_{\text{пит}} / \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$  – швидкість переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня, м/с;

$z = \theta / \theta_{\text{max}}$  – відносна величина температури, змінюється в межах 0 ... 1;

$\theta_{\text{max}} = \sigma / c_M \cdot \rho_M$  – максимальна температура різання, К.

Для зручності аналізу залежність (4.61) слід подати у вигляді:

$$\frac{c_M \cdot \rho_M}{\lambda_M} \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau = -\ln(-z) + z = F. \quad (4.62)$$

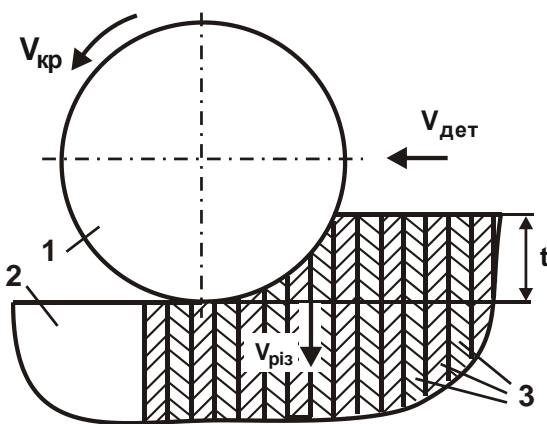


Рис. 4.23. Розрахункова схема параметрів процесу плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичні стержні.

Функція  $F$  залежить лише від відносної величини температури  $z$  й набуває позитивних значень, оскільки вираження  $-\ln(-z) + z$  негативне. Чим більша величина  $z$ , тим більша функція  $F$ . Тоді, відповідно до залежності (4.62), зі збільшенням часу шліфування  $\tau$  відносна величина температури  $z$  збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $z \rightarrow 1$  (рис. 4.24), що відповідає максимальній температурі шліфування  $\theta_{\text{max}}$ .

Найбільше впливає на відносну величину температури  $z$  швидкість  $V_{\text{різ}}$ , що входить у залежність (4.62)

у другому ступені. Чим більші значення  $V_{різ}$  й відповідно параметри режиму шліфування  $V_{дет}$  й  $t$ , тим менший час шліфування  $\tau$ , за якого температура шліфування  $\theta$  досягає максимального значення  $\theta_{max}$ .

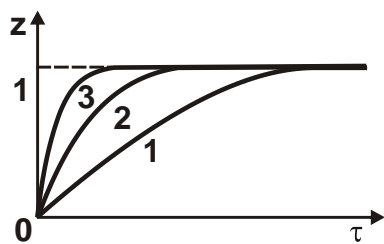


Рис. 4.24. Залежність  $\theta$  від  $\tau$  для різних значень  $V_{різ}$

Умови обробки:  $V_{різ1} < V_{різ2} < V_{різ3}$ .

Розрахунок температури шліфування  $\theta$  на основі залежності (4.61) полягає у такому. Для заданих вихідних даних:  $Q_{пит}$ ,  $t$  і  $R_{кр}$  визначається безрозмірна величина  $z$ , а потім для заданого значення  $\sigma$  визначається температура шліфування  $\theta$ . Розрахунки показали, що температура шліфування  $\theta$  залежить

несуттєво від зміни параметрів  $Q_{пит}$ ,  $t$  і  $R_{кр}$ , особливо для невеликих значень  $\theta$  – змінюється в межах від 0 до 500 °С. У цьому разі температура шліфування  $\theta$  пропорційно змінюється зі зміною умовного напруження різання  $\sigma$ . Отже, основний ефект зменшення  $\theta$  пов'язаний зі зменшенням  $\sigma$ . Тому з погляду забезпечення максимально можливої продуктивності обробки зменшення параметрів  $V_{дет}$  й  $t$  недоцільно, а знижувати температуру шліфування  $\theta$  необхідно за рахунок зменшення  $\sigma$ .

У даний час на практиці накопичена достатньо велика кількість методів зниження параметра  $\sigma$  (відповідно, енергоємності обробки в процесі шліфування). Це забезпечення роботи круга в режимі самозагострювання, що виключає інтенсивне тертя в зоні різання, застосування ефективних технологічних середовищ, що також знижують тертя в зоні різання та ін. Важливе місце серед цих методів займає переривчасте шліфування, в процесі якого за рахунок ударного характеру взаємодії робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом відбувається самооформлення його профілю. Це призводить до більш глибокого впровадження різальних зерен в оброблюваний матеріал, забезпечує роботу круга в режимі самозагострювання, що дозволяє постійно підтримувати високу різальну здатність круга й знижувати параметр  $\sigma$  у процесі шліфування. Про це свідчать результати експериментальних досліджень [101]. Із цього випливає, що ефект переривчастого шліфування, який полягає в зменшенні температури шліфування до 40 %, досягається як за рахунок охолодження оброблюваної поверхні в момент переривання процесу шліфування, так і за рахунок зменшення параметра  $\sigma$ .

Для визначення оптимального відношення довжини робочого виступу  $l_{01}$  й западини  $l_{02}$  переривчастого круга, за якого температура шліфування набуває найменшого значення, необхідно в залежності (4.62) виразити  $\tau = l_{01}/V_{кр}$ ;  $V_{різ} = V_{різ0} \cdot (l_{01} + l_{02})/l_{01} = V_{різ0} \cdot (1 + l_{02}/l_{01})$ , де  $V_{різ0}$  – задане значення швидкості переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня, м/с. Тоді

$$\frac{c_M \cdot \rho_M}{\lambda_M} \cdot \frac{V_{різ0}^2}{V_{кр}} \cdot l_{01} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right)^2 = - \left[ h(-z) + z \right] = F. \quad (4.63)$$

Як видно, параметр  $l_{01}$  неоднозначно впливає на функцію  $F$ , тобто існує екстремум функції  $F$  від параметра  $l_{01}$ . Для визначення екстремального значення  $l_{01}$  слід підкорити функцію  $F$  необхідній умові екстремуму:  $F'_{l_{01}} = 0$ . Звідки отримано:

$$l_{01} = l_{02}. \quad (4.64)$$

Розрахунками встановлено, що  $F''_{l_{01}} > 0$ , тобто в точці екстремуму має місце мінімум функції  $F$ , а отже, досягаються мінімуми відносної величини температури  $z$  й температури шліфування  $\theta$ . Із цього випливає, що застосування переривчастого шліфування дозволяє зменшити температуру шліфування  $\theta$ . Такий же результат отриманий у роботах [69; 72] іншим методом розрахунку. Цим показано, що найбільший ефект у зниженні температури шліфування від охолодження оброблюваного матеріалу в момент переривання процесу шліфування досягається за умови, коли довжина робочого виступу круга рівна довжині западини круга.

Мінімальну температуру шліфування  $\theta_{min}$  можна визначити з рівняння (4.63), підкоряючи його умові (4.64):

$$\frac{4 \cdot c_M \cdot \rho_M}{\lambda_M} \cdot \frac{V_{різ0}^2}{V_{кр}} \cdot l_{01} = - \left[ h(-z) + z \right] = F_{min}. \quad (4.65)$$

Як видно, мінімальне значення функції  $F_{min}$ , а отже, мінімальне значення відносної величини температури  $z$  й температури шліфування

$\theta_{\min}$  досягається за умови  $l_{01} \rightarrow 0$ , тобто довжину робочого виступу переривчастого круга необхідно зменшувати. Однак, як відомо, це призводить до зменшення кількості зерен, розташованих на робочій поверхні круга, і відповідно підвищення зношування круга. Тому параметр  $l_{01}$  слід зменшувати до певного значення, що визначається з умови забезпечення припустимого зношування круга.

Виходячи із залежності (4.64), зменшити функцію  $F_{\min}$ , а, відповідно, відносну величину температури  $z$  й температуру шліфування  $\theta_{\min}$ , можна також збільшенням швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  й швидкості  $V_{\text{різ0}}$ , що визначає швидкість переміщення теплового джерела вздовж адіабатичних стержнів, якими умовно в розрахунковій схемі шліфування представлений припуск, що знімається.

Зменшити швидкість  $V_{\text{різ0}} = Q_{\text{пит}} / \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$  під час плоского переривчастого шліфування для заданого значення питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  можна збільшенням глибини шліфування  $t$  й зменшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ , тобто застосуванням схеми глибинного шліфування. Чим більша глибина шліфування  $t$  й менша швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , тим менша швидкість  $V_{\text{різ0}}$ , а, відповідно, менше функції  $F_{\min}$ ,  $z$  й температура шліфування  $\theta_{\min}$ . Тому найбільший ефект обробки, пов'язаний зі зменшенням температури під час переривчастого шліфування, може бути досягнуто в умовах глибинного шліфування, що погодиться з відомими експериментальними даними [99].

Цим пояснюється ефективність застосування переривчастих кругів з погляду зменшення температури під час шліфування глибоких пазів і канавок у загартованих сталях і високоміцних сплавах, розрізанні матеріалів відрізними переривчастими кругами та ін. Причому, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  за рахунок зменшення знаменника в залежності  $V_{\text{різ0}} = Q_{\text{пит}} / \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$  з'являється можливість збільшення питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  для заданої швидкості  $V_{\text{різ0}}$ . Отже, ту саму температуру шліфування  $\theta_{\min}$ , відповідно до залежності (4.65), можна забезпечити шляхом збільшення питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ , що вказує на ефективність застосування глибинного переривчастого шліфування, яке дозволяє одночасно підвищити якість і продуктивність обробки.

Як уже показано, виходячи із залежності (4.61), зменшення температури шліфування  $\theta$  відбувається, по-перше, за рахунок зменшення відносної величини температури  $z$ , по-друге, за рахунок зменшення параметра  $\sigma$ , який пов'язаний з температурою шліфування  $\theta$  лінійною залежністю. Очевидно, з кожним наступним контактом робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом сумарний час шліфування  $\tau$  збільшується, а за рахунок проходження западини переривчастого круга він зменшується на деяку величину, обумовлену інтенсивністю охолодження оброблюваного матеріалу. Чим інтенсивніше охолодження, тим значніше зменшення часу  $\tau$ .

За умови певної інтенсивності охолодження оброблюваного матеріалу час його нагрівання в момент контакту з робочим виступом круга може стати рівним часу його охолодження в момент проходження западини круга. У цьому випадку температура шліфування  $\theta$  буде періодично змінюватися, однак максимальні значення температури будуть залишатися постійними із часом шліфування.

Щоб домогтися такого ефекту переривчастого шліфування, необхідно забезпечити суттєве зменшення максимального значення температури шліфування  $\theta$  за рахунок зменшення параметра  $\sigma$ . Для цього необхідно застосовувати абразивні круги на відносно м'яких зв'язках, які забезпечують сталий у часі режим самозагострювання круга, тому що в протилежному випадку круг буде працювати в режимі затуплення, і ефект переривчастого шліфування досягатися не буде.

Отже, процес переривчастого шліфування, забезпечуючи роботу круга в режимі самозагострювання, припускає його підвищене зношування, що погодиться з експериментальними даними [101]. Тому складно домогтися суттєвого ефекту обробки, використовуючи алмазні переривчасті круги на високоміцних металевих зв'язуваннях. Ці круги, як правило, працюють у режимі затуплення й не забезпечують рівномірного самооформлення профілю робочого виступу круга, а, відповідно, не дозволяють домогтися необхідного зменшення параметра  $\sigma$  й температури шліфування  $\theta$ .

Ефективним рішенням у цьому випадку слід розглядати застосування електроерозійного виправлення алмазного круга, що забезпечує постійне видалення з робочої поверхні зерен, які затупилися, і підтримка високої різальної здатності круга. У цьому випадку цілком можливе самооформлення профілю робочого виступу круга, що дозволить зменшити параметр  $\sigma$  і, відповідно, температуру шліфування  $\theta$ .

Важливим чинником зменшення параметра  $\sigma$  під час переривчастого шліфування слід розглядати, наприклад, застосування переривчастих імпрегнованих абразивних кругів, що дозволяють суттєво зменшити інтенсивність тертя в зоні різання  $\eta$ , відповідно, параметр  $\sigma$ . Це створює об'єктивні передумови зменшення температури різання  $\theta$  [99].

З метою перевірки правильності запропонованого теоретичного рішення були проведені експериментальні дослідження процесу плоского шліфування пластин із твердого сплаву Т30К4, якими оснащуються різці, торцем переривчастого алмазного круга 12А2 45° 150×42×10×5×32 АС6 160/125 4 В1–13 з довжиною робочого виступу  $l_{01} = 3,5$  мм і довжиною западини  $l_{02} = 3,5$  мм. Це дозволило реалізувати встановлену умову (4.64), згідно з якою температура шліфування набуває мінімального значення. Досліди виконувалися на заточувальному верстаті в інструментальному виробництві ДП ХМЗ "ФЕД". Експериментально встановлено, що застосування переривчастого алмазного круга порівняно зі звичайними (суцільними) алмазними й абразивними кругами різних характеристик дозволяє в кілька разів збільшити глибину шліфування через відсутність на оброблених поверхнях припікань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Із цього можна зробити висновок про більш низьку теплову напруженість переривчастого шліфування.

Безсумнівно, ефект обробки досягнуто за рахунок застосування алмазного переривчастого круга на органічній зв'язці В1–13, яка порівняно з металевими зв'язками є більш м'якою й реалізує режим самозагострювання круга, забезпечуючи його високу різальну здатність тривалий час. У результаті відбувається самооформлення профілю робочого виступу круга, що максимально дозволяє використовувати можливості шліфування, установлені на основі залежності (4.61): зменшення параметра  $\sigma$  й стабілізацію температури протягом тривалого періоду часу. Даний факт установлений експериментально – протягом 60 хвилин переривчастий алмазний круг працював стабільно, а на оброблених поверхнях твердосплавних пластин були відсутні які-небудь температурні дефекти. Причому, обробка здійснювалася з глибиною шліфування  $t = 0,05$  мм, тоді як у процесі шліфування звичайними (суцільними) кругами припікання й мікротріщини мали місце навіть для глибини шліфування  $t = 0,01$  мм. Це вказує на меншу температуру під час переривчастого шліфування й на можливість збільшення продуктивності обробки до п'яти разів порівняно зі шліфуванням звичайними (суцільними) кругами.

Необхідно зазначити, що застосування алмазних переривчастих кругів на металевій зв'язці М1–01 під час шліфування твердосплавних пластин не дозволило домогтися ефективної обробки через їх низьку різальну здатність. У зв'язку із цим, у процесі шліфування пластин з важкооброблюваних твердих сплавів, наприклад сплаву Т30К4, в інструментальному виробництві машинобудівного підприємства вже тривалий час застосовуються алмазні переривчасті круги на органічній зв'язці В1–13, які забезпечують високі показники якості й продуктивності обробки.

#### **4.5. Оцінювання технологічних можливостей переривчастого шліфування**

Для більш повного обґрунтування технологічних можливостей прогресивного методу переривчастого шліфування необхідно розробити математичну модель визначення найважливішого параметра процесу шліфування – коефіцієнта різальної здатності  $K = Q/P_y$ , рівного відношенню продуктивності обробки  $Q$  до радіальної складової сили різання  $P_y$ .

З рис. 4.6 і 4.8 [99; 101] випливає, що застосування переривчастого шліфування загартованих сталей забезпечує підтримку в процесі обробки високої різальної здатності шліфувального круга, про що свідчить фактично сталість  $K = Q/P_y$  із часом обробки, тоді як в умовах звичайного шліфування цей коефіцієнт інтенсивно зменшується в часі, знижуючи ефективність обробки. Прийнято вважати [99; 101], що це обумовлено динамічним характером взаємодії робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом, який забезпечує режим самозагострювання круга.

У роботі [31] експериментально встановлено, що ефективність переривчастого шліфування пов'язана зі збільшенням швидкості знімання металу під час взаємодії робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом, збільшенням товщин зрізів зернами круга й зменшенням енергоємності обробки. Тому важливо провести теоретичне оцінювання даних закономірностей. Для цього необхідно виразити  $K = Q/P_y$  через відношення товщини зрізу окремим зерном до радіуса округлення різального зерна, що є одним з основних фізичних показників шліфування. Коефіцієнт різальної здатності  $K = Q/P_y$  [62] в умовах звичайного шліфування з урахуванням аналітичної залежності для визначення радіальної складової сили різання  $P_y = P_z / K_{ш} = \sigma \cdot Q / K_{ш} \cdot V_{кр}$  [90] описується:



$$K = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma}, \quad (4.66)$$

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

У роботі [90] встановлено, що умовне напруження різання  $\sigma$  описується аналітичною залежністю:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{зсув}}{K_{ш}}. \quad (4.67)$$

Тоді залежність (4.66) набуде вигляду:

$$K = \frac{4 \cdot \tau_{зсув} \cdot V_{кр}}{\sigma^2}. \quad (4.68)$$

Із залежності (4.68) випливає, що найбільше впливає на коефіцієнт різальної здатності  $K$  умовне напруження різання  $\sigma$ : чим воно менше, тим більше  $K$  й вища ефективність шліфування. Залежність (4.68) в узагальненому вигляді пов'язує  $K$  й  $\sigma$ , указуючи на те, що умовне напруження різання  $\sigma$  є основним параметром силової напруженості процесу шліфування. В умовах мікрорізання одиничним зерном умовне напруження різання  $\sigma$  описується залежністю [3]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}}, \quad (4.69)$$

де  $a$  – товщина зрізу, м;

$R$  – радіус різального зерна, м;

$\psi$  – умовний кут тертя абразивного зерна з оброблюваним матеріалом ( $\operatorname{tg} \psi = f$  – коефіцієнт тертя).

Після підстановки залежності (4.69) в залежність (4.68), отримано:

$$K = \frac{V_{кр}}{\tau_{зсув}} \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}} \right)^2. \quad (4.70)$$

Як видно, збільшити коефіцієнт різальної здатності  $K$  й підвищити ефективність шліфування можна збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$ , товщини зрізу  $a$  й зменшенням радіуса округлення вершини абразивного зерна  $R$  та інтенсивності тертя зерна з оброблюваним матеріалом. Збільшення межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу  $\tau_{зсув}$  призводить до зниження  $K$ , що погодиться з експериментальними даними.

У міру зношування зерна в процесі різання його радіус  $R$  збільшується, що призводить до зменшення коефіцієнта різальної здатності  $K$ .

За умови  $\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} \rightarrow \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}$  маємо  $K \rightarrow 0$ , тобто процес знімання матеріалу в процесі шліфування фактично припиняється. Тому важливою умовою підвищення ефективності шліфування є зменшення величини лінійного зношування зерен без утворення на них площадок зношування. Це досягається за рахунок застосування ефективних методів виправлення круга або забезпечення режиму самозагострювання круга. Важливо також збільшувати товщини зрізів, а також за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ зменшувати інтенсивність тертя різальних зерен з оброблюваним матеріалом, яка описується в залежності (4.70) тригонометричною функцією  $\operatorname{tg} \psi / 2$ . В процесі шліфування за схемою, показаною на рис. 4.1, коли знімається припуск величиною  $\Pi$  максимальна товщина зрізу окремим зерном круга визначається залежністю (4.56). У процесі переривчастого шліфування швидкість знімання металу визначається залежністю  $V_{дет} = V_{дет0} \cdot \left( \frac{l_{01} + l_{02}}{l_{01}} \right)$  [82]. Тоді залежність (4.56) набуває вигляду:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет0} \cdot \left( 1 + \frac{l_{02}}{l_{01}} \right)}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \quad (4.71)$$

де  $V_{дет0}$  – швидкість деталі під час звичайного шліфування суцільним кругом, м/с;

$l_{01}, l_{02}$  – довжини робочого виступу й западини переривчастого круга, м.

Отже, чим більша довжина западини переривчастого круга  $l_{02}$ , тим більша швидкість знімання металу  $V_{дет}$  й, відповідно, максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, яка визначається перетвореною

залежністю (4.71). Збільшення максимальної товщини зрізу окремих зерном круга  $H_{\max} = a$ , відповідно до залежності (4.70), призводить до збільшення коефіцієнта різальної здатності  $K = Q/P_y$ . Отже, під час переривчастого шліфування коефіцієнт різальної здатності  $K = Q/P_y$  більше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом.

З іншого боку, збільшення максимальної товщини зрізу окремих зерном круга призводить до збільшення навантаження, що діє на зерно, і ймовірності його випадіння зі зв'язки з меншим лінійним зношенням, що припускає реалізацію режиму самозагострювання круга. У результаті радіус округлення абразивного зерна  $R$  зменшується, що також призводить до збільшення коефіцієнта різальної здатності  $K = Q/P_y$  й підвищення ефективності процесу шліфування. Однак у цьому випадку збільшується інтенсивність зношення переривчастого круга, тобто ефективність обробки досягається, в першу чергу, за рахунок постійного відновлення різального контуру круга й підтримки його високої різальної здатності в процесі шліфування. Таким чином показано, що під час переривчастого шліфування забезпечується збільшення відношення  $a/R$ , що відповідно до залежності (4.70) припускає підвищення різальної здатності шліфувального круга й продуктивності обробки.

У процесі шліфування за пружною схемою з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y = P_z / K_{\text{ш}} = \sigma \cdot Q / K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}$  коефіцієнт різальної здатності  $K = Q/P_y$  визначається залежністю:

$$K = \frac{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma} \quad (4.72)$$

У результаті прийшли до залежності (4.66), тобто закономірності формування коефіцієнта різальної здатності  $K$  у процесі шліфування за жорсткою схемою ( $Q = \text{const}$ ) і пружною схемою ( $P_y = \text{const}$ ) ті ж самі.

Таким чином, аналітично описано коефіцієнт різальної здатності  $K$  й показано, що визначально впливає на його зміну умовне напруження різання, яке є основним параметром силової напруженості процесу шліфування. Зі зменшенням умовного напруження різання коефіцієнт різальної здатності  $K$  збільшується, що сприяє підвищенню ефективності процесу шліфування.

Аналітично встановлено, що під час переривчастого шліфування умовне напруження різання менше, а коефіцієнт різальної здатності  $K$  більший, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом внаслідок збільшення відношення товщини зрізу окремим зерном круга до радіуса округлення зерна. Це дозволило обґрунтувати технологічні можливості переривчастого шліфування з позиції механіки процесу різання.

## Висновки до розділу 4

1. У роботі отримала подальший розвиток математична модель визначення параметрів силової й теплової напруженості процесу шліфування з урахуванням процесів різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це дозволило з єдиних позицій провести теоретичний аналіз різних схем шліфування з погляду зниження силової й теплової напруженості процесу шліфування й підвищення продуктивності обробки. Показано, що в процесі шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею сила й температура шліфування безупинно збільшуються із часом обробки у зв'язку з наявністю тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тоді як у процесі шліфування з фіксованим радіальним зусиллям ці параметри залишаються постійними зі збільшенням часу обробки. Це вказує на ефективність застосування схеми шліфування з фіксованим радіальним зусиллям в умовах інтенсивного тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, наприклад, під час шліфування кругами, які працюють у режимі затуплення. Показано, що в процесі шліфування такими кругами ефективно використовувати схему шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею, тобто жорстку схему шліфування.

2. У роботі отримано аналітичні залежності для визначення тангенціальної та радіальної складових сили різання на основі роздільного урахування енергій "чистого" різання й тертя в загальному енергетичному балансі процесу шліфування. Теоретично встановлено, що із часом обробки у зв'язку з інтенсивним тертям у зоні різання й збільшенням пружних переміщень у технологічній системі сила різання збільшується. Проведено теоретичний аналіз відношення тангенціальної й радіальної складових сили різання й показано можливість його збільшення з метою підвищення ефективності шліфування шляхом підтримки в процесі високої різальної здатності круга.

3. На основі розв'язання диференціального рівняння відносно зміни фактичної швидкості знімання металу отримано нові спрощені аналітичні залежності для визначення технологічних параметрів процесу шліфування за жорсткою схемою, які дозволяють науково обґрунтовано підходити до вибору раціональних умов обробки, що забезпечують зниження сили й температури шліфування.

4. У роботі обґрунтовано умови зменшення сили й температури під час звичайного й переривчастого шліфування на основі застосування нових підходів до математичного моделювання процесу шліфування з урахуванням процесів різання й тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Теоретично встановлено, що в процесі переривчастого шліфування у зв'язку з динамічним характером взаємодії робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом фактично відсутні пружні переміщення в технологічній системі. Це сприяє підвищенню продуктивності обробки. Температура шліфування під час цього змінюється за екстремальною залежністю зі збільшенням довжини робочого виступу переривчастого круга, набуваючи мінімальне значення за умови рівності довжини западини й робочого виступу переривчастого круга. За рахунок цього температура шліфування може бути зменшена в 2 – 3 рази порівняно зі звичайним шліфуванням.

5. У роботі проведено теоретичний аналіз мінімальної температури під час переривчастого шліфування, яка визначається з умови рівності робочого виступу й западини переривчастого круга. Показано, що із часом обробки мінімальна температура під час переривчастого шліфування залишається незмінною, тоді як під час звичайного шліфування суцільним кругом – безупинно збільшується. Отже, чим більше переривань контакту круга з оброблюваним матеріалом відбувається за час проходження фіксованої точки на оброблюваній поверхні, тим більший ефект переривчастого шліфування порівняно зі звичайним шліфуванням. Із цього зроблений висновок про ефективність застосування переривчастих кругів в умовах глибинного шліфування (розрізанні матеріалів на частини, шліфуванні глибоких пазів і канавок, профільному шліфуванні та ін.). Установлено, що в процесі переривчастого шліфування зі зменшенням часу контакту робочого виступу круга з оброблюваним матеріалом зменшується глибина проникнення утвореного в процесі шліфування тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Це сприяє підвищенню якості оброблюваної деталі.

## Розділ 5

### Розроблення ефективних технологій фінішної абразивної та лезової обробки деталей

#### 5.1. Спрощений розрахунок параметрів шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею

Важливо розглянути умови шліфування (див. рис. 4.1), за яких відсутнє тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Тоді залежність (4.1) набуває спрощеного вигляду:

$$P_z = P_{z_{\text{різ}}}, \quad (5.1)$$

$$\text{де } P_{z_{\text{різ}}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}_{\text{ср}}}}{V_{\text{кр}}};$$

$V_{\text{дет}_{\text{ср}}}$  – середня швидкість знімання матеріалу за час  $\tau$ , яка обумовлена виникненням у технологічній системі пружного переміщення, м/с.

З урахуванням відомих відношень:  $P_y = c \cdot y = c \cdot (V_{\text{дет}} \cdot \tau - V_{\text{дет}_{\text{ср}}} \cdot \tau)$ ;  $P_z = K_{\text{різ}} \cdot P_y$ , залежність (5.1) набуває вигляду рівняння відносно змінної величини  $V_{\text{дет}_{\text{ср}}}$ :

$$K_{\text{різ}} \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} \cdot \tau - V_{\text{дет}_{\text{ср}}} \cdot \tau) = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}_{\text{ср}}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (5.2)$$

Розв'язуючи рівняння (5.2) відносно  $V_{\text{дет}_{\text{ср}}}$ , отримано:

$$V_{\text{дет}_{\text{ср}}} = \frac{V_{\text{дет}}}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}\right)}. \quad (5.3)$$

На рис. 5.1а показано графік залежності  $V_{\text{дет}_{\text{ср}}}$  від часу обробки  $\tau$ . Як видно, із часом обробки середня швидкість знімання матеріалу  $V_{\text{дет}_{\text{ср}}}$  безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до заданого значення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ .

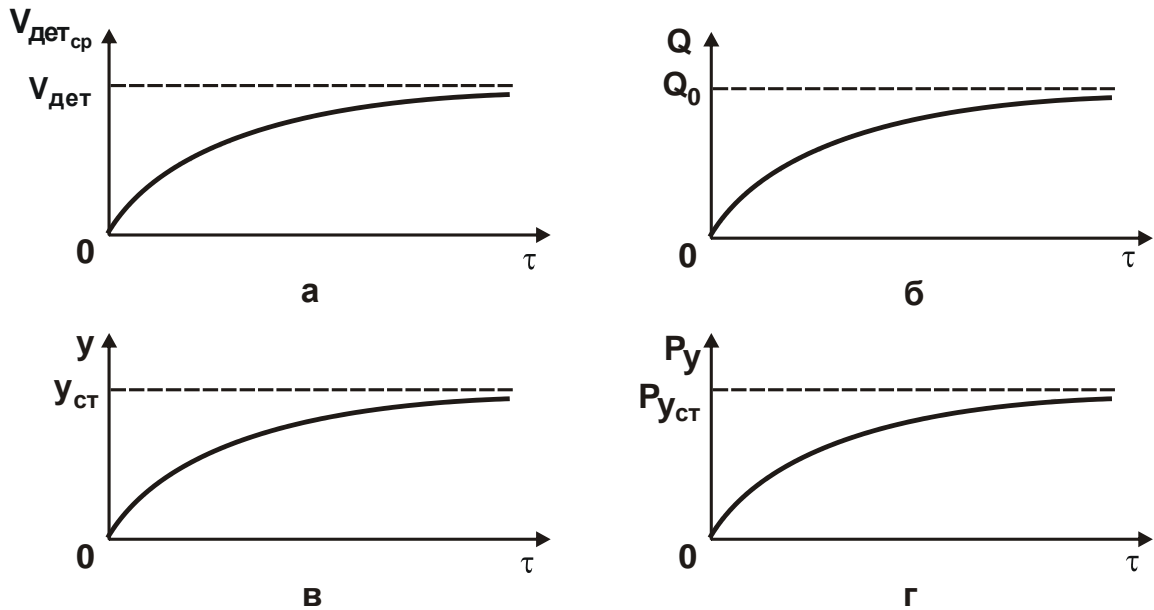


Рис. 5.1. Залежності параметрів  $t_{ф}$  (а),  $Q$  (б),  $y$  (в) і  $P_y$  (г) від  $\tau$

Так саме змінюється й продуктивність обробки (рис. 5.1б):

$$Q = F \cdot V_{дет\,ср} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}\right)}, \quad (5.4)$$

де  $Q_0 = F \cdot V_{дет}$  – номінальна продуктивність обробки,  $m^3/c$ .

Величина пружного переміщення визначається залежністю:

$$y = \left( V_{дет} \cdot \tau - V_{дет\,ср} \cdot \tau \right) = \frac{V_{дет} \cdot \tau}{\left(1 + \frac{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (5.5)$$

Як видно, за умови  $\tau = 0$  величина пружного переміщення дорівнює  $y = 0$ , а за умови  $\tau \rightarrow \infty$  внаслідок переваги в знаменнику залежності (5.5) другого доданку величина пружного переміщення визначається:

$$y = y_{ст} = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет}}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр}} = \frac{P_{y\,ст}}{c}, \quad (5.6)$$

де  $y_{ст}, P_{y\,ст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{різ} \cdot V_{кр}}$  – сталі значення величини пружного переміщення й радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Отже, із часом обробки  $\tau$  величина пружного переміщення безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $u_{ст}$  (рис. 5.1в). За таким самим законом змінюється й радіальна  $P_y = c \cdot u$  складова сили різання:

$$P_y = \frac{c \cdot V_{дет} \cdot \tau}{\left(1 + \frac{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (5.7)$$

Із часом обробки  $\tau$  радіальна  $P_y$  складова сили різання збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $P_{y_{ст}}$  (див. рис. 5.1в).

## 5.2. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з фіксованим радіальним зусиллям

Аналіз залежностей (4.10) і (4.11) показав, що зменшити складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  можна шляхом стабілізації в часі тангенціальної або радіальної складових сили різання. Цим можна забезпечити сталість у часі перших доданків у залежностях (4.10), (4.11) і вилучити другі доданки, тобто вилучити вплив часу обробки  $\tau$  на складові сили різання, що є основною умовою стабільного протікання процесу шліфування із часом обробки. З погляду ефективності даного рішення, на практиці набуло застосування шліфування з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ , тобто так зване шліфування за пружною схемою (рис. 5.2 [71]). Очевидно у цьому випадку радіальна складова сили різання  $P_y$  – постійна, а тангенціальна складова сили різання  $P_z$  – перемінна в часі. Тоді залежність (4.11) набуває спрощеного вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma). \quad (5.8)$$

Відповідно, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  з урахуванням залежності (4.2) опишеться:

$$\begin{aligned} P_z &= P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}} = K_{різ} \cdot P_{y_{різ}} + f_1 \cdot P_{y_{тр}} = K_{різ} \cdot P_{y_{різ}} + f_1 \cdot (P_y - P_{y_{різ}}) \\ &= (K_{різ} - f_1) P_{y_{різ}} + f_1 \cdot P_y, \end{aligned} \quad (5.9)$$

де  $K_{різ} = P_{z_{різ}} / P_{y_{різ}} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$ .



Коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  виразиться:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \left[ \text{ctg} \psi_{різ} - f_1 \right] \frac{P_{y_{різ}}}{P_y} + f_1. \quad (5.10)$$

На відміну від аналогічних залежностей (4.10) і (4.17), отриманих для процесу шліфування з фіксованою швидкістю радіальної подачі (тобто для шліфування за жорсткою схемою), залежності (5.9) і (5.10)

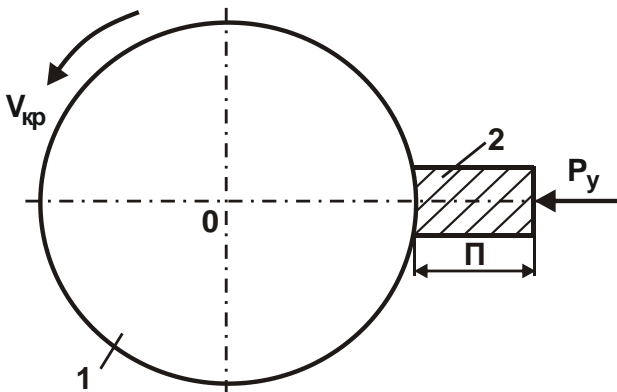


Рис. 5.2. **Схема шліфування з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$**

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

не містять час обробки  $\tau$ . Отже, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  не збільшується із часом обробки  $\tau$ , що не призводить до підвищення силової й теплової напруженості процесу шліфування. Це надзвичайно важливо з погляду забезпечення точності та якості оброблюваних поверхонь. Інакше застосування пружної схеми шліфування на відміну від жорсткої схеми шліфування дозволяє керувати процесом, усуваючи негатив-

ний вплив тривалості обробки  $\tau$  на технологічні показники шліфування. Властиво цим і пояснюється ефективність застосування на практиці даної схеми шліфування.

Графічно характер зміни коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  зі збільшенням відношення  $P_{y_{різ}}/P_y$  показано на рис. 5.3. За умови  $P_{y_{різ}}/P_y = 1$  коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  набуває найбільшого значення, рівного  $K_{різ} > f_1$ .

Як уже показано, коефіцієнт різання  $K_{різ} = P_{z_{різ}}/P_{y_{різ}} = \text{ctg} \psi + \gamma$ . Тоді з урахуванням відомого відношення  $f_1 = \text{tg} \psi_1$  залежність (5.10) набуває вигляду:

$$K_{ш} = \left[ \text{tg} \psi + \gamma - \text{tg} \psi_1 \right] \frac{P_{y_{різ}}}{P_y} + f_1. \quad (5.11)$$

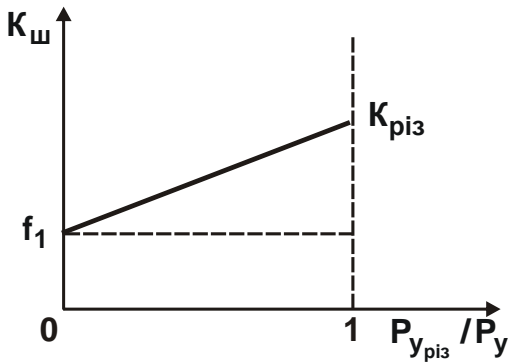


Рис. 5.3. Залежність  $K_{ш}$  від відношення  $P_{y_{риз}}/P_y$

Для здійснення процесу шліфування необхідно виконувати умову:  $\text{ctg}(\psi + \gamma) \geq \text{tg} \psi_1$  або  $\text{tg}(90^\circ - \psi - \gamma) \geq \text{tg} \psi_1$ , звідки  $90^\circ - \psi - \gamma > \psi_1$  або

$$\gamma < 90^\circ - \psi - \psi_1. \quad (5.12)$$

Як уже показано, за умов  $\psi = 10^\circ$  й  $\psi_1 = 20^\circ$  передній (негативний) кут різального зерна  $\gamma$  повинен бути менше  $60^\circ$ , у протилежному випадку процес шліфування нездійснений – буде мати місце лише процес тертя зв'язки й зерен круга з оброблюваним матеріалом.

Таким чином показано, що збільшити коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  й тим самим підвищити ефективність шліфування можна збільшенням двох параметрів:  $K_{риз}$  і  $P_{y_{риз}}$ . Збільшення коефіцієнта різання  $K_{риз}$  припускає зменшення кутів  $\psi$  і  $\gamma$  за рахунок застосування абразивних матеріалів, які характеризуються високою гостротою різальних кромки, наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів, а також за рахунок підтримки високої різальної здатності шліфувального круга шляхом забезпечення його роботи в режимі самозагострювання або періодичного чи безперервного виправлення [54].

Збільшити складову сили різання  $P_{y_{риз}}$  можна шляхом збільшення висот виступання різальних зерен над рівнем зв'язки круга, наприклад, за рахунок застосування ефективних методів виправлення круга, прогресивних процесів алмазно-іскрового шліфування [5], заснованих на введенні в зону різання додаткової енергії у формі електричних розрядів та ін.

У залежності (5.9) і (5.10) входить невідома величина  $P_{y_{риз}}$ , яка за фізичною суттю повинна бути пов'язана з фактичною продуктивністю обробки  $Q = F \cdot V_{дет0}$ . Для визначення  $P_{y_{риз}}$  слід подати складову сили різання

$$P_{z_{риз}} \text{ у двох виглядах: } P_{z_{риз}} = K_{риз} \cdot P_{y_{риз}} \text{ і } P_{z_{риз}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}}.$$

Після порівняння цих двох залежностей отримано:

$$P_{y_{риз}} = \frac{\sigma}{K_{риз}} \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}}. \quad (5.13)$$

Як видно, складова сили різання  $P_{y_{різ}}$  цілком однозначно визначається швидкістю  $V_{дет0}$ , тобто чим більше  $V_{дет0}$  й відповідно продуктивність обробки, тим більше  $P_{y_{різ}}$ . У цьому разі зі зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  й збільшенням  $K_{різ}$  і  $V_{кр}$  складова сили різання  $P_{y_{різ}}$  зменшується. Отже, досягнення заданого значення швидкості  $V_{дет0}$  (продуктивності обробки) відбувається для меншого значення  $P_{y_{різ}}$ .

Після підстановки залежності (5.13) у (5.9) і (5.10) отримано:

$$P_z = \left(1 - \frac{f_1}{K_{різ}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot P_y; \quad (5.14)$$

$$K_{ш} = \left(1 - \frac{f_1}{K_{різ}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр} \cdot P_y} + f_1. \quad (5.15)$$

У роботі [90] наведено аналітичну залежність, що пов'язує умовне напруження різання  $\sigma$  з коефіцієнтом різання  $K_{різ}$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{різ}}. \quad (5.16)$$

де  $\sigma_{ст}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

Після підстановки залежності (5.16) в (5.15), отримано:

$$K_{ш} = \left(1 - \frac{f_1}{K_{різ}}\right) \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot F \cdot V_{дет0}}{K_{різ} \cdot V_{кр} \cdot P_y} + f_1. \quad (5.17)$$

Із залежності (5.17) випливає, що коефіцієнт різання  $K_{різ}$ , який входить у круглі дужки, більшою мірою впливає на  $K_{ш}$ , ніж коефіцієнт різання  $K_{різ}$ , який входить у знаменник першого доданка. Тому зі збільшенням коефіцієнта різання  $K_{різ}$  коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  збільшується. З фізичної точки зору це обумовлено підвищенням різальної здатності шліфувального круга.

Для більш повного уявлення про технологічні можливості пружної схеми шліфування важливо провести аналіз енергоємності обробки  $E$ , яка після перетворень із урахуванням залежностей (4.1) і (5.13) аналітично описується:

$$\begin{aligned}
 E &= \frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{Q} = \frac{P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{Q} = \frac{V_{кр}}{Q} \cdot \left( \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} + P_{z_{тр}} \right) = \\
 &= \sigma + P_{z_{тр}} \cdot \frac{\sigma}{K_{різ} \cdot P_{y_{різ}}} = \sigma \cdot \left[ 1 + \frac{P_{z_{тр}}}{K_{різ} \cdot P_{y_{різ}}} \right] = \sigma \cdot \left[ 1 + \frac{K_{ш} \cdot P_y - K_{різ} \cdot P_{y_{різ}}}{K_{різ} \cdot P_{y_{різ}}} \right] = \\
 &= \sigma \cdot \left[ 1 + \left( \frac{K_{ш}}{K_{різ}} \cdot \frac{P_y}{P_{y_{різ}}} - 1 \right) \right] = \sigma \cdot \frac{K_{ш}}{K_{різ}} \cdot \frac{P_y}{P_{y_{різ}}} = \sigma \cdot \frac{P_z}{P_{z_{різ}}}. \quad (5.18)
 \end{aligned}$$

Звідки

$$\frac{E}{\sigma} = \frac{P_z}{P_{z_{різ}}}. \quad (5.19)$$

Як видно, відношення  $E/\sigma$  й  $P_z/P_{z_{різ}}$  рівні одне одному, тобто енергоємність обробки  $E$  в загальному випадку пропорційна умовному напруженню різання  $\sigma$  (більше  $\sigma$ ), а за умови  $P_z/P_{z_{різ}} = 1$  – дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ .

Із залежності (5.18) впливає важливе відношення:

$$\frac{E}{K_{ш}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{P_y}{P_{y_{різ}}}. \quad (5.20)$$

Для зручності аналізу залежність (5.20) слід подати у вигляді:

$$\frac{E}{K_{ш}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{1}{\left( \frac{P_{y_{різ}}}{P_y} \right)} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{1}{\left( 1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y} \right)}. \quad (5.21)$$

Залежність (5.21) відповідає залежності, яка наведена в роботі [4] та отримана іншим розрахунковим методом. На рис. 5.4а графічно показано характер зміни відношення  $E/K_{ш}$  від  $P_{y_{різ}}/P_y$ . Зі збільшенням  $P_{y_{різ}}/P_y$  від 0 до 1 відношення  $E/K_{ш}$  зменшується й набуває найменшого значення  $\sigma/K_{різ}$ , яке відповідає процесу "чистого" різання.

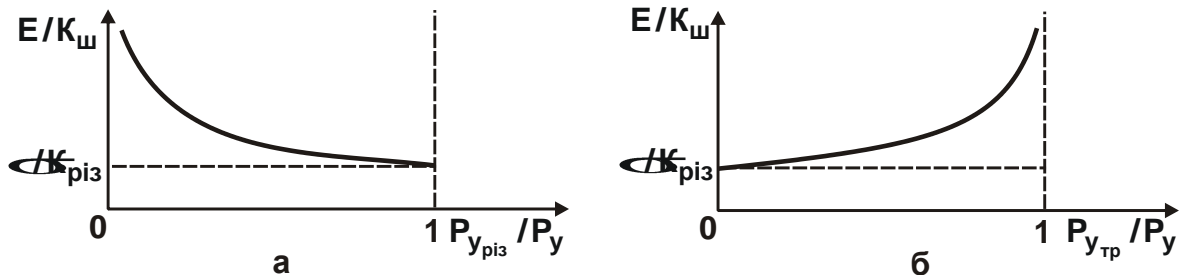


Рис. 5.4. Залежності  $E/K_{ш}$  від  $P_{y_{різ}}/P_y$  (а) і  $P_{y_{тр}}/P_y$  (б)

Отже, чим більше відношення  $P_{y_{тр}}/P_y$ , тим більше відношення  $E/K_{ш}$ , яке може суттєво перевищувати значення  $\sigma/K_{різ}$  (рис. 5.4б). Це підтверджується відомими експериментальними даними, згідно з яким відношення  $E/K_{ш}$  може до 100 разів перевищувати відношення  $\sigma/K_{різ}$ , наприклад, у процесі шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках, які з часом обробки втрачають різальну здатність. Тому, щоб зменшити відношення  $E/K_{ш}$  до значення  $\sigma/K_{різ}$ , необхідно в процесі шліфування постійно підтримувати високу різальну здатність круга шляхом використання ефективних методів виправлення (механічних й електрофізикохімічних). Цим фактично вилучається тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, а також вчасно віддаляються з робочої поверхні круга зерна, що затупилися. Таким чином показано, що зі збільшенням інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, яке визначається відношенням  $P_{y_{тр}}/P_y$ , відношення  $E/K_{ш}$  необмежено збільшується (див. рис. 5.4б). Отже, для зменшення енергоємності обробки  $E$  необхідно збільшувати відношення  $P_{y_{різ}}/P_y \rightarrow 1$ .

Важливо розглянути закономірності змінювання температури  $\theta$  під час шліфування за пружною схемою. Для цього слід розв'язати залежність (4.40) відносно  $\theta$  й підставити отримане вираження в залежність (5.14) для визначення тангенціальної складової сили різання  $P_z$ :

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{P_z \cdot V_{кр} \cdot l_2}{\lambda \cdot F} = \left[ \left( 1 - \frac{f_1}{K_{різ}} \right) \cdot \sigma \cdot V_{дет0} + \frac{f_1 \cdot P_y \cdot V_{кр}}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (5.22)$$

де  $F$  – площа контакту круга з оброблюваним матеріалом,  $m^2$ .

Із залежності (5.22) випливає, що температура шліфування  $\theta$  збільшується зі збільшенням часу обробки  $\tau$  лише за рахунок збільшення глибини  $l_2$  проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, тобто не настільки значно порівняно зі шліфуванням за жорсткою схемою – відповідно до залежності (4.41). Це допускає достатньо тривалий контакт круга з оброблюваною деталлю, тоді як у процесі шліфування за жорсткою схемою з метою зниження температури шліфування повинен бути нетривалий контакт. Дана закономірність указує на ефективність застосування пружної схеми шліфування з погляду зменшення температури шліфування, незважаючи на те, що в цьому випадку може значно збільшитися параметр  $l_2$  порівняно із жорсткою схемою шліфування.

### 5.3. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з дискретною радіальною подачею

Прямолінійну деталь, показану на рис. 4.1, можна оброблювати за жорсткою схемою шліфування з дискретною радіальною подачею. Для цього необхідно оброблюваній деталі повідомити додаткове зворотно-поступальне переміщення в тангенціальному до круга напрямку зі швидкістю  $V_{дет}$ , забезпечуючи періодичний вихід оброблюваної деталі з контакту з кругом (положення I і II на рис. 5.5).

Припустимо, що обробка виконується з номінальною глибиною шліфування  $t$ , заданою за лімбом верстата. У цьому разі на першому проході фактична глибина шліфування  $t_{ф1}$  завжди менше номінальної глибини шліфування  $t$  внаслідок тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і виникнення в системі пружного переміщення  $y_1$ , тобто

$$t_{ф1} = t - y_1. \quad (5.23)$$

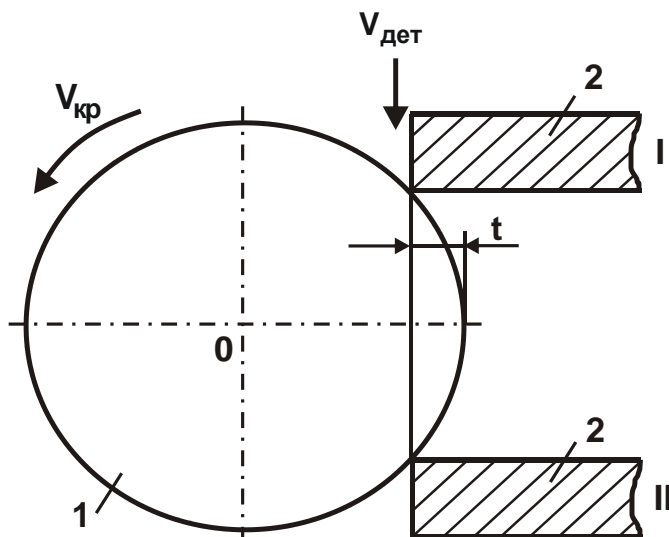


Рис. 5.5. Розрахункова схема параметрів процесу шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

У результаті з кожним наступним проходом  $n$  оброблюваної деталі фактична глибина шліфування  $t_{\phi}$  й величина пружного переміщення пропорційно збільшуються:

$$t_{\phi} = n \cdot t_{\phi 1}; \quad (5.24)$$

$$y = n \cdot y_1. \quad (5.25)$$

Тоді радіальна  $P_{y_{тр}}$  й тангенціальна  $P_{z_{тр}} = f_1 \cdot P_{y_{тр}}$  складові сили різання, які обумовлені тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом опишуться:

$$P_{y_{тр}} = c \cdot y = c \cdot n \cdot y_1; \quad (5.26)$$

$$P_{z_{тр}} = f_1 \cdot c \cdot n \cdot y_1. \quad (5.27)$$

де  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м;

$f_1$  – коефіцієнт тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом.

Як видно, зі збільшенням кількості проходів  $n$  складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  й  $P_{y_{тр}}$  пропорційно збільшуються, набуваючи достатньо великих значень. Це призводить до зниження якості й точності оброблюваних поверхонь унаслідок виникнення різного роду дефектів (припикань, мікротріщин, мікросколів та ін.), а також може привести до поломки шліфувального верстата або зупинки електродвигуна верстата.

Тангенціальна  $P_{z_{різ}}$  й радіальна  $P_{y_{різ}}$  складові сили різання, які обумовлені процесом "чистого" різання, у цьому випадку визначаються:

$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi 1}}{V_{кр}}; \quad (5.28)$$

$$P_{y_{різ}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}}. \quad (5.29)$$

Тоді сумарні тангенціальна  $P_z$  й радіальна  $P_y$  складові сили різання опишуться:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot n \cdot y_1; \quad (5.30)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{K_{різ} \cdot V_{кр}} + c \cdot n \cdot y_1. \quad (5.31)$$

Відповідно, коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  виразиться:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot n \cdot y_1}{\frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{K_{різ} \cdot V_{кр}} + c \cdot n \cdot y_1}. \quad (5.32)$$

Наведені залежності (5.30) – (5.32) аналогічні залежностям (4.10) і (4.11), отриманим для схеми шліфування з безперервною радіальною подачею (див. рис. 4.1), розглядаючи в них замість часу обробки  $\tau$  кількість проходів  $n$ . Отже, всі закономірності, установлені для схеми шліфування, показаної на рис. 4.1, справедливі й для схеми шліфування, показаної на рис. 5.5.

Основною умовою зниження параметрів силової напруженості процесу шліфування в цьому випадку також є вилученням інтенсивного тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом за рахунок забезпечення високої різальної здатності шліфувального круга.

Однак виконати цю умову вдається не завжди. Тому на практиці прийнято для заданої номінальної глибини шліфування здійснювати ще й другий (зворотний) хід оброблюваної деталі або круга, тобто здійснювати знімання матеріалу на задану глибину шліфування за подвійний хід. Слід зазначити, що за таким принципом працюють круглошліфувальні



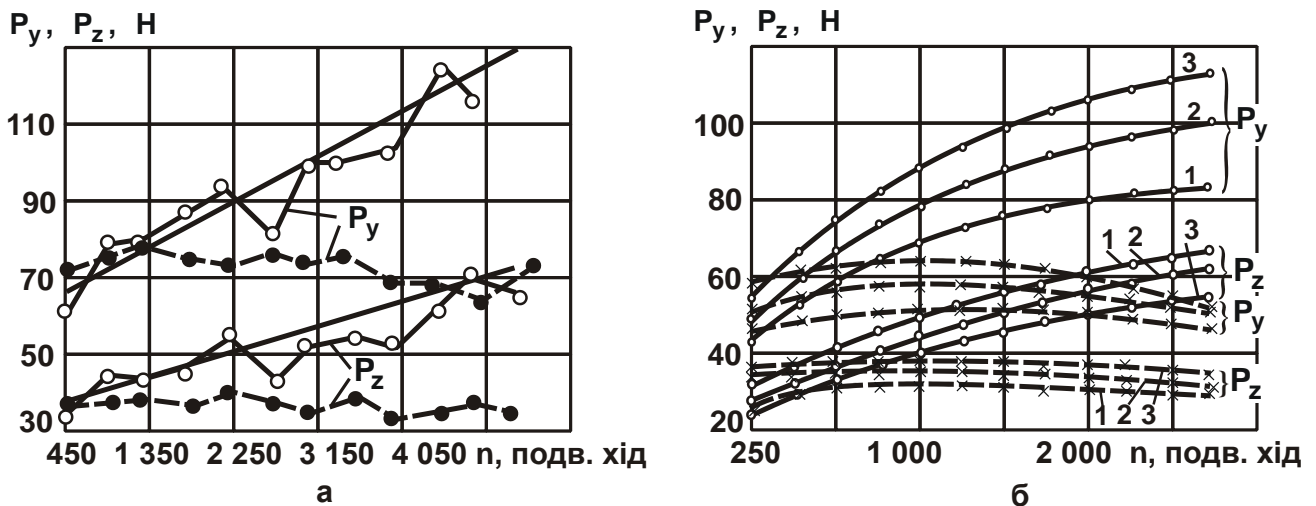
й плоскошліфувальні верстати, які реалізують жорстку схему шліфування. У результаті під час зворотного ходу повинне відбуватися знімання всього оброблюваного матеріалу, що подається в зону шліфування, й виконуватися умова  $t_{\phi 1} \rightarrow t$ , тобто повинне усуватися пружне переміщення, що виникає в технологічній системі під час прямого ходу. У разі правильно обраного режиму шліфування дана умова, як правило, виконується.

Разом з тим, в умовах низької жорсткості технологічної системи виникаюче пружне переміщення значне й усунути його на зворотньому ході достатньо складно. Тому у підсумку із часом обробки відбувається нагромадження незнятого матеріалу, що призводить до збільшення пружного переміщення, яке виникає в технологічній системі, й необхідності періодично припиняти процес шліфування. Очевидно, домогтися необхідної точності обробки в цих умовах неможливо, а процес шліфування відбувається з відносно низькою продуктивністю й високою трудомісткістю обробки. У зв'язку із цим, для виконання умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$  необхідно збільшити кількість виходжувальних (прямих і зворотних) проходів оброблюваної деталі або шліфувального круга.

Наведене теоретичне рішення погодиться з відомими експериментальними даними, наприклад, отриманими в процесі плоского звичайного алмазного й електрохімічного алмазного шліфування твердих сплавів (рис. 5.6 [62]). Алмазне електрохімічне шліфування здійснювалося із застосуванням алмазного круга АС2 100/80 на металевій зв'язці М5–5 з напругою  $U = 6$  В та силою струму  $I = 30$  А.

Як впливає із рис. 5.6, зі збільшенням кількості подвійних ходів круга  $n$  в процесі звичайного алмазного шліфування тангенціальна  $P_z$  й радіальна  $P_y$  складові сили різання безупинно збільшуються, а в процесі електрохімічного алмазного шліфування – фактично залишаються постійними. Це пов'язане з тим, що в процесі електрохімічного алмазного шліфування забезпечується підтримка високої різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці. У результаті суттєво зменшується інтенсивність тертя металевої зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і фактично зникають складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  й  $P_{y_{тр}}$ . Сумарні тангенціальна  $P_z$  й радіальна  $P_y$  складові сили різання відповідно рівні:

$$P_z \approx P_{z_{різ}}; P_y \approx P_{y_{різ}}.$$



**Рис. 5.6. Графіки змінювання складових сили різання в процесі електрохімічного алмазного шліфування (штрихові лінії) і під час звичайного алмазного шліфування (суцільні лінії) [62]**

*Умови обробки:* а –  $V_{кр} = 17,6$  м/с;  $S_{позд} = 2$  м/хв;  $t = 0,03$  мм/подв. хід ( $U = 6$  В;  $I = 30$  А); б – ті ж самі режими шліфування для різних поперечних подач: 1 – 0,03 мм/подв. хід; 2 – 0,05 мм/подв. хід; 3 – 0,07 мм/подв. хід.

У процесі звичайного алмазного шліфування, тобто без введення в зону різання електричного струму, умова  $t_{ф1} \rightarrow t$  не виконується в зв'язку з відносно низькою різальною здатністю алмазного круга, в результаті чого із часом обробки (збільшенням кількості подвійних ходів круга) відбувається нагромадження "незнятого" матеріалу й збільшення складових сили різання за рахунок збільшення пружних переміщень у технологічній системі. У цьому випадку застосований зворотний (виходжувальний) хід круга не дозволяє повністю усунути пружні переміщення, що виникають на прямому ході, тобто ефект від застосування подвійного ходу стола верстата відсутній.

Експериментально встановлено також, що коефіцієнт різальної здатності  $K = Q/P_y$  (див. рис. 4.10 [62]) зі збільшенням кількості подвійних ходів круга  $n$  в умовах електрохімічного алмазного шліфування фактично залишається постійним, а в умовах звичайного алмазного шліфування (тобто під час шліфування без електричного струму) зменшується, що свідчить про низьку різальну здатність алмазного круга.

Важливо провести аналіз енергоємності обробки  $E$  для даної схеми шліфування. З урахуванням відношень  $y_1 = t - t_{ф1}$  і  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}$  отримано:

$$E = \frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{Q} = \sigma + \frac{f_1 \cdot c \cdot n \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дет}} \cdot \left( \frac{t}{t_{\phi 1}} - 1 \right). \quad (5.33)$$

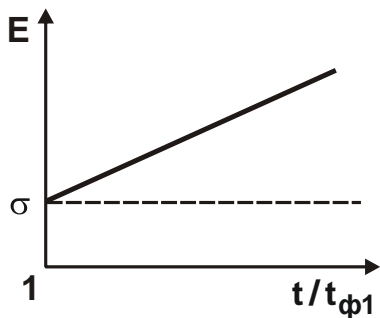


Рис. 5.7. Залежність енергоємності обробки  $E$  від  $t/t_{\phi 1}$

Другий доданок залежності (5.33) визначається головним чином множником  $\left( \frac{t}{t_{\phi 1}} - 1 \right)$ , який за умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$  дорівнює нулю. Отже, за умови відсутності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, тобто коли другий доданок залежності (5.33) дорівнює нулю, енергоємність обробки  $E$  дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ , яке визначається умовами процесу "чистого" різання. Зі збільшенням відношення  $t/t_{\phi 1}$  енергоємність обробки  $E$  збільшується (рис. 5.7), що, очевидно, викликає підвищення силової й теплової напруженості процесу шліфування та вказує на необхідність виконання умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$ .

Важливо провести аналіз температури шліфування  $\theta$ , використовуючи залежність (4.40):

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{q \cdot l_2}{\lambda_M} = \frac{P_z \cdot V_{кр} \cdot l_2}{\lambda_M \cdot F} = \left( \frac{\sigma \cdot Q}{F} + \frac{f_1 \cdot c \cdot n \cdot (-t_{\phi 1}) \cdot V_{кр}}{F} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}} = \\ &= \left( \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi 1}}{F} + \frac{f_1 \cdot c \cdot n \cdot (-t_{\phi 1}) \cdot V_{кр}}{F} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}. \end{aligned} \quad (5.34)$$

Із залежності (5.34) випливає, що основною умовою зменшення температури шліфування  $\theta$  є зменшення або навіть вилучення другого доданка, обумовленого тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що досягається виконанням умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$ .

Збільшення першого доданка залежності (5.34) у зв'язку зі збільшенням  $t_{\phi 1}$  необхідно компенсувати зменшенням часу  $\tau$  контакту круга з оброблюваною деталлю. Найбільш ефективним шляхом зменшення  $\tau$  слід розглядати періодичне переривання процесу шліфування за рахунок

застосування круга з переривчастою робочою поверхнею, тобто застосування переривчастого шліфування.

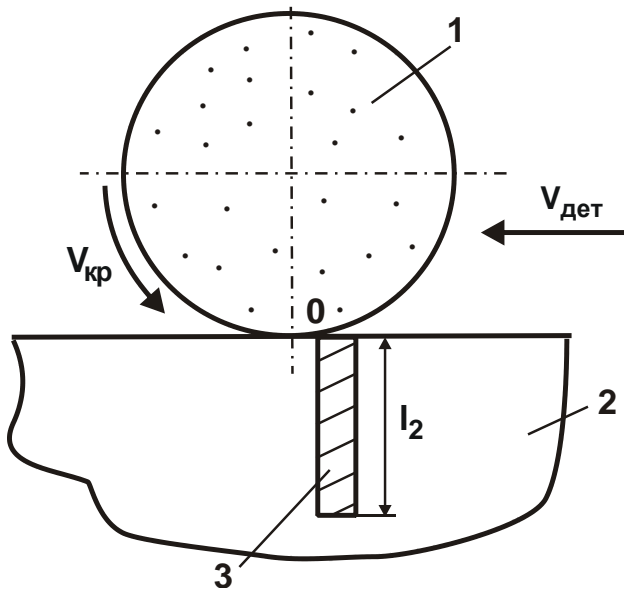


Рис. 5.8. Розрахункова схема температури плоского шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень.

В умовах круглого й плоского шліфування час  $\tau$  слід розглядати як час контакту круга з елементарним адіабатичним стержнем, набором яких представлений припуск, що знімається з оброблюваної деталі (рис. 5.8 [61]). Виходячи з такого подання процесу шліфування, відповідно до залежності (5.34), зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна також за рахунок збільшення площі контакту круга з оброблюваним матеріалом  $F$  (для фіксованої продуктивності обробки  $Q$ ), що досягається застосуванням глибинного (однопрохідного) шліфування.

Збільшення часу  $\tau$  контакту круга з елементарним адіабатичним стержнем у зв'язку зі зменшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  у цьому випадку може бути не настільки суттєво порівняно зі збільшенням площі контакту круга з оброблюваним матеріалом  $F$ . У результаті температура шліфування  $\theta$  може зменшитися. Це погодиться із практичним досвідом застосування методу глибинного шліфування, що забезпечує, як правило, досягнення подвійного ефекту – підвищення продуктивності та якості обробки [48].

Однак, як показує практика круглого й плоского шліфування, найбільш ефективним шляхом зменшення температури шліфування  $\theta$  слід розглядати застосування багатопрохідного шліфування, яке характеризується збільшеними значеннями швидкості деталі  $V_{дет}$ . У цьому випадку ефект обробки досягається за рахунок зменшення часу  $\tau$  контакту круга з елементарним адіабатичним стержнем.

## 5.4. Спрощений розрахунок параметрів плоского шліфування

Важливо розглянути процес плоского багатопрхідного шліфування за жорсткою схемою для випадку, коли відсутнє тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом [68]. Тоді тангенціальна складова сили різання  $P_z$ , описувана залежністю (4.1), виразиться:

$$P_z = P_{z_{різ}}, \quad (5.35)$$

де  $P_{z_{різ}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}}{V_{кр}};$

$t_{ф}$  – фактична глибина шліфування, яка обумовлена виникненням у технологічній системі пружного переміщення, м.

З урахуванням відношень  $P_z = K_{різ} \cdot P_y$  та  $P_y = c \cdot y = c \cdot (n - t_{ф}) \cdot n$ , залежність (5.35) набуває вигляду рівняння відносно невідомої величини  $t_{ф}$ :

$$K_{різ} \cdot c \cdot (n - t_{ф}) \cdot n = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}}{V_{кр}}, \quad (5.36)$$

де  $t$  – номінальна глибина шліфування, м;  
 $n$  – кількість проходів круга.

Після розв'язання рівняння (5.36) відносно  $t_{ф}$ , отримано:

$$t_{ф} = \frac{t}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}\right)}. \quad (5.37)$$

На рис. 5.9а показано графік залежності  $t_{ф}$  від кількості проходів круга  $n$ . Як видно, зі збільшенням  $n$  фактична глибина шліфування  $t_{ф}$  безупинно збільшується, асимптотичне наближаючись до номінальної глибини шліфування  $t$ .

За таким самим законом змінюється й продуктивність обробки (рис. 5.9б):

$$Q = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (5.38)$$

де  $Q_0 = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – номінальна продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

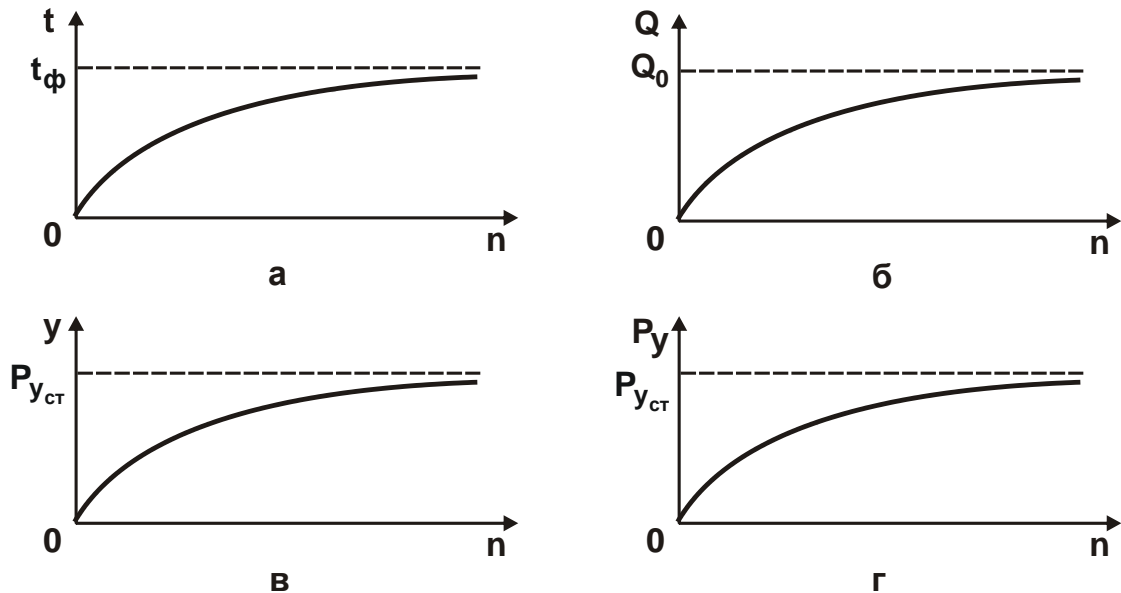


Рис. 5.9. Залежності параметрів  $t_{\text{ф}}$  (а),  $Q$  (б),  $y$  (в) і  $P_y$  (г) від  $n$

Величина пружного переміщення визначається залежністю:

$$y = \left( n - t_{\text{ф}} \cdot n \right) \cdot \frac{t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (5.39)$$

Із залежності (5.39) випливає, що для  $n = 0$  величина пружного переміщення дорівнює  $y = 0$ , а для  $n \rightarrow \infty$  внаслідок переваги в знаменнику залежності (5.39) другого доданку величина пружного переміщення визначається:

$$y = y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{P_{y_{\text{ст}}}}{c}, \quad (5.40)$$

де  $y_{\text{ст}}, P_{y_{\text{ст}}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{кр}}}$  – сталі значення величини пружного переміщення й радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Отже, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{ст}$  (див. рис. 5.9в).

Залежність (5.39) з урахуванням залежності (5.40) можна подати в більш зручному для аналізу вигляді:

$$y = \frac{1}{\left(\frac{1}{n \cdot t} + \frac{1}{y_{ст}}\right)} = \frac{y_{ст}}{\left(1 + \frac{y_{ст}}{n \cdot t}\right)}. \quad (5.41)$$

Як видно, для  $n=0$  величина пружного переміщення дорівнює  $y=0$ , а для  $n \rightarrow \infty$  відповідно  $y \rightarrow y_{ст}$  (див. рис. 5.9в). За таким самим законом змінюється й радіальна  $P_y = c \cdot y$  складова сили різання:

$$P_y = \frac{c \cdot t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}\right)}. \quad (5.42)$$

Зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  радіальна  $P_y$  складова сили різання безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $P_{y_{ст}}$  (див. рис. 5.9в).

Необхідно відзначити, що залежність (5.41) відповідає аналогічній залежності, наведеній в роботі [61], яку можна подати у вигляді:

$$y = y_{ст} \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{t}{y_{ст}}\right)^n}\right]. \quad (5.43)$$

Для вихідних даних:  $t=10$  мкм;  $y_{ст}=40$  мкм залежності (5.41) і (5.43) набувають вигляду:

$$y = \frac{40}{\left(1 + \frac{4}{n}\right)}; \quad (5.44)$$

$$y = 40 \cdot \left[ 1 - \frac{1}{1,25^n} \right]. \quad (5.45)$$

У табл. 5.1 і на рис. 5.10 наведено розраховані за залежностями (5.44) і (5.45) значення величини пружного переміщення від кількості проходів круга  $n$ .

Таблиця 5.1

### Розрахункові значення величини пружного переміщення (у мкм)

$n$	0	1	2	5	10	50	100
Залежність (5.44)	0	8	13,3	22,2	28,6	37	39,9
Залежність (5.45)	0	8	14,4	26,9	35,7	39,94	–

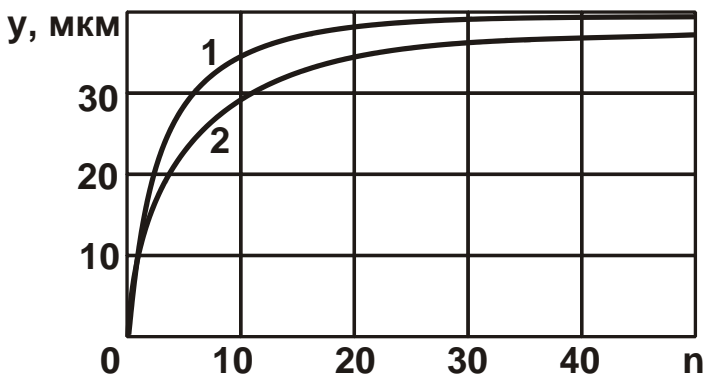


Рис. 5.10. Залежність величини пружного переміщення  $y$  від кількості проходів круга  $n$

Умовні позначення: 1 – розрахунок за залежністю (5.45); 2 – розрахунок за залежністю (5.44).

Як видно, розрахунки за залежністю (5.45) призводять до більших значень величини пружного переміщення й відповідно до більш швидкого наближення величини пружного переміщення до значення  $y_{ст}$  зі збільшенням кількості проходів круга  $n$ . Однак структурно залежності (5.41) і (5.43) збігаються, оскільки містять одні й ті самі параметри –  $t$  і  $y_{ст}$ , причому залежність (5.41) у більш простому й зручному для аналізу вигляді. Це вказує на доцільність застосування залежності (5.41) для вирішення практичних завдань, що відкриває нові технологічні можливості пошуку найбільш перспективних напрямів підвищення ефективності процесу шліфування, а також і процесів обробки лезовими інструментами.

З огляду на однаковий характер зміни величини пружного переміщення від  $n$  у залежностях (5.41) і (5.43), необхідно розглянути можливості



математичного перетворення залежності (5.43) до вигляду залежності (5.41). Величина  $\left(1 + \frac{t}{y_{\text{ст}}}\right)^n$ , яка входить у знаменник залежності (5.43), є біноміальним рядом:

$$\left(1 + \alpha\right)^n = 1 + n \cdot \alpha + \frac{n \cdot (n-1)}{1 \cdot 2} \cdot \alpha^2 + \frac{n \cdot (n-1) \cdot (n-2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot \alpha^3 + \dots, \quad (5.46)$$

де  $\alpha = t/y_{\text{ст}} < 1$ .

Для  $n = 1$  отримано:  $\left(1 + \alpha\right)^1 = 1 + 1 \cdot \alpha$ ;

для  $n = 2$  отримано:  $\left(1 + \alpha\right)^2 = 1 + 2 \cdot \alpha + \alpha^2$ ;

для  $n = 3$  отримано:  $\left(1 + \alpha\right)^3 = 1 + 3 \cdot \alpha + 3 \cdot \alpha^2 + \alpha^3$ ;

для  $n = 4$  отримано:  $\left(1 + \alpha\right)^4 = 1 + 4 \cdot \alpha + 6 \cdot \alpha^2 + 4 \cdot \alpha^3 + \alpha^4$  та ін.

Очевидно, для  $\alpha < 1$  визначальними в наведених залежностях є перші два доданки. Тому в першому наближенні можна біноміальний ряд розглядати у вигляді:  $\left(1 + \alpha\right)^n = 1 + n \cdot \alpha$  або

$$\left(1 + \frac{t}{y_{\text{ст}}}\right)^n = 1 + n \cdot \frac{t}{y_{\text{ст}}}. \quad (5.47)$$

Після підстановки вираження (5.47) у залежність (5.43) і перетворень отримано:

$$y = \frac{y_{\text{ст}}}{\left(1 + \frac{y_{\text{ст}}}{n \cdot t}\right)}. \quad (5.48)$$

У підсумку отримано залежність (5.41). Отже, прийняті спрощення в ході визначення рівняння (5.36) еквівалентні спрощенню біноміального ряду, що відповідає переходу від  $\left(1 + \frac{t}{y_{\text{ст}}}\right)^n$  до  $1 + n \cdot \frac{t}{y_{\text{ст}}}$ .

Як показали розрахунки (див. табл. 5.1), розбіжність величин  $\left(1 + \frac{t}{y_{\text{ст}}}\right)^n$  і  $1 + n \cdot \frac{t}{y_{\text{ст}}}$  має місце зі збільшенням кількості проходів круга  $n$ ,

тобто для значень величини пружного переміщення, близьких до значення  $y_{ст}$ . За умови  $y < y_{ст}$  розбіжність значень величини пружного переміщення, розрахованих за залежностями (5.44) і (5.45) незначна й цілком прийнятна для практичних розрахунків. Таким чином, математично обґрунтовано ступінь розбіжності спрощеної й уточненої аналітичних залежностей для визначення величини пружного переміщення й доведено можливість практичного використання спрощеної залежності.

## 5.5. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з початковим натягом у технологічній системі

На практиці, поряд зі шліфуванням за жорсткою і пружною схемам, набула застосування схема шліфування з початковим натягом у технологічній системі [28; 38], яка відповідає схемі виходжування. Дана схема забезпечує високі показники точності та якості оброблюваних поверхонь за рахунок зниження силової напруженості процесу обробки. У зв'язку із цим важливо провести теоретичний аналіз даної схеми.

За фізичною суттю схема з початковим натягом у технологічній системі відповідає пружній схемі шліфування, що здійснюється зі змінним (зменшуваним у часі) радіальним зусиллям  $P_y$ , яке відповідає радіальній складовій сили різання (див. рис. 5.2). Це зусилля дорівнює пружно-відновлюваній силі, виникаючій в процесі шліфування:

$$P = c \cdot (\Pi - V_{дет\text{ср}} \cdot \tau), \quad (5.49)$$

де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається, рівна початковому натягу в технологічній системі, м;

$V_{дет\text{ср}}$  – середня швидкість знімання матеріалу за час обробки  $\tau$ , м/с.

З урахуванням відомого відношення  $P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{F \cdot V_{дет\text{ср}}}{V_{кр}}$  й зазначе-

ної вище умови  $P_y = P$ , отримано:

$$V_{дет\text{ср}} = \frac{\Pi}{\left( \tau + \frac{\sigma \cdot F}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр}} \right)}. \quad (5.50)$$

Як впливає із залежності (5.50), із часом обробки  $\tau$  середня швидкість знімання матеріалу  $V_{\text{дет}_{\text{cp}}}$  зменшується, причому більше для меншого значення другого доданка, що входить у знаменник залежності.

Радіальна  $P_y$  складова сили різання з урахуванням залежності (5.50) виражається:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (5.51)$$

Збільшення часу обробки  $\tau$ , аналогічно характеру зміни середньої швидкості знімання матеріалу  $V_{\text{дет}_{\text{cp}}}$ , призводить до зменшення  $P_y$ . Властиво цим і пояснюється ефективність практичного використання схеми шліфування з початковим натягом у технологічній системі, оскільки на кінцевому етапі обробки виконується умова  $P_y \rightarrow 0$ , а це сприяє зменшенню величини пружного переміщення в технологічній системі

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)} \quad (5.52)$$

і підвищенню показників точності та якості оброблюваної поверхні.

Необхідно зазначити, що ефект обробки в цьому випадку, виходячи із залежності (5.51), досягається за умови  $\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F} > 1$ . У протилежному випадку  $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$ , що відповідає умовам пружної схеми шліфування, тобто реалізується пружна схема шліфування й ефект обробки відсутній.

Безсумнівно, пружна схема шліфування, як показано раніше, вилучає негативний вплив часу обробки  $\tau$  на силу різання, що має місце в процесі шліфування за жорсткою схемою. Однак пружна схема шліфування уступає розглянутій схемі шліфування з початковим натягом у технологічній системі з погляду забезпечення якості та точності оброблюваних поверхонь.

Основним обмеженням схеми шліфування з початковим натягом у технологічній системі є величина початкового натягу  $\Pi$ , яка повинна

набувати невеликих значень – менші величини припуску. У цьому випадку знімання заданого припуску слід здійснювати за кілька етапів, періодично створюючи в технологічній системі початкові натяги, кратні величині припуску, що знімається.

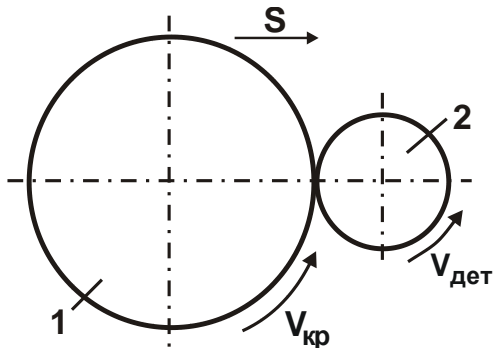


Рис. 5.11. **Схема круглого  
врізного шліфування**

Умовні позначення: 1 – круг;  
2 – деталь.

Отримане рішення справедливо для схеми шліфування з безперервною швидкістю радіальної подачі, реалізованої, наприклад, у процесі круглого врізного шліфування з безперервною в часі швидкістю радіальної подачі  $S$  (рис. 5.11). Разом з тим, на практиці набули застосування схеми круглого й плоского шліфування з дискретною в часі швидкістю радіальної подачі. Тому важливо встановити закономірності зміни знімання оброблюваного матеріалу для цієї схеми на етапі ви-

ходжування, тобто під час відключеної радіальної подачі, коли знімання матеріалу відбувається лише під дією пружно-відновлювальної сили:

$$P = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}) \quad (5.53)$$

Під час виходжування в процесі плоского шліфування сила  $P$  дорівнює радіальній складовій сили різання  $P_y$ , що визначається залежністю:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{V_{\text{кр}}} \quad (5.54)$$

За умови  $P_y = P$  отримане рівняння щодо невідомої величини  $t_{\phi}$ :

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{V_{\text{кр}}} = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}) \quad (5.55)$$

Звідки

$$t_{\phi} = \frac{\Pi}{\left( n + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} \right)} \quad (5.56)$$

Як видно, залежність (5.56) аналогічна залежності (5.50) з тією відмінністю, що замість часу обробки  $\tau$  залежність (5.56) виражена відносно параметра  $n$ . Отже, всі висновки, зроблені під час аналізу залежності (5.50), залишаються справедливими й для залежності (5.56). Так, зі збільшенням кількості проходів  $n$  фактична глибина шліфування на проході  $t_{\phi}$  безупинно зменшується. У цьому разі інтенсивність зменшення  $t_{\phi}$  тим більша, чим менший другий доданок, що входить у знаменник залежності (5.56), тобто чим менше відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , параметри  $B$ ,  $V_{\text{дет}}$  і більше  $c$  й  $V_{\text{кр}}$ . Наприклад, для вихідних даних  $\sigma = 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>;  $K_{\text{різ}} = 0,5$ ;  $B = 10$  мм;  $V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}} = 1/60$ ;  $c = 10^4$  Н/мм другий доданок, що входить у знаменник залежності (5.56), дорівнює 0,33. Тоді залежність  $t_{\phi}$  від  $n$  для  $\Pi = 1$  мм набуває вигляду, що показаний на рис. 5.12.

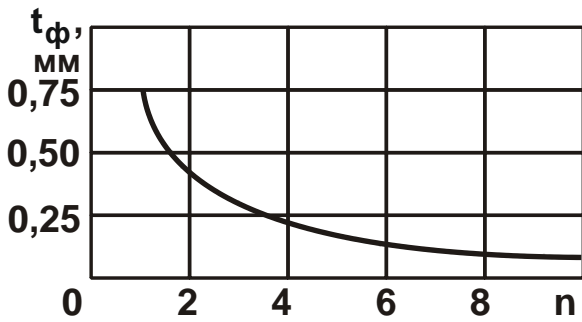


Рис. 5.12. Залежність  $t_{\phi}$  від  $n$

менник залежності (5.56), тобто чим менше відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , параметри  $B$ ,  $V_{\text{дет}}$  і більше  $c$  й  $V_{\text{кр}}$ . Наприклад, для вихідних даних  $\sigma = 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>;  $K_{\text{різ}} = 0,5$ ;  $B = 10$  мм;  $V_{\text{дет}}/V_{\text{кр}} = 1/60$ ;  $c = 10^4$  Н/мм другий доданок, що входить у знаменник залежності

(5.56), дорівнює 0,33. Тоді залежність  $t_{\phi}$  від  $n$  для  $\Pi = 1$  мм набуває вигляду, що показаний на рис. 5.12.

Радіальна  $P_y$  складова сили різання з урахуванням залежності (5.56) виражається:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)} \quad (5.57)$$

Зі збільшенням кількості проходів  $n$  радіальна  $P_y$  складова сили різання зменшується, що забезпечує зменшення величини пружного переміщення  $y$  в технологічній системі

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)} \quad (5.58)$$

і підвищення показників точності та якості оброблюваної поверхні. Як і в залежності (5.51), ефект обробки досягається за умови  $\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} > 1$ .

У протилежному випадку  $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$  й реалізується пружна схема шліфування, тобто ефект обробки від застосування схеми виходжування в процесі плоского шліфування відсутній.

## 5.6. Уточнений розрахунок параметрів процесу шліфування з початковим натягом у технологічній системі

З метою оцінювання вірогідності наведеного в п. 5.5 теоретичного рішення важливо виконати уточнений розрахунок параметрів процесу шліфування з початковим натягом у технологічній системі [65]. Для цього рівняння (5.49) слід подати у вигляді:

$$P = c \cdot \left( \Pi - \int V_{\text{дет}} \cdot \tau \right). \quad (5.59)$$

З урахуванням умови  $P_y = P$  й залежності для визначення радіальної складової сили різання  $P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}$  рівняння (5.59) набуває вигляду:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} = c \cdot \left( \Pi - \int V_{\text{дет}} \cdot \tau \right). \quad (5.60)$$

Після диференціювання кожного доданку за змінним часом обробки  $\tau$  отримано:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{dV_{\text{дет}}}{d\tau} = -c \cdot V_{\text{дет}}. \quad (5.61)$$

Представляючи рівняння (5.61) у вигляді:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{F}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{dV_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} = -d\tau, \quad (5.62)$$

отримано диференціальне рівняння першого порядку відносно невідомої величини  $V_{\text{дет}}$ . Його розв'язання:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{F}{V_{\text{кр}}} \cdot \ln V_{\text{дет}} = -\tau + C_1, \quad (5.63)$$

де  $C_1$  – постійна інтегрування.

Для визначення невідомої величини  $C_1$  необхідно в залежності (5.63) виразити  $V_{\text{дет}}$  через величину пружного переміщення:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (5.64)$$

Звідки

$$V_{\text{дет}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F} \cdot y. \quad (5.65)$$

Після підстановки залежності (5.65) у рівняння (5.63) отримано:

$$\tau_0 \cdot \ln \frac{y}{\tau_0} = -\tau + C_1, \quad (5.66)$$

де  $\tau_0 = \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}.$

З урахуванням початкової умови  $y \Big|_{t=0} = 0 \Rightarrow \Pi$  отримано:

$$C_1 = \tau_0 \cdot \ln \frac{\Pi}{\tau_0}. \quad (5.67)$$

Тоді залежність (5.63) після перетворень набуває вигляду:

$$\ln \frac{y}{\Pi} = -\frac{\tau}{\tau_0}. \quad (5.68)$$

Звідки

$$\frac{y}{\Pi} = e^{-\frac{\tau}{\tau_0}} = e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}}. \quad (5.69)$$

Як видно, із часом обробки  $\tau$  величина пружного переміщення зменшується за експонентним законом, набуваючи найбільшого значення (що дорівнює величині  $\Pi$ ) на початку обробки.

Радіальна складова сили різання з урахуванням залежності (5.69) виразиться:

$$P_y = c \cdot \Pi \cdot e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} = P_{y_{\text{max}}} \cdot e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} = P_{y_{\text{max}}} \cdot e^{-\frac{\tau}{\tau_0}}, \quad (5.70)$$

де  $P_{y_{\text{max}}} = c \cdot \Pi$  – максимальне значення радіальної складової сили різання, Н.

Відповідно, швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , описувана залежністю (5.65), набуває вигляду:

$$V_{\text{дет}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F} \cdot \Pi \cdot e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} = \frac{\Pi}{\tau_0} \cdot e^{-\frac{\tau}{\tau_0}}. \quad (5.71)$$

Виходячи із залежності (5.71), з фізичної точки зору величина  $\tau_0$  визначає час знімання припуску  $\Pi$  з постійною швидкістю  $V_{\text{дет}} = \frac{\Pi}{\tau_0}$ .

Отже, чим менше час  $\tau_0$ , тим більше  $V_{\text{дет}}$ . Відповідно до залежності

$\tau_0 = \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}$ , зменшити час  $\tau_0$  можна зменшенням  $\sigma/K_{\text{різ}}$ ,  $F$  і збільшенням  $c$  і  $V_{\text{кр}}$ .

У табл. 5.2 і на рис. 5.13 показаний характер зміни величини пружного переміщення у й швидкості знімання припуску  $V_{\text{дет}}$  від відношення  $\tau/\tau_0$  для  $\Pi = 1$  мм.

Таблиця 5.2

### Розрахункові значення у і $V_{\text{дет}}$

$\tau/\tau_0$	0	1	2	3	4	5	6	7
у, мм	1	0,368	0,135	0,05	0,018	0,0067	0,0025	0,0009
$V_{\text{дет}}$ , мм/с	0,6	0,22	0,081	0,03	0,01	0,004	0,0015	0,00054



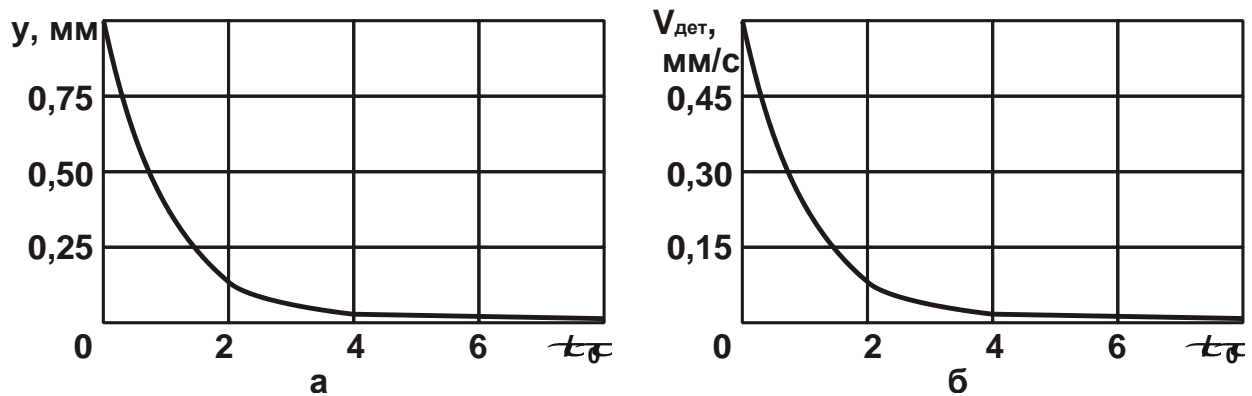


Рис. 5.13. Залежності величини пружного переміщення  $y$  (а) і швидкості знімання припуску  $V_{\text{дет}}$  (б) від відношення  $\tau/\tau_0$

Як можна бачити, за умови  $\tau/\tau_0 = 6 \dots 7$  величина пружного переміщення  $y$ , що визначає похибку обробки, набуває невеликих значень 2,5 ... 0,9 мкм, які відповідають вимогам високоточної обробки деталей.

Для вихідних даних, отриманих у процесі торцевого алмазного шліфування твердосплавних пластин ( $\sigma = 150 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $K_{\text{різ}} = 0,2$ ;  $F = 100$  мм<sup>2</sup>;  $c = 1,5 \cdot 10^3$  Н/мм;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с), час  $\tau_0 = 1,67$  с. Тому приблизно через  $\tau = 7 \cdot 1,67 = 11,7$  с шліфування припуск величиною  $\Pi = 1$  мм може бути повністю вилучений з високою точністю обробки – похибка обробки перебуває на рівні  $y \approx 1$  мкм. У цьому випадку максимальна

швидкість знімання припуску дорівнює  $V_{\text{дет}_{\text{max}}} = \frac{\Pi}{\tau_0} = \frac{1 \text{ мм}}{1,67 \text{ с}} = 0,6 \text{ мм/с}$ ,

а середня швидкість  $V_{\text{дет}} = \frac{\Pi}{\tau} = \frac{1 \text{ мм}}{11,7 \text{ с}} = 0,085 \text{ мм/с}$ , тобто максимальна

швидкість знімання припуску майже в 10 разів перевищує середню швидкість (див. рис. 5.13б).

Поряд з підвищенням точності обробки, схема шліфування з початковим натягом у технологічній системі за рахунок зменшення в часі швидкості знімання припуску  $V_{\text{дет}}$  дозволяє зменшити шорсткість поверхні до необхідного рівня, що має велике практичне значення. Цим пояснюється широке застосування на практиці даної схеми шліфування, яка є, як правило, остаточним етапом операції шліфування та забезпечує високі показники точності й шорсткості оброблюваних поверхонь.

Таким чином, отримано аналітичне вирішення завдання визначення величини пружного переміщення в процесі шліфування з початковим заданим натягом у технологічній системі.

## 5.7. Теоретичний аналіз технологічних можливостей підвищення точності механічної обробки

Отримані теоретичні рішення дозволяють науково обґрунтовано підійти до встановлення умов підвищення точності обробки, розглядаючи основним чинником, що визначає похибку обробки, пружне переміщення в технологічній системі. Для цього можна скористатися аналітичною залежністю (5.41), отриманою для умов плоского багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою. Необхідно зазначити, що дана залежність справедлива й для круглого поздовжнього шліфування, а також для лезової обробки (точіння), тобто для абразивної та лезової обробки.

Із залежності (5.41) випливає, що зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{ст}$  (див. рис. 5.10). У цьому випадку фактична глибина шліфування наближається до номінальної глибини шліфування  $t$ . Очевидно, чим більший другий доданок знаменника залежності (5.41), тим менший за часом перехідний процес, протягом якого величина пружного переміщення досягає найбільшого значення  $y_{ст}$ .

Щоб вилучити перехідний процес і підвищити ефективність обробки, необхідно створити в технологічній системі початковий натяг, який дорівнює величині  $y_{ст}$ , що описується залежністю (5.40). Як впливає із даної залежності, зменшити величину  $y = y_{ст}$  й відповідно похибку обробки без зниження номінальної продуктивності обробки  $Q_0$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  й збільшенням параметрів  $K_{різ}$ ,  $s$  і  $V_{кр}$ . Це досягається, в першу чергу, забезпеченням високої різальної здатності шліфувального круга, тобто зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$ . Тому слід провести аналіз цього параметра для лезової та абразивної обробки. У загальному вигляді стосовно процесів різання лезовими інструментами умовне напруження різання  $\sigma$  описується аналітичною залежністю [90]:

$$\sigma = \frac{\sigma_{ст}}{K_{різ}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right), \quad (5.72)$$

де  $K_{різ} = P_z / P_y = \operatorname{ctg} \omega$  – коефіцієнт різання;

$\omega = \psi - \gamma$  – кут дії;

$\gamma$  – позитивний передній кут різального інструмента;

$\psi$  – умовний кут тертя стружки, що сходиться, з передньою поверхнею інструмента, змінюється в межах  $0 \dots 45^\circ$  ( $\text{tg } \psi = f$  – коефіцієнт тертя).

Як видно, чим більше  $K_{\text{різ}}$ , тим менше  $\sigma$ . Після нескладних тригонометричних перетворень залежність (5.72) можна подати у вигляді:

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \frac{\left(1 + \text{tg} \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \text{tg} \frac{\omega}{2}\right)}. \quad (5.73)$$

У табл. 5.3 наведено розраховані за залежністю (5.73) значення відношення  $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$ .

Таблиця 5.3

**Розрахункові значення відношення  $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$**

$\omega, ^\circ$	0	10	30	45	60	80	90
$\sigma/\sigma_{\text{ст}}$	1	1,19	1,73	2,36	3,73	11,5	$\infty$

За умови  $\omega \rightarrow 90^\circ$  умовне напруження різання  $\sigma$  набуває нескінченного значення ( $\sigma \rightarrow \infty$ ). У цьому випадку процес різання (стружкоутворення) відсутній, має місце лише процес пластичного деформування матеріалу без утворення стружки. Під час лезової обробки кут дії  $\omega$ , очевидно, набуває невеликого значення й тому відношення  $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$  незначно відрізняється від одиниці.

Залежність для визначення відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  набуває вигляду:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right) = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2} \cdot \left[ \frac{1}{\text{tg}^2\left(45^\circ - \frac{\omega}{2}\right)} - 1 \right]. \quad (5.74)$$

Розраховані за залежністю (5.74) значення  $\sigma/\sigma_{\text{ст}} \cdot K_{\text{різ}}$  наведено в табл. 5.4.

Розрахункові значення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{різ}$ 

$\omega, ^\circ$	0	10	30	45	60	80	90
$\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{різ}$	0	0,21	1	2,56	6,5	65	$\infty$

Як впливає із табл. 5.4, зі збільшенням кута дії  $\omega$  відношення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  необмежено збільшується. На відміну від відношення  $\sigma/K_{різ}$  (див. табл. 4.1), відношення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  для кута дії  $\omega = 0$  набуває нульове значення. Отже, зменшити  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  можна винятково зменшенням кута дії  $\omega = \psi - \gamma$ .

Під час абразивної обробки (шліфування), у зв'язку з негативним умовним переднім кутом  $\gamma$  різального абразивного зерна, кут дії  $\omega$  визначається залежністю  $\omega = \psi + \gamma$ , де  $\psi$  – умовний кут тертя абразивного зерна з оброблюваним матеріалом ( $\text{tg } \psi = f$  – коефіцієнт тертя). У цьому випадку кут дії  $\omega$  набуває значно більшого значення, ніж під час лезової обробки, у межі становить  $\omega = 90^\circ$ . Відповідно, відношення  $\sigma/K_{різ}$  (див. табл. 5.3) також збільшується й у межі становить  $\sigma \rightarrow \infty$ . У цьому випадку процес різання (стружкоутворення) відсутній, має місце лише процес пластичного деформування оброблюваного матеріалу.

Після множення чисельника і знаменника залежності (5.73) на сполучену величину  $(1 + \text{tg } \frac{\omega}{2})$  отримано:

$$\sigma = \sigma_{ст} \cdot \frac{\left(1 + 2 \cdot \text{tg } \frac{\omega}{2} + \text{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \text{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)} \approx 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot \text{tg } \omega = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{різ}}. \quad (5.75)$$

У підсумку отримано спрощену залежність для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ . Як видно,  $\sigma$  однозначно визначається кутом дії  $\omega = \psi + \gamma$ : чим він більший, тим більше  $\sigma$ . Для кута  $\omega = 90^\circ$  справедлива умова  $\sigma \rightarrow \infty$ . Виходячи з табл. 5.4, зі збільшенням кута дії  $\omega$  в діапазоні  $\omega = 60^\circ \dots 90^\circ$  відношення  $\sigma/K_{різ}$  збільшується із ще більшою

інтенсивністю, ніж умовне напруження різання  $\sigma$  (див. табл. 5.3). Отже, зменшити відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  можна зменшенням кута дії  $\omega$ , тобто зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma$  за рахунок застосування як абразивних матеріалів синтетичних надтвердих матеріалів (алмаза, ельбора та ін.), які внаслідок високої гостроти різальних кромки і невеликих коефіцієнтів тертя з оброблюваними матеріалами дозволяють зменшити кути  $\psi$ ,  $\gamma$  і, відповідно, відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ .

Розглядаючи різальне зерно у формі сфери радіусом  $R$ , коефіцієнт  $K_{\text{різ}}$  із урахуванням відношення  $\text{tg } \psi = f$  визначається:

$$K_{\text{різ}} = \text{ctg}(\psi + \gamma) = \frac{-\text{tg } \psi \cdot \text{tg } \gamma}{\text{tg } \psi + \text{tg } \gamma} \quad (5.76)$$

Тригонометричну функцію  $\text{tg } \gamma$  можна встановити на основі розрахункової схеми, наведеної на рис. 5.14:

$$\text{ctg}(90^\circ - \gamma) = \frac{OA}{AB} = \frac{R - a}{\sqrt{R^2 - (R - a)^2}} \approx \sqrt{\frac{R}{2a}}, \quad (5.77)$$

де  $a$  – товщина зрізу окремим зерном круга, м.

Спрощену залежність (5.77) отримано з урахуванням умови  $R > a$ . Як відомо,  $\text{ctg}(90^\circ - \gamma) = \text{tg } \gamma$ , тоді залежність (5.76) набуває вигляду:

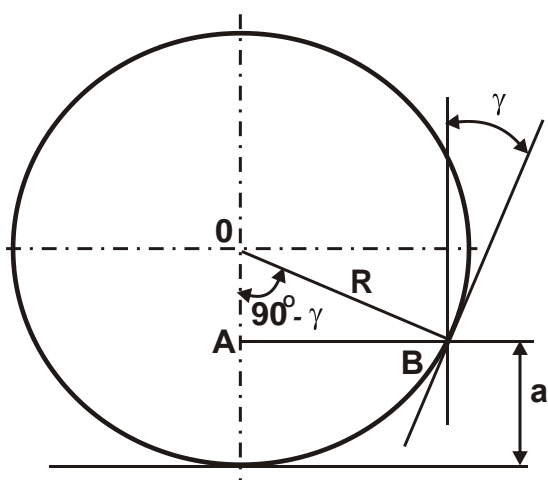


Рис. 5.14. Розрахункова схема кута  $\gamma$

$$K_{\text{різ}} = \frac{\left(\sqrt{\frac{2a}{R}} - f\right)}{\left(f \cdot \sqrt{\frac{2a}{R}} + 1\right)} \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{a}{2R}} - f. \quad (5.78)$$

Умовне напруження різання  $\sigma$ , виходячи із (5.75), виразиться:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{СТ}}}{\left(\sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2}\right)}. \quad (5.79)$$

Тоді

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2} \right)^2}. \quad (5.80)$$

Як видно, відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  тим менше, чим більше відношення  $a/R$  й менший коефіцієнт тертя  $f$ . Виходячи із залежностей (5.79) і (5.80), за умови  $\left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2} \right) < 0$  процес різання (стружкоутворення) нездійснений, можливий лише процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. У цьому випадку  $\sigma/K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$ . Отже, процес різання починається для значень  $a/R > f^2/2$ . Наприклад, для  $f = 0,2$  граничне значення  $a/R = 0,02$ , для  $f = 0,3$  відповідно  $a/R = 0,045$ , а для  $f = 0,4$  граничне значення  $a/R = 0,08$ . Це погодиться з експериментальними даними професорів М. І. Богомолува [7] та І. В. Крагельського [23].

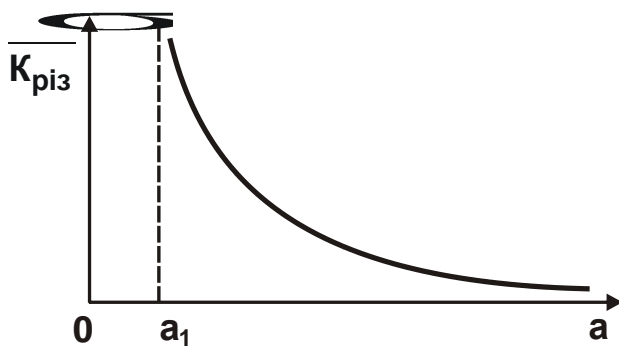


Рис. 5.15. Залежність  $\sigma/K_{\text{різ}}$  від товщини зрізу  $a$

На рис. 5.15 показаний характер зміни відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  від товщини зрізу  $a$ . Гранична товщина зрізу, за умови якої процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу переходить у процес різання (стружкоутворення), виходячи із залежності (5.99), визначається:

$$a = 0,5 \cdot R \cdot f^2. \quad (5.81)$$

Отримана залежність дозволяє принципово по-новому пояснити закономірності зміни граничного відношення  $a/R$ . Як видно, воно обумовлено коефіцієнтом тертя  $f$ : чим більше  $f$ , тим більше  $a/R$ . Причому, коефіцієнт тертя  $f$  входить у залежність (5.81) у другому ступені, що показує його значний вплив на відношення  $a/R$ . Властиво, цим і обумовлений значний розкид відомих експериментальних граничних значень  $a/R$  (0,04 ... 0,17), за умови яких відбувається перехід від процесу пружно-

пластичного деформування оброблюваного матеріалу до процесу різання (стружкоутворення).

Таким чином, на основі проведеного аналізу показано, що домогтися високої точності обробки можна як у процесі абразивної, так і в процесі лезової обробки, реалізуючи в другому випадку умови високошвидкісного різання. Це впливає з перетвореної (стосовно процесу точіння) залежності (5.40):

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V}, \quad (5.82)$$

де  $Q_0 = S \cdot V \cdot t$  – номінальна продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

$S$  – подача, м/об.;

$V$  – швидкість різання, м/с.

Як видно, зменшити величину пружного переміщення для заданої номінальної продуктивності обробки  $Q_0$  можна, в першу чергу, за рахунок збільшення швидкості різання  $V$ . Сталість  $Q_0$  досягається за рахунок зменшення подачі  $S$  й глибини різання  $t$ .

З іншого боку, збільшити  $Q_0$  для заданої величини пружного переміщення також можна за рахунок збільшення швидкості різання  $V$ , тобто застосовуючи високошвидкісне різання.

## **5.8. Застосування теоретичних рішень для вдосконалювання технологічних процесів механічної обробки**

### **5.8.1. Підвищення ефективності застосування алмазного розточування отворів у деталях гідроапаратури**

Виготовлення високоточних деталей гідроапаратури, виконаних з важкооброблюваних матеріалів, вимагає застосування ефективних наукомістких технологій механічної обробки, які забезпечують високі показники якості та продуктивності. Одним із найбільш перспективних напрямів є різання інструментами із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються високою твердістю, зносостійкістю й теплопровідністю та суттєво знижують силову й теплову напруженості процесів обробки

різних за фізико-механічними властивостями матеріалів: від пластичної міді до самого твердого в природі матеріалу – алмазу [14; 78]. Практикою встановлено, що застосування алмазних різців на ряді операцій обробки деталей гідроапаратури дозволяє підвищити продуктивність та якість обробки й відкриває нові технологічні можливості їх високоякісного виготовлення. Тому важливо визначити технологічні можливості ефективного використання інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів на фінішних операціях обробки високоточних деталей гідроапаратури.

Найбільш складною у виготовленні є відповідальна деталь гідроапаратури – блок циліндрів, виконаний зі сталі 7ХГ2ВМФ твердістю HRC 51 ... 56, в якому є 9 глухих отворів, до точності обробки яких висуваються високі вимоги. Ці отвори обробляються під дифузійне зварювання із втулками із бронзи Бр 010С2Н3 твердістю HB  $\geq$  75. Традиційна технологія містить розточування отворів і їх подальше хонінгування. Однак у цьому випадку не забезпечується стабільно відхилення від циліндричності в межах 0,01 мм. Застосування фрезерування твердосплавними кінцевими фрезами отворів на сучасному високообертovому верстаті зі ЧПУ моделі "Рісotах-60М" дозволило вирішити дану проблему [40; 73]. Разом із тим, як показує практика, суттєвим недоліком високоякісного виготовлення блоку циліндрів є низька точність обробки отворів у бронзових втулках.

Відповідно до діючої технології обробки отворів у бронзових втулках, спочатку здійснюється їх розточування різцем із твердого сплаву BK8 із забезпеченням похибки форми оброблюваної поверхні в межах 10 мкм і шорсткості поверхні  $R_a = 1,25$  мкм. Потім отвір обробляється рейберами (методом пластичного деформування металу на фрезерному верстаті), що зменшує похибку форми оброблюваної поверхні до 3-х мкм. Після цього застосовується доведення текстолітовим притиранням пастою КТ. Дана технологія характеризується достатньо високою трудомісткістю обробки, що пов'язано, в першу чергу, з відносно низькими показниками точності обробки, які досягаються на операції розточування отворів твердосплавним різцем на токарно-гвинторізному верстаті моделі 16К20. Для поліпшення цих показників доводиться застосовувати трудомісткий процес рейберування. У зв'язку із цим запропоновано на операції розточування замість твердосплавних різців використовувати алмазні різці й обробку виконувати на високообертovому обробному центрі моделі "Рісotах-60М" ( $n = 8\ 000$  об./хв;  $S = 0,03$  мм/об.; знімається



припуск: під час чорнової обробки – 0,2 мм, а у процесі чистової обробки – 0,05 мм; кількість проходів – 2).

Ефективність застосування алмазних інструментів, як відомо, обумовлена, насамперед, низьким коефіцієнтом тертя  $f$  алмаза з оброблюваним матеріалом. Відповідно до відомої формули професора К. О. Зворикіна, яка аналітично описується залежністю (1.3), це призводить до збільшення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta = 45^\circ + \frac{\psi - \gamma}{2}$  та створює об'єктивні передумови зниження силової й теплової напруженості процесу різання, оскільки умовне напруження різання  $\sigma$  пов'язане з кутом  $\beta$  залежністю  $\sigma = \sigma_{\text{ст}} / \text{tg} \beta$ .

Із цієї залежності випливає, що чим більший кут  $\beta$ , тим менше  $\sigma$  й відповідно тангенціальна  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}$  й радіальна  $P_y = \sigma \cdot S_{\text{зріз}} / K_{\text{різ}}$  складові сили різання, де  $S_{\text{зріз}}$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;  $K_{\text{різ}} = P_z / P_y = \text{ctg}(\psi - \gamma)$  – коефіцієнт різання. Між умовним напруженням різання  $\sigma$  й коефіцієнтом різання  $K_{\text{різ}}$ , як встановлено в розділі 1 роботи,

існує зв'язок:  $\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right) / K_{\text{різ}}$ . Тому тангенціальна  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}$  й радіальна  $P_y = \sigma \cdot S_{\text{зріз}} / K_{\text{різ}}$  складові сили різання в остаточному підсумку можуть бути виражені коефіцієнтом різання  $K_{\text{різ}}$  відповідно до за-

$$\text{лежностей: } P_z = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot S_{\text{зріз}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right); P_y = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot S_{\text{зріз}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right).$$

Як видно, складові сили різання цілком однозначно визначаються коефіцієнтом різання  $K_{\text{різ}}$ . З його збільшенням вони зменшуються, причому радіальна  $P_y$  складова сили різання – з більшою інтенсивністю. Тому основним шляхом зменшення складових сили різання є зменшення  $K_{\text{різ}}$ . Розрахунками встановлено, що зі збільшенням  $K_{\text{різ}} \rightarrow 10$  енергоємність обробки  $\sigma$  зменшується фактично до значення  $\sigma_{\text{ст}}$  (рис. 5.16а). Збільшити  $K_{\text{різ}} = P_z / P_y = \text{ctg}(\psi - \gamma)$  можна зменшенням кута дії  $(\psi - \gamma)$  (рис. 5.16б).

Для алмаза коефіцієнт тертя  $f$  набуває значення 0,1. Тоді умовний кут тертя  $\psi$  стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента (виходячи із залежності  $\text{tg} \psi = f$ ) дорівнює  $6^\circ$ , а коефіцієнт  $K_{\text{різ}}$  різання (при  $\gamma = 0$ ) – дорівнює 10. Тобто в процесі різання алмазним

інструментом можна реалізувати умову  $\sigma \rightarrow \sigma_{ст}$ , за якою товщина зрізу фактично дорівнює товщині стружки, а руйнування оброблюваного матеріалу підкоряється умові руйнування матеріалу на стиск.

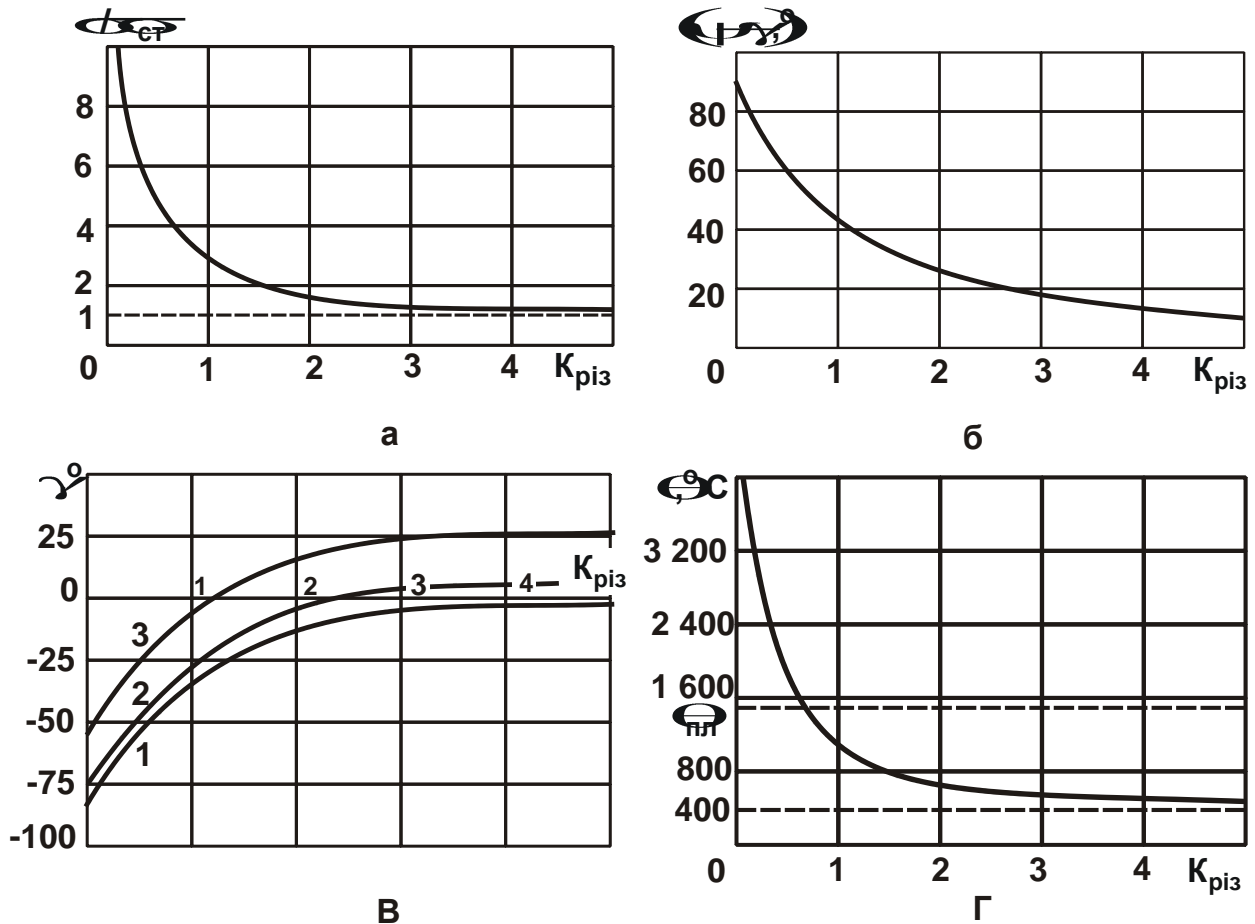


Рис. 5.16. Залежності відношення  $\sigma / \sigma_{ст}$  (а), кута дії  $\psi - \gamma$  (б), переднього кута інструмента  $\gamma$  (в) і температури різання  $\theta$  (г) від коефіцієнта різання  $K_{різ}$

Умови обробки: 1 -  $\psi = 10^\circ$  ( $f = 0,176$ ); 2 -  $\psi = 20^\circ$  ( $f = 0,364$ ); 3 -  $\psi = 40^\circ$  ( $f = 0,839$ ); оброблюваний матеріал - сталь ШХ15.

Таким чином показано, що застосування алмазного інструмента потенційно дозволяє реалізувати мінімальну енергоємність обробки  $\sigma$  для нульового й навіть негативного переднього кута інструмента  $\gamma$  (див. рис. 5.16в). У результаті досягається подвійний ефект обробки: зменшується силова напруженість процесу різання й з'являється можливість підвищення міцності різального клина інструмента та його зносостійкості за рахунок застосування нульового й навіть негативного переднього кута  $\gamma$ . Крім того, зменшення енергоємності обробки  $\sigma$  призводить до зменшення

температури різання  $\theta = \sigma \cdot z / c_M \cdot \rho_M$  [45], де  $z$  – відносна величина температури, яка змінюється в межах  $0 \dots 1$  і визначається з рівняння  $\bar{l}_1 = c_M \cdot \rho_M \cdot a \cdot V \cdot \text{tg}\beta / \lambda = -\ln(1-z)$ ;  $\bar{l}_1$  – безрозмірна величина;  $a$  – товщина зрізу, м.

Розрахунками встановлено, що зі збільшенням параметрів  $a$ ,  $V$  і  $\beta$  відносна величина температури  $z$  збільшується, асимптотичне наближаючись до значення  $z \rightarrow 1$  (рис. 5.17). Отже, чим менший умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$ , тим менша відносна величина температури  $z$  й, відповідно, температура різання  $\theta$ . Із цього випливає, що в процесі різання алмазним інструментом, унаслідок зменшення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ , з'являється можливість зменшення величини  $z$  й температури різання  $\theta$ . Це також дозволяє збільшити швидкість різання  $V$  й, відповідно, продуктивність обробки для заданого значення температури різання  $\theta$ . Таким чином показано, що зменшення температури різання  $\theta$  відбувається шляхом зменшення енергоємності обробки  $\sigma$  або зменшення відносної величини температури  $z$ , хоча в обох випадках першо-причиною зменшення  $\theta$  є зменшення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ , який визначає параметри  $\sigma$  й  $z$ .

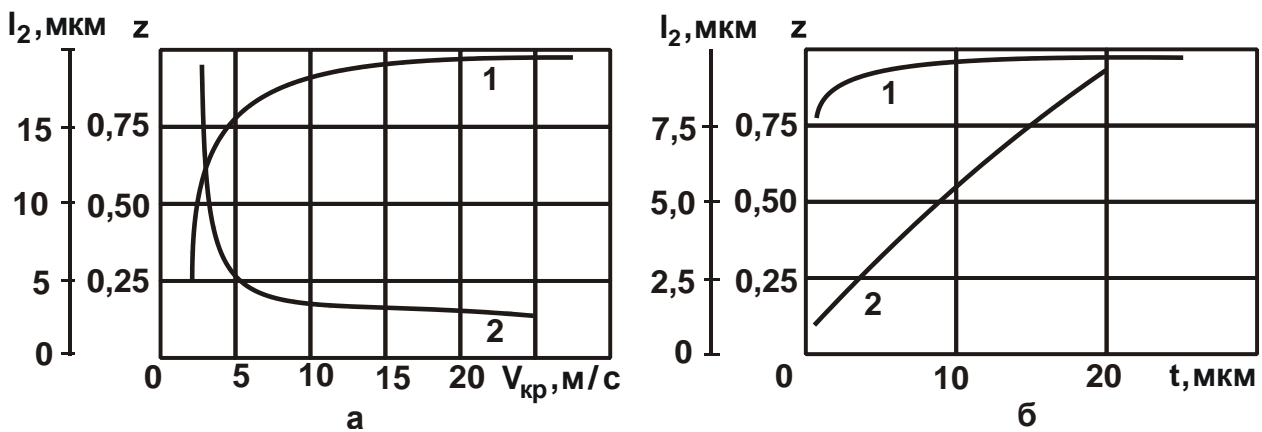


Рис. 5.17. Залежності відносної величини температури  $z$  (1) і параметра  $l_2$  (2) від швидкості різання  $V$  (а) і товщини зрізу  $a$  (б) у процесі різання загартованої сталі ШХ15

Умови обробки: коефіцієнт теплопровідності –  $\lambda/c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $\text{tg}\beta = 0,25$ ): а –  $a = 5 \text{ мкм}$ ; б –  $V_{кр} = 27,5 \text{ м/с}$ .

В умовах суттєвого збільшення швидкості різання  $V$  відносна величина температури  $z \rightarrow 1$ . Тоді залежність для визначення температури

різання  $\theta$  набуває спрощеного вигляду:  $\theta = \sigma / c_M \cdot \rho_M$ . На рис. 5.16г наведено розраховані за даною залежністю значення температури різання  $\theta$  з урахуванням значень  $\sigma$ , графічно поданих на рис. 5.16а.

Як видно, зі збільшенням коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$  температура різання  $\theta$  безупинно зменшується, набуваючи за умови  $K_{\text{різ}} > 1$  значення, менші температури плавлення  $\theta_{\text{пл}}$  оброблюваного матеріалу. Із цього випливає, що визначальним параметром у залежності  $\theta = \sigma \cdot z / c_M \cdot \rho_M$  є умовне напруження різання  $\sigma$  (енергоємність обробки), оскільки навіть для  $z = 1$  температура різання  $\theta$  за рахунок зменшення  $\sigma$  може бути зменшена до прийнятних значень. Отже, найважливішою умовою зменшення  $\theta$  необхідно розглядати застосування алмазних інструментів, які забезпечують зниження енергоємності обробки  $\sigma$  шляхом зменшення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  внаслідок зниження інтенсивності тертя стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента.

Глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2$ , яка визначає товщину порушеного поверхневого шару матеріалу, виражається залежністю [45]:  $l_2 = a \cdot z / \bar{v}$ . Розрахунками встановлено, що зі збільшенням швидкості різання  $V$  параметр  $l_2$  зменшується, а зі зменшенням товщини зрізу  $a$ , навпаки, збільшується (див. рис. 5.17). Тому з метою підвищення якості обробки швидкість різання  $V$  необхідно збільшувати, здійснюючи режим високошвидкісного різання. Як вже відзначалося, ця умова з найбільшою ефективністю може бути реалізована в процесі різання алмазним інструментом.

Проведені експериментальні дослідження показали, що завдяки унікальним різальним властивостям алмазного різця, у процесі алмазного розточування бронзових втулок знижуються силова й теплова напруженості процесу, а стійкість алмазного різця стосовно твердосплавного різця збільшується більш ніж в 5 разів. Це стабільно забезпечує похибку форми оброблюваної поверхні на рівні 1 ... 2 мкм і шорсткість поверхні  $R_a = 1,25$  мкм. У цьому випадку вилучається хвилястість оброблюваної поверхні, яка постійно присутня в процесі рейберування, забезпечуються допуски овальності й конусності, прямолінійності й різнорозмірності 9 отворів, які перебувають у межах 5 мкм. Застосування алмазного розточування дозволяє вилучити трудомістку операцію рейберування. У результаті запропонований технологічний процес обробки отворів

у бронзових втулках містить лише операції розточування алмазним різцем і доведення пастою КТ.

Застосування алмазних різців замість твердосплавних різців у процесі підрізання плоского торця бронзової втулки також дозволяє зменшити похибку форми оброблюваної поверхні й забезпечити допуск площинності торця 5 мкм, шорсткість поверхні  $R_a = 0,4$  мкм. У результаті припуск може бути зменшений у 3 рази. Це дозволяє остаточну обробку виконувати алмазним різцем, а попередню – твердосплавним різцем. Традиційно підрізання плоского торця бронзової втулки здійснюється твердосплавними різцями на токарно-гвинторізному верстаті моделі ТВ-125П ( $n = 1\ 000$  об./хв;  $S_{\text{чорн}} = 0,1$  мм/об.;  $S_{\text{чист}} = 0,05$  мм/об.). За умови використання алмазного різця обробку рекомендується виконувати на сучасному токарному верстаті "Spinner" TC-600.

Доведення торця в розмір виконують пастою КТ 3/2 (ТУ 037-273-88) шляхом притирання на скляній плиті з наступним поліруванням торця на папері (змоченому гасом) пастою КТ 1/0. Унаслідок переходу до обробки отвору й торця бронзової втулки алмазним різцем з'являється можливість зменшити машинний час у два рази (до 0,8 години), а підвищення стабільності параметрів точності й шорсткості поверхні дозволяє підвищити зносостійкість деталей пари тертя.

Таким чином, у роботі теоретично й експериментально обґрунтовано умови ефективного використання алмазних різців замість твердосплавних різців на операціях розточування отворів деталей гідроапаратури. Показано, що ефект обробки, обумовлений зниженням силової й теплової напруженості процесу різання, досягається завдяки зниженню інтенсивності тертя стружки з передньою поверхнею різця й відповідно збільшенню умовного кута зсуву  $\beta$  матеріалу й зменшенню енергоємності обробки  $\sigma$ . Розрахунками встановлено, що зі збільшенням коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$  (рівного відношенню тангенціальної й радіальної складових сили різання) енергоємність обробки безупинно зменшується й при  $K_{\text{різ}} \rightarrow 10$  набуває значень, близьких до межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу. Цим пояснюються численні експериментальні дані, які опубліковані в науково-технічній літературі, про зменшення сил і температури різання під час алмазної лезової обробки.

У роботі експериментально встановлено, що застосування алмазних різців на операції розточування отворів у бронзових втулках забезпечує

високі вимоги за точністю й шорсткістю оброблюваної поверхні, чого раніше не досягалося в умовах різання твердосплавними різцями. Це дозволяє вилучити трудомістку проміжну операцію рейберування, яка здійснюється відразу після операції алмазного розточування доведення пас-тою КТ із забезпеченням вимог за точністю й шорсткістю обробки.

### **5.8.2. Підвищення ефективності технологій механічної обробки високоточних деталей**

Виготовлення деталей гідро- і паливорегулювальної апаратури авіаційного призначення вимагає забезпечення високих показників точності та якості оброблюваних поверхонь з умовою одночасного забезпечення високої продуктивності обробки. Однак виконати стабільно ці вимоги достатньо складно через підвищені фізико-механічні властивості оброблюваних матеріалів і високі значення сили й температури різання, що виникають у процесах механічної (лезової та абразивної) обробки. Тому пошук шляхів зниження силової та теплової напруженостей процесу різання є актуальним завданням, що вимагає застосування нових прогресивних зносостійких і продуктивних різальних інструментів і сучасних високооберткових верстатів зі ЧПУ.

Необхідно зазначити, що за останні роки накопичений значний практичний досвід вирішення цих завдань. Розроблено ефективні технологічні процеси механічної обробки високоточних деталей авіаційного призначення, які дозволяють суттєво підвищити якість та продуктивність обробки. Ефект досягається за рахунок застосування нових конструкцій інструментів, що характеризуються високою різальною здатністю й зносостійкістю в умовах високошвидкісного різання. Це належить, у першу чергу, до обробки високоточних отворів, трудомісткість виготовлення яких у загальному технологічному циклі виготовлення даного класу деталей становить понад 50 %. Наприклад, завдяки застосуванню прогресивного методу високошвидкісної обробки отворів удалося багаторазово підвищити продуктивність та одночасно забезпечити високу точність та якість оброблюваних поверхонь, вилучити менш ефективні операції, що традиційно застосовувалися, – розточування й подальшу абразивну обробку – й тим самим знизити трудомісткість. Даний метод обробки подібний внутрішньому шліфуванню, оскільки діаметр фрези менше діаметра оброблюваного отвору. Однак на відміну від внутрішнього шліфування

тепло, що виділяється в процесі різання, в основному переходить в стружки, що утворюються, а в оброблювану деталь переходить невелика кількість тепла, що забезпечує високу якість обробки.



**Рис. 5.18. Твердосплавна борфреза**

Ефект досягається в процесі обробки отворів у деталях, виготовлених як із високоміцних сталей, так і з високотвердих магнітних сплавів АНКО–3А і ЮНКД–18, які характеризуються високою крихкістю й утворенням значних відколів під час традиційної лезової обробки [59]. Так, установлено, що в процесі використання високошвидкісної твердосплавної борфрези (рис. 5.18) мікровідколи, що утворюються в процесі обробки (на вході й виході з отвору) стають значно меншими, ніж під час розточування твердосплавним різцем, а це дозволяє забезпечити вимоги за якістю обробки, чого раніше не досягалось на операції розточування. Необхідно зазначити, що застосування внутрішнього шліфування, яке дозволяє зменшити величину мікровідколів до необхідного рівня, у цьому випадку не ефективно, оскільки доводиться видаляти значні припуски – 0,8 мм на сторону, а це призводить до різкого зниження продуктивності обробки.

Застосування нових конструкцій свердел і мітчиків (виготовлених з нових марок твердих сплавів, у тому числі закордонного виробництва, які характеризуються підвищеними значеннями твердості, міцності й зносостійкості) дозволило успішно вирішити складні проблеми глибокого свердління отворів невеликого діаметра (4 мм і менш) і нарізування в них якісного різьблення. У цьому випадку досягається збільшення в 2–3 рази швидкості різання й більш ніж у 10 разів стійкості інструментів. Так, застосування свердла діаметром 4 мм, виготовленого з нового твердого сплаву, замість традиційного твердосплавного свердла в умовах глибокого свердління сплаву ВКМ (твердістю  $HRC_E$  39 – 42) дозволило обробку здійснювати із частотою обертання шпинделя верстата 1 100 – 1 200 об./хв, тоді як за діючою технологією – 500 – 600 об./хв. Одним свердлом можна обробити 50 – 60 отворів, тоді як за діючою технологією – не більше 10 отворів.

Застосування мітчика М6, виготовленого із твердого сплаву з новими характеристиками, дозволило збільшити з 40 – 50 до 500 – 600 кількість оброблених деталей (з нержавіючої сталі 14Х17Н2 твердістю  $HRC_E$

26 – 34) з якісно нарізаним внутрішнім різьбленням. Мітчики, які застосовували раніше на цій операції, зі швидкорізальної сталі P18 передчасно виходили з ладу в результаті поломок. Це дозволило збільшити частоту обертання шпинделя верстата з 53 до 111 об./хв.

Установлено, що значні резерви підвищення ефективності виготовлення високоточних деталей має електроерозійна обробка. Так, за діючою технологією фрезерування пазів і лисок із їх наступним шліфуванням на плоскошліфувальному верстаті не забезпечували стабільно вимоги за точністю обробки. Застосування сучасного електроерозійного верстата моделі AQ327L дозволило всі зазначені операції фрезерування й шліфування виконати в одну операцію за 4 проходи із забезпеченням вимог за точністю обробки. Таким чином, лише кардинальним вирішенням проблеми обробки високоточних деталей, можна в ряді випадків забезпечити виконання високих вимог на обробку.

До точності нарізування зубів деталей гідравлічних систем, виготовлених із високоміцних сталей, пред'являються значні вимоги: допуск на профіль 0,018 мм; допуск на похибку напряму зуба 0,009 мм. Процес нарізування зубів здійснюється методом обкату із застосуванням довб'яка зі сталі P18. Недолік технології обробки – високий знос інструментів. Так, на обробку однієї деталі витрачається в середньому один довб'як. З метою підвищення стійкості інструментів на їх робочі поверхні на установці "Булат-6" наносили зносостійкі покриття різних типів. Як показали дослідження, найбільшого ефекту досягли за умови використання покриття на основі нітриду молібдену. Стійкість довб'яка в цьому випадку збільшилася в 5 – 7 разів, а час нарізування зубів на деталі зменшився на 30 %.

## **Висновки до розділу 5**

1. Розроблено математичну модель процесу шліфування з фіксованим радіальним зусиллям. Установлено, що на відміну від шліфування за жорсткою схемою, шліфування з фіксованим радіальним зусиллям дозволяє суттєво зменшити вплив часу обробки на зниження показників точності та якості оброблюваних поверхонь у зв'язку з вилученням тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це є важливим чинником підвищення ефективності обробки високоточних деталей, оскільки температура шліфування збільшується не настільки значно порівняно зі шліфуванням за жорсткою схемою.

2. Розроблено математичну модель визначення інтенсивності знімання матеріалу й сили різання в процесі врізного шліфування. Розрахунками



встановлено, що сила різання в процесі врізного шліфування обумовлена головним чином наявністю тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Виходячи із цього, обґрунтовано умови вибору оптимальної швидкості деталі.

3. Аналітично описано характер зміни сили різання, інтенсивності знімання матеріалу й величини пружного переміщення в часі в процесі шліфування з початковим натягом у технологічній системі. Показано, що всі ці параметри зменшуються із часом обробки, забезпечуючи необхідні (високі) показники точності та якості оброблюваних поверхонь. Теоретично встановлено, що за інтенсивністю змінювання цих показників у часі розглянута схема шліфування перевершує пружну схему шліфування (з фіксованим радіальним зусиллям). Визначено час обробки, за який досягається необхідна (задана) точність обробки. Це дозволяє розрахунковим шляхом визначити оптимальні параметри обробки, виходячи з вимог за точністю оброблюваної поверхні. Показано ефективність застосування даної схеми на остаточному етапі операції шліфування для забезпечення високих показників точності й шорсткості оброблюваних поверхонь.

4. Проведено теоретичний аналіз умов підвищення точності обробки, які обумовлені виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Показано найбільший вплив на величину пружного переміщення умовного напруження різання, що визначається геометрією різальної частини абразивного зерна (лезового інструмента) та інтенсивністю тертя в зоні різання. Теоретично встановлено, що під час фінішної обробки лезовим інструментом умовне напруження різання менше, ніж під час шліфування. Це вказує на ефективність переходу від шліфування до лезової обробки, особливо до процесу високошвидкісного різання на фінішних операціях.

5. У роботі наведено досвід застосування теоретичних рішень для вдосконалювання технологічних процесів механічної обробки високоточних деталей. Теоретично й експериментально обґрунтована ефективність застосування алмазних різців замість твердосплавних різців на операціях розточування бронзових втулок, використовуваних у деталях гідроапаратури. Установлено, що в процесі використання високошвидкісної твердосплавної борфрези мікровідколи, що утворюються в процесі обробки (на вході й виході з отвору), стають значно меншими, ніж під час розточування твердосплавним різцем, а це дозволяє забезпечити високі вимоги за якістю обробки, чого раніше не досягалося на операції розточування.

## Розділ 6

### Вибір оптимальних умов обробки деталей машин за критерієм найменшої собівартості

#### 6.1. Шляхи зниження собівартості машинобудівної продукції

Основним фактором зниження собівартості машинобудівної продукції є технічний прогрес, що містить упровадження нових зразків техніки й технологій, проведення комплексної механізації й автоматизації виробничих процесів [36; 87]. Собівартість визначається внутрівиробничими й позавиробничими чинниками. На машинобудівних підприємствах найбільш доступним засобом зниження собівартості продукції є внутрівиробничий чинник. Тому в роботі проведений теоретичний аналіз закономірностей зміни й умов зменшення собівартості процесів металообробки, що становить значну частку загальнозаводських витрат.

У даний час основним шляхом підвищення ефективності виробництва й створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції є технічне переозброєння підприємств, їхнє оснащення сучасним устаткуванням і технологіями. Для обґрунтованого вибору необхідного встаткування важливо знати технологічні можливості різних процесів обробки деталей машин. Основним критерієм ефективності обробки деталей є технологічна собівартість обробки, що містить такі статті витрат, як витрати на заробітну плату робітників, витрати на інструменти, електроенергію, амортизацію встаткування та ін.

У сучасних умовах виробництва, як правило, переважають витрати, пов'язані із заробітною платою робітника й витратами на електроенергію. Тому відповідно до теоретичного підходу, запропонованого в роботі [51], технологічна собівартість обробки з урахуванням цих двох статей витрат аналітично описується залежністю:

$$C = N_{\text{дет}} \cdot T_{\text{осн}} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_{\text{дет}} \cdot A_{\text{різ}} \cdot S_{\text{електр}}, \quad (6.1)$$

де  $N_{\text{дет}}$  – кількість оброблюваних деталей;

$T_{\text{осн}}$  – основний технологічний час обробки, год;

$S_{\text{час}}$  – тарифна ставка робітника, грн/год;

$k$  – коефіцієнт, що враховує нарахування на тарифну ставку робітника;

$A_{\text{різ}} = \sigma \cdot \mathcal{V}$  – робота процесу різання, Дж;

$\mathcal{V}$  – об'єм металу, що знімається з однієї оброблюваної деталі, м<sup>3</sup>;

$S_{\text{електр}}$  – вартість одиниці електричної енергії, грн/Дж.

Залежність (6.1) містить два змінних параметри:  $T_{\text{осн}}$  і  $\sigma$ , оскільки  $\mathcal{V}$  є заданою постійною величиною. Як встановлено експериментально, умовне напруження різання  $\sigma$  (енергоємність обробки) мало змінюється в межах одного виду обробки, наприклад, точіння, фрезерування, шліфування та ін. Однак  $\sigma$  суттєво відрізняється для різних видів обробки. Так, встановлено, що в процесі шліфування енергоємність обробки  $\sigma$  значно більше (до 10 разів), ніж у процесі точіння. Це пов'язане з особливостями процесу різання й стружкоутворення. Тому в межах розглянутого виду обробки в першому наближенні в залежності (6.1) можна енергоємність обробки  $\sigma$  приймати постійною величиною. Тоді технологічна собівартість обробки  $C$  визначається лише основним технологічним часом обробки  $T_{\text{осн}}$ : чим більше  $T_{\text{осн}}$ , тим більше  $C$ . Зниження  $T_{\text{осн}}$  є основною умовою зниження технологічної собівартості обробки  $C$ .

Якщо порівнювати різні види обробки за критерієм технологічної собівартості обробки, то відповідно до залежності (6.1), чим більша енергоємність обробки  $\sigma$ , тим менше повинен бути основний технологічний час обробки  $T_{\text{осн}}$  з метою зниження технологічної собівартості обробки  $C$  [42]. Наприклад, у процесі шліфування основний технологічний час обробки повинен бути менше, ніж у процесі точіння й фрезерування, де енергоємність обробки менше. У цих умовах зменшити основний час обробки можна за рахунок збільшення продуктивності обробки, тобто жорсткості режиму різання. Однак, як відомо, збільшення продуктивності обробки призводить до зниження якості й точності оброблюваних поверхонь деталей, що обмежує підвищення продуктивності. Тому з погляду зниження технологічної собівартості обробки  $C$  доцільно обробку виконувати із застосуванням технологічних методів, що характеризуються меншою енергоємністю. До них належать методи лезової обробки (точіння, фрезерування та ін.). Застосування абразивної обробки (наприклад, шліфування) у цих умовах недоцільно. У зв'язку із цим шліфування ефективно використовувати лише на фінішних операціях, коли необхідно забезпечити високі показники якості й точності оброблюваних поверхонь.

Основний шлях зниження технологічної собівартості обробки  $C$  під час шліфування – це зменшення основного технологічного часу обробки

$T_{осн}$  за рахунок застосування прогресивних схем шліфування, зокрема, глибинного шліфування, коли весь припуск можна видалити за один прохід шліфувального круга із забезпеченням високої якості обробки. У цьому випадку виключаються припикання та інші температурні дефекти. Ефективно також застосування шліфувальних верстатів підвищеної жорсткості, тому що це дозволяє зменшити кількість проходів круга на етапі виходжування й відповідно зменшити основний час обробки.

Однак, з огляду на значні енергетичні витрати в процесі шліфування, найбільш ефективним шляхом зменшення технологічної собівартості обробки є вдосконалення процесів лезової обробки, застосовуючи для цього методи високошвидкісного різання, які забезпечують одночасно й зменшення параметрів  $T_{осн}$  і  $A_{різ}$ , що входять у залежність (6.1).

Очевидно для здійснення високошвидкісного різання необхідно використовувати сучасні високооборотні верстати й прогресивні конструкції інструментів, які характеризуються підвищеною різальною здатністю в умовах високих температур різання. До таких інструментів слід віднести збірні твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями, інструменти з надтвердих матеріалів (алмаза, кубічного нітриду бору, гексаніта тощо), які характеризуються високою гостротою різальних крайок, високими показниками твердості, зносостійкості, теплопровідності й низьким коефіцієнтом тертя.

Таким чином показано, що в даний час існує достатньо великий арсенал технологічних засобів підвищення ефективності обробки деталей машин, здатних знизити технологічну собівартість обробки. Важливою умовою зменшення часу обробки також слід розглядати автоматизацію технологічних процесів, у першу чергу за рахунок застосування верстатів зі ЧПУ типу "обробний центр". Ці верстати дозволяють із одного установа виконувати повну обробку деталі із застосуванням різних інструментів. Це відкриває значні технологічні можливості виготовлення, наприклад, складнопрофільних високоточних деталей авіаційного призначення та ін.

Для оцінювання можливостей зменшення технологічної собівартості обробки важливо зрівняти перший й другий доданки залежності (6.1), що визначають витрати, пов'язані із заробітною платою робітника й витратою електроенергії. З урахуванням відомого відношення  $A_{різ} = N \cdot T_{осн}$  (де  $N$  – потужність різання, кВт) залежність (6.1) описується:

$$C = N_{\text{дет}} \cdot T_{\text{осн}} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot S_{\text{електр}} \quad (6.2)$$

Приймаючи вихідні дані:  $S_{\text{час}} = 10$  грн/год;  $k = 1,2$ ;  $N = 2$  кВт;  $S_{\text{електр}} = 1$  грн/(кВт·год), розрахунками встановлено, що перший доданок залежності (6.2), укладений у круглі дужки, дорівнює 12 грн/год, а другий доданок дорівнює 2 грн/год. Як видно, перший доданок значно більше другого доданка. Отже, для зниження технологічної собівартості обробки  $C$  необхідно, насамперед, зменшувати перший доданок. Це досягається зменшенням основного технологічного часу обробки  $T_{\text{осн}}$  або збільшенням продуктивності обробки за рахунок застосування високоефективних технологій та інструментів, одночасно забезпечуючи високоякісну обробку. Цим показано, що енергетичні витрати не є визначальними в процесі обробки. Тому потужність різання  $N$  можна збільшувати до максимально можливого значення, обумовленого потужністю привода верстата.

Основний технологічний час обробки  $T_{\text{осн}}$  пов'язаний із продуктивністю обробки  $Q$  обернено пропорційною залежністю:  $T_{\text{осн}} = g/Q$ . Збільшити  $Q = V \cdot S_{\text{зріз}}$  можна збільшенням швидкості різання  $V$  та площі поперечного перерізу зрізу  $S_{\text{зріз}}$ , наприклад в умовах точіння, тобто ефективного застосування силового й високошвидкісного різання, використовуючи в останньому випадку сучасні високооборотні верстати зі ЧПУ типу "обробний центр". Однак збільшення продуктивності обробки  $Q$  супроводжується підвищенням зношування інструмента внаслідок збільшення силової й теплової напруженості процесу різання та дії на інструмент підвищених навантажень.

Отже, суттєвим обмеженням збільшення продуктивності й відповідно зниження технологічної собівартості обробки  $C$  можуть бути витрати, пов'язані з витратою інструментів. У зв'язку із цим витрати на заробітну плату робітника необхідно, в першу чергу, пов'язувати з витратою інструментів, ціни на які в даний час різко зросли.

Очевидно, застосування більш прогресивних конструкцій інструментів вимагає більших витрат, однак у цьому випадку з'являється можливість збільшення продуктивності й зниження основного технологічного часу обробки  $T_{\text{осн}}$ , тобто зменшення першого доданка в залежності (6.2). У результаті технологічна собівартість обробки  $C$  зменшується. Виходячи із цього, важливо провести більш поглиблений аналіз технологічної собівартості обробки  $C$ , у тому числі з урахуванням статті витрат, пов'язаної з витратою інструментів. Для цього залежність (6.1) подана у вигляді суми

трьох доданків, що враховують витрати на заробітну плату робітника–верстатника, на різальний інструмент і електричну енергію:

$$C = N_{\text{дет}} \cdot T_{\text{осн}} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_{\text{інстр}} \cdot \text{Ц} + N_{\text{дет}} \cdot A_{\text{різ}} \cdot S_{\text{електр}}, \quad (6.3)$$

де  $N_{\text{інстр}}$  – кількість споживаних інструментів для обробки  $N_{\text{дет}}$  деталей;

$\text{Ц}$  – ціна різального інструмента, грн.

Величина  $N_{\text{інстр}}$  визначається з умови забезпечення інструментами процесу обробки партії  $N_{\text{дет}}$  деталей:  $N_{\text{інстр}} \cdot T = N_{\text{дет}} \cdot T_{\text{осн}}$ , де  $T$  – стійкість різального інструменту, год.

Тоді залежність (6.3) виразиться:

$$C = N_{\text{дет}} \cdot T_{\text{осн}} \cdot \left( S_{\text{час}} \cdot k + \frac{\text{Ц}}{T} + N \cdot S_{\text{електр}} \right). \quad (6.4)$$

Під час обробки збірним різальним інструментом із механічним кріпленням твердосплавних пластин як ціну різального інструмента  $\text{Ц}$  у залежності (6.4) слід розглядати умовну вартість однієї різальної крайки пластини, тобто якщо пластина вартістю  $\text{Ц}_1$  має 4 різальні крайки, то ціна однієї крайки дорівнює  $\text{Ц} = 0,25 \cdot \text{Ц}_1$ .

Приймаючи вихідні дані:  $\text{Ц}_1 = 20$  грн;  $T = 0,5$  год, отримано:  $\text{Ц}/T = 8$  грн/год. Отже, другий доданок у залежності (6.4) менше першого доданка й більше третього доданка з урахуванням прийнятих вихідних даних. Зі збільшенням ціни різальної пластини другий доданок  $\text{Ц}/T$  може суттєво збільшитися – до рівня й вище першого доданка залежності (6.4), тобто витрати на інструмент будуть перевищувати витрати на заробітну плату робітника. Щоб їх зменшити, необхідно встановити оптимальну (економічно обґрунтовану) стійкість різального інструмента  $T$ , оскільки зі збільшенням швидкості різання основний технологічний час обробки  $t_0$  й стійкість різального інструмента  $T$  будуть зменшуватися, а з огляду на їх протилежний вплив на  $C$ , це призведе до екстремальної залежності технологічної собівартості обробки  $C$  від швидкості різання. Тому в кожному конкретному випадку необхідно встановлювати оптимальну швидкість різання. У результаті прийшли до вирішення оптимізаційного завдання за критерієм найменшої технологічної собівартості обробки  $C$ . Цим показано, що збільшення швидкості різання не безмежно.

Воно обмежено стійкістю інструмента. Тому високошвидкісне різання має свої області ефективного застосування.

Із залежності (6.4) випливає, що зменшення ціни різального інструмента  $C$  призводить до зниження  $S$ . Однак слід ураховувати те, що більш дешевий інструмент характеризується меншою різальною здатністю й може працювати з меншою швидкістю різання. Це, у свою чергу, призводить до збільшення основного технологічного часу обробки  $T_{осн}$  й, відповідно, технологічної собівартості обробки  $S$ . Тому, зважаючи на те, що час  $T_{осн}$  більшою мірою впливає на  $S$ , ніж ціна різального інструмента  $C$ , доцільно придбати більш працездатний інструмент за більшою ціною, щоб забезпечити підвищення продуктивності обробки, зниження часу  $T_{осн}$  й, відповідно, технологічної собівартості обробки  $S$ .

У випадку, якщо перший доданок залежності (6.4) більше другого доданка, то збільшення ціни різального інструмента  $C$  призведе до незначного збільшення технологічної собівартості обробки  $S$ . Однак унаслідок підвищеної працездатності інструмента з'являється можливість збільшення продуктивності обробки й зниження основного технологічного часу обробки  $T_{осн}$ , що прямо пропорційно пов'язано з технологічною собівартістю обробки  $S$ . Властиво, цим пояснюється той факт, що в даний час машинобудівні підприємства все більше застосовують кошовий високопродуктивний інструмент, збільшуючи тим самим продуктивність і знижуючи собівартість обробки. У цьому випадку витрати на інструмент, виходячи із залежності (6.4), можуть збільшитися всього на кілька відсотків, тоді як собівартість обробки зменшується на десятки відсотків через наявність прямо пропорційного зв'язку між параметрами  $T_{осн}$  й  $S$ . Із цього випливає, що основний напрямок зниження технологічної собівартості обробки  $S$  – це забезпечення умов підвищення продуктивності обробки, застосовуючи для цього більш прогресивні технології, інструменти й устаткування. Ефект полягає в тому, що витрати на їх придбання впливають на собівартість обробки значно менше, ніж збільшення продуктивності обробки від їх застосування.

## **6.2. Оцінювання економічної ефективності застосування на підприємствах України кошових різальних інструментів закордонного виробництва**

За останнє десятиліття в машинобудівному виробництві України відбулися значні зміни – на зміну застарілим конструкціям різальних лезових

інструментів прийшли прогресивні високоефективні збірні конструкції твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва. Це дозволило підняти рівень якості й продуктивності обробки деталей машин і вийти на створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Разом із тим, надзвичайно високі ціни імпорتنих різальних інструментів призводять до підвищення собівартості обробки, що не завжди економічно прийнятно для виробництва. Тому актуальна проблема економічного обґрунтування умов ефективного застосування імпорتنих інструментів у металообробці на машинобудівних підприємствах України.

Традиційно вибір найбільш ефективних технологічних процесів обробки деталей машин виконується на основі порівняння декількох варіантів технологічного процесу за критерієм собівартості [33; 36; 87]. Однак такий підхід має частковий характер для конкретних умов обробки й не охоплює всі можливі варіанти технологічного процесу. Тому в роботах [43; 51] показані можливості загального підходу до вирішення даної проблеми на основі аналітичного опису й аналізу з єдиних позицій основних статей витрат виробництва, пов'язаних із заробітною платою робітників, витратою різальних інструментів і електроенергії в процесі металообробки. Це дозволяє аналітично погодити між собою параметри, що визначають статті витрат, і виконати оптимізацію умов обробки за критерієм найменшої собівартості. Даний підхід заснований на поєднанні економічних і технологічних знань. Тому на його основі можна науково обґрунтовано підійти до вирішення розглянутої в роботі проблеми ефективного застосування (з погляду зниження собівартості обробки) коштовних імпорتنих інструментів.

У роботі [6] наведене теоретичне вирішення завдання визначення собівартості обробки  $C$  в умовах поздовжнього точіння для двох основних змінних статей витрат, що містять витрати на заробітну плату робітника за обробку партії деталей і витрати на різальний інструмент. З урахуванням

залежності для визначення стійкості інструмента  $T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$  [6; 12]

собівартість обробки  $C$  аналітично виражається:

$$C = \frac{G_1}{Q} + G_2 \cdot \frac{Q^{m_1-1}}{S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}}, \quad (6.5)$$

де  $G_1 = N_{\text{дет}} \cdot g \cdot S_{\text{час}} \cdot k$ ;



$$G_2 = N_{\text{дет}} \cdot \frac{g \cdot \zeta}{C_4};$$

$Q = V \cdot t \cdot S$  – продуктивність обробки (під час поздовжнього точіння), м<sup>3</sup>/хв;

$V$  – швидкість різання, м/хв;

$t$  – глибина різання, м;

$S$  – подача, м/об.;

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

Підкоряючи функцію  $C$  необхідній умові екстремуму:  $C'_Q = 0$ , визначена екстремальна продуктивність обробки  $Q = Q_{\text{екстр}}$ :

$$Q_{\text{екстр}} = \left[ \frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot C_4}{\zeta \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (6.6)$$

У точці мінімуму собівартості обробки  $C$  швидкість різання  $V$ , стійкість інструмента  $T$  й, відповідно,  $C$  набувають екстремальні значення:

$$V_{\text{екстр}} = \frac{Q_{\text{екстр}}}{S \cdot t} = \left[ \frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot C_4}{\zeta \cdot (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m_1}} \cdot t^{\frac{q}{m_1}}}; \quad (6.7)$$

$$T_{\text{екстр}} = \frac{\zeta \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{час}} \cdot k}; \quad (6.8)$$

$$C_{\text{мін}} = \frac{N_{\text{дет}} \cdot g \cdot S_{\text{час}} \cdot k}{Q_{\text{екстр}}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right] =$$

$$= \frac{N_{\text{дет}} \cdot g \cdot \zeta^{\frac{1}{m_1}} \cdot S_{\text{час}} \cdot k^{\frac{1}{m_1}}}{C_4^{\frac{1}{m_1}} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}} \cdot t^{\frac{1-q}{m_1}}} \cdot \frac{m_1}{(m_1 - 1)^{\frac{1}{m_1}}}. \quad (6.9)$$

На рис. 6.1 [12] показані графіки зміни собівартості обробки  $C$ , що ілюструють наведене рішення. Як видно, собівартість обробки  $C$  зі збіль-

шенням продуктивності обробки  $Q$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму (рис. 6.1б). Зі зменшенням безрозмірного параметра  $m_1$ , що визначає стійкість різального інструмента, мінімум собівартості обробки  $C_{\min}$  зменшується й зміщується в область більших значень швидкості різання  $V$  (рис. 6.1а) й, відповідно, продуктивності обробки  $Q$ . Отже, застосування імпорتنих твердосплавних інструментів, що характеризуються меншими значеннями  $m_1 = 2 \dots 3$  (для вітчизняних твердосплавних інструментів  $m_1 = 5 \dots 8$ ), дозволяє зменшити  $C_{\min}$  і збільшити екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  (рис. 6.1б). Однак дана закономірність справедлива за однакової ціни вітчизняного й імпортного інструментів. У дійсності ціна імпортного інструмента значно вища, ніж вітчизняного інструмента, що призводить до збільшення  $C_{\min}$  і зменшення  $Q_{\text{екстр}}$ . Тому необхідно визначити можливості підвищення економічної ефективності обробки від застосування коштовних імпорتنих інструментів. У зв'язку із цим проведений аналіз наведеного теоретичного рішення.

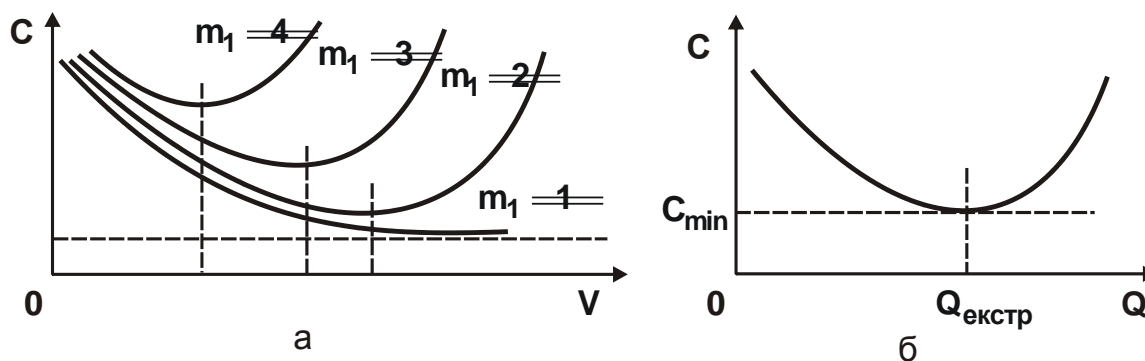


Рис. 6.1. Загальний вигляд залежності собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$  (а) й продуктивності обробки  $Q$  (б)

Із залежності (6.8) випливає, що екстремальне значення стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$  визначається економічними ( $C$ ,  $S_{\text{час}}$ ) й технологічним ( $m_1$ ) параметрами. Чим більше  $C$  й менше  $S_{\text{час}}$ , тим більше  $T_{\text{екстр}}$  і, відповідно до залежностей (6.6) і (6.7), менше  $Q_{\text{екстр}}$  й швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$  (для заданих значень подачі  $S$  і глибини різання  $t$ ).

Виходячи із залежності (6.9), зі зменшенням величин  $C$  і  $S_{\text{час}}$  значення  $C_{\min}$  зменшуються. Із цього випливає, що в економічно розвинених країнах, де застосовуються збільшені значення тарифної ставки робітни-

ка  $S_{\text{час}}$ , ефективно металообробку здійснювати зі збільшеною швидкістю різання  $V$ , реалізуючи високошвидкісне різання. В умовах вітчизняного виробництва з метою зниження собівартості обробки  $C_{\text{min}}$  необхідно зменшувати швидкість різання  $V$ , забезпечуючи задану продуктивність обробки за рахунок збільшення подачі  $S$  й глибини різання  $t$ . Цим показано, що в умовах машинобудівного виробництва України для збільшення стійкості різального інструмента  $T_{\text{екстр}}$  необхідно більше використовувати його ресурс, забезпечуючи підвищене зношування й ступінь затуплення інструмента. Однак, як відомо, це призводить до підвищення сил і температури різання й зниження якості оброблюваних деталей, що неефективно. Тому в даних умовах важливо вишукати можливості збільшення швидкості різання  $V$ .

У зв'язку із цим необхідно зрівняти собівартість обробки  $C$  для двох значень  $S_{\text{час}1}$  і  $S_{\text{час}2}$ , які відрізняються, наприклад, в 10 разів для заданої продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}2}$  (рис. 6.2).

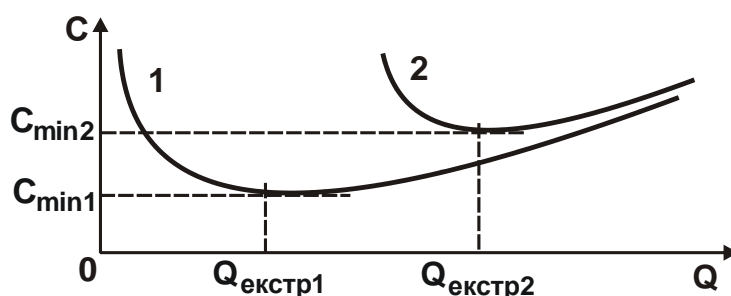


Рис. 6.2. Залежність собівартості  $C$  від продуктивності обробки  $Q$

У точках екстремумів собівартість обробки  $C_{\text{min}}$  описується залежністю (6.9), розглядаючи в ній замість параметра  $S_{\text{час}}$  відповідно параметри  $S_{\text{час}1}$  і  $S_{\text{час}2}$ , а замість коефіцієнта  $k$  відповідно коефіцієнти  $k_1$  і  $k_2$ . Значення собівартості обробки  $C$  в точці  $Q_{\text{екстр}2}$ , розташованій на правій гілці екстремальної залежності  $C - Q$  (позиція 1 на рис. 6.2), описується перетвореною залежністю (6.5):

$$C = \frac{N_{\text{дет}} \cdot g}{Q_{\text{екстр}2}} \cdot \left[ S_{\text{час}1} \cdot k_1 + \frac{S_{\text{час}2} \cdot k_2}{n_1 - 1} \right]. \quad (6.10)$$

Із залежності (6.10) випливає, що зі збільшенням коефіцієнта  $k_1$  перший доданок збільшується, а це призводить до збільшення  $C \rightarrow C_{\text{min}2}$ ,

а також до виконання умови  $C_{\min 1} \rightarrow C_{\min 2}$ . У цьому випадку зменшується стійкість різального інструмента  $T_{\text{екстр}}$  відповідно до залежності (6.8) та збільшуються швидкість різання й продуктивність обробки  $Q_{\text{екстр}1} \rightarrow Q_{\text{екстр}2}$ . Очевидно, це нівелює ефект зниження собівартості обробки  $C$ . Тому чим менший коефіцієнт  $k_1$ , тим менше  $C_{\min 1}$  й більш економічним буде технологічний процес обробки деталей.

Для  $m_1 = 2$  у точці  $Q_{\text{екстр}2}$  відношення  $C_{\min 2} / C$ , що визначається з урахуванням залежностей (6.9) і (6.10) за умови  $k_1 = k_2$ , дорівнює 1,8, а для  $m_1 = 4$  і  $m_1 = 7$  відповідно дорівнює 3,1 і 4,3.

Таким чином, розрахункові значення  $C$  у точці  $Q_{\text{екстр}1} \rightarrow Q_{\text{екстр}2}$  завжди менше значення  $C_{\min 2}$ . Із цього випливає, що з економічної точки зору в умовах машинобудівного виробництва України, яке характеризується меншими значеннями  $S_{\text{час}1} < S_{\text{час}2}$ , можна металообробку здійснювати з тією же продуктивністю  $Q_{\text{екстр}1} \rightarrow Q_{\text{екстр}2}$ , що й у випадку  $S_{\text{час}1} = S_{\text{час}2}$ . Це не призведе до перевищення собівартості обробки  $C$  значення  $C_{\min 2}$ . Однак у цьому випадку збільшиться собівартість обробки  $C$  порівняно з екстремальним значенням  $C_{\min 1}$  (рис. 6.2), що для певних умов обробки цілком припустимо.

З урахуванням різної ціни інструмента у двох розглянутих випадках ( $\zeta_1$  і  $\zeta_2$ ) залежність (6.10) виразиться:

$$C = \frac{N_{\text{дет}} \cdot g}{Q_{\text{екстр}2}} \cdot \left[ S_{\text{час}1} \cdot k_1 + \frac{S_{\text{час}2} \cdot k_2}{n_1 - 1} \cdot \frac{\zeta_1}{\zeta_2} \right]. \quad (6.11)$$

У випадку  $\zeta_1 > \zeta_2$  собівартість обробки  $C$  в точці  $Q_{\text{екстр}2}$  збільшиться й за певного значення  $\zeta_1$  може перевищити значення  $C_{\min 2}$ . Тому в цьому випадку економічно неефективно обробку здійснювати із продуктивністю  $Q_{\text{екстр}2}$ . Вона повинна бути менше й відповідно менша швидкість різання, тобто необхідно переходити від високошвидкісної обробки в область традиційної обробки. Тому здійснювати придбання інструментів закордонного виробництва необхідно за ціною, близькою або рівною ціні фірми-виробника. Придбання ж інструментів у фірм-посередників за завищеними цінами нівелює економічний ефект від засто-

сування нових прогресивних інструментів. Цим, властиво, і пояснюється низька ефективність застосування на машинобудівних підприємствах України імпортованих достатньо перспективних інструментів, які через високу ціну доводиться експлуатувати на верстаті з меншою швидкістю різання й відповідно меншою продуктивністю обробки, ніж це передбачено рекомендаціями фірми-виробника інструмента. У результаті не використовуються високі технологічні можливості зазначених інструментів.

Таким чином встановлено, що застосування на машинобудівних підприємствах України закордонних високопродуктивних різальних інструментів у зв'язку зі зменшенням годинної тарифної ставки робітника дозволяє знизити собівартість обробки й тим самим підвищити конкурентоспроможність виробленої в Україні машинобудівної продукції порівняно з аналогічною продукцією, виробленою за кордоном. Однак це можливо за умови, якщо ціна придбаного інструмента закордонного виробництва буде така ж, як і в закордонній фірмі – виробника інструмента. Для цього необхідно здійснювати придбання інструментів безпосередньо у фірми-виробника, минаючи посередницькі структури.

Наведене теоретичне рішення пройшло практичну апробацію на ряді машинобудівних підприємств України. Так, експериментально встановлено, що обробку деталей твердосплавними різальними інструментами зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва (різцями, фрезами та ін.) ефективно виконувати зі швидкостями різання, які менше тих, що рекомендують фірми-виготовлювачі інструментів. Це пов'язано, в першу чергу, з необхідністю зниження собівартості обробки, оскільки в протилежному випадку економічно необґрунтовано придбання коштовних імпортованих інструментів. Тому в подальших дослідженнях важливо на основі наведених вище рішень визначити оптимальні режими різання за критерієм найменшої собівартості обробки, а також оптимальні ціни імпортованих різальних інструментів, за яких можливий економічний ефект від їхнього застосування на машинобудівних підприємствах України.

### **6.3. Визначення оптимальних параметрів алмазного шліфування за критерієм найменшої собівартості обробки**

Освоєння промислового виробництва синтетичних алмазів та інструментів із них стало важливим фактором прискорення науково-

технічного прогресу. У зв'язку із цим актуальним завданням є визначення оптимальних параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості на прикладі алмазного шліфування, що є одним з найбільш ефективних методів підвищення якості й продуктивності обробки матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями [15; 37; 34; 98].

У роботі [50] наведена аналітична залежність для визначення собівартості обробки:

$$C = N_{\text{дет}} \cdot t_{\text{н}} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_{\text{інстр}} \cdot \text{Ц} + S_{\text{електр}} \cdot N \cdot t_{\text{н}}, \quad (6.12)$$

де  $t_{\text{н}} = Z \cdot T_{\text{осн}}$  – норма часу на обробку однієї деталі, год;

$Z$  – коефіцієнт, що враховує частку допоміжного часу на обробку однієї деталі стосовно основного часу;

$T_{\text{осн}}$  – основний час на обробку однієї деталі, год;

$S_{\text{час}}$  – тарифна ставка робітника, грн/год;

$k$  – коефіцієнт, що враховує всілякі нарахування на тарифну ставку робітника;

$\text{Ц}$  – ціна одного інструмента, грн;

$S_{\text{електр}}$  – вартість одиниці електричної енергії, грн/Дж;

$N$  – споживана потужність процесу, Вт.

У залежності (6.12) враховані три основні складові витрати, пов'язані з заробітною платою робітника, вартістю споживаних інструментів і енергії в процесі обробки на верстаті. Для виконання оптимізаційних розрахунків за критерієм найменшої собівартості обробки важливо знати функціональні зв'язки між першим і другим доданками залежності (6.12), зневажаючи третім доданком у силу його малості. Для більш поглибленого аналізу необхідно використати аналітичні залежності, отримані на основі математичного моделювання процесів обробки. Тоді, після перетворення залежності (6.12) з урахуванням відношень:

$$t_0 = \frac{g}{Q}; \quad V_{\Sigma} = N_{\text{дет}} \cdot g; \quad T = \frac{h_a}{V_{\text{зн}}}; \quad V_{\text{зн}} = \frac{Q_{\text{зн}}}{\pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot B}; \quad q = \frac{g_{\text{зн}} \cdot \rho_a \cdot v}{Q \cdot \rho_m},$$

отримано:

$$C = V_{\Sigma} \cdot \left( \frac{A_1}{Q} + \frac{\text{Ц}}{g_a} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_a \cdot v} \cdot q \right), \quad (6.13)$$

де  $g$  – об'єм матеріалу, що знімається з однієї деталі, м<sup>3</sup>;

$Q$  – продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$V_{\Sigma}$  – сумарний об'єм матеріалу, що знімається в процесі обробки з  $N_{\text{дет}}$  деталей,  $\text{м}^3$ ;

$h_a$  – товщина алмазного шару круга,  $\text{м}$ ;

$B, D_{\text{кр}}$  – відповідно ширина робочої частини й діаметр круга,  $\text{м}$ ;

$\mathcal{G}_{\text{зн}}$  – об'єм алмазного шару круга, що зношується в одиницю часу,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$V_{\text{зн}}$  – швидкість зносу шліфувального круга,  $\text{м}/\text{с}$ ;

$q$  – питома витрата алмаза,  $\text{кг}/\text{кг}$ ;

$\rho_a, \rho_m$  – відповідно щільності алмаза й оброблюваного матеріалу,  $\text{кг}/\text{м}^3$ ;

$\nu$  – коефіцієнт, що враховує об'єм, займаний алмазним порошком у загальному об'ємі алмазного шару круга (для 100-відсоткової концентрації алмазного круга  $\nu = 0,25$ ; для 50-відсоткової концентрації –  $\nu = 0,125$  та ін.);

$\mathcal{G}_a = B \cdot h_a \cdot \pi \cdot D_{\text{кр}}$  – об'єм алмазного шару круга,  $\text{м}^3$ ;

$A_1 = S_{\text{час}} \cdot Z \cdot k$ .

Добуток параметрів  $\mathcal{G}_a \cdot \rho_a \cdot \nu = m_a$  визначає масу алмазних зерен, що втримуються в алмазному шарі круга. Відношення  $C/m_a = C_1$  визначає ціну одиниці маси алмазного порошку. З урахуванням сказаного, залежність (6.13) набуде вигляду:

$$C = V_{\Sigma} \cdot \left( \frac{A_1}{Q} + C_1 \cdot \rho_m \cdot q \right). \quad (6.14)$$

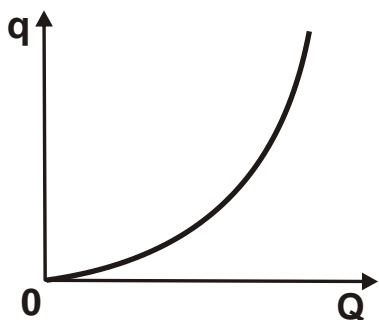


Рис. 6.3. Залежність  $q$  від  $Q$

У залежність (6.14) входять дві змінні величини  $Q$  й  $q$ . Експериментально встановлено, що зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  за рахунок збільшення глибини шліфування, питома витрата алмаза  $q$  збільшується (рис. 6.3). Не вникаючи у фізичну сутність причин, що викликають зріст  $q$ , слід розглянути апроксимуючу залежність:

$$q = \beta_0 \cdot Q^{m_0}, \quad (6.15)$$

де  $\beta_0, m_0$  – параметри, що визначаються експериментально.

Після підстановки залежності (6.15) в (6.14) отримано:

$$C = V_{\Sigma} \cdot \left( \frac{A_1}{Q} + C_1 \cdot \rho_M \cdot \beta_0 \cdot Q^{m_0} \right). \quad (6.16)$$

Як видно, собівартість обробки  $C$  зі зміною продуктивності обробки  $Q$  змінюється за екстремальною залежністю. Підкоряючи функцію  $C$  необхідній умові екстремуму  $C'_Q = 0$ , визначено екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$ :

$$Q_{\text{екстр}} = \left( \frac{A_1}{C_1 \cdot \rho_M \cdot \beta_0 \cdot m_0} \right)^{\frac{1}{m_0}}. \quad (6.17)$$

За умови  $m_0 \geq 2$  друга похідна функції  $C''_Q$  в точці екстремуму – позитивна, тобто має місце мінімум собівартості обробки  $C$  в залежності від продуктивності обробки.

Виходячи із залежності (6.17), збільшити  $Q_{\text{екстр}}$  можна збільшенням  $A_1 = S_{\text{час}} \cdot Z \cdot k$  і зменшенням параметрів  $C_1$ ,  $\rho_M$ ,  $\beta_0$ ,  $m_0$ . У цьому випадку параметри  $C_1$ ,  $\beta_0$ ,  $m_0$  залежать від міцності й зносостійкості алмазних зерен (марки алмазного порошку). Наприклад, зі збільшенням міцності алмазних зерен параметр  $C_1$  збільшується, а параметри  $\beta_0$  й  $m_0$  зменшуються у зв'язку зі зменшенням інтенсивності зношування зерен. Отже, характеристики алмазних зерен неоднозначно впливають на  $Q_{\text{екстр}}$  й, відповідно, собівартість обробки  $C$ .

Необхідно зазначити, що можливості вирішення оптимізаційних завдань на основі експериментально встановленої залежності  $q = f(Q)$  досить обмежені, оскільки залежність (6.17) не містить параметрів режиму шліфування, характеристик круга й деталі.

У зв'язку із цим, необхідно провести аналіз собівартості обробки з використанням аналітичної залежності  $q = f(Q)$ , наведеної в роботі [1] стосовно алмазного шліфування за пружною схемою:

$$q = \frac{\rho_a \cdot v \cdot HV}{\rho_M \cdot c_{\text{зн}} \cdot \rho_y \cdot a \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{\rho_M \cdot c_{\text{зн}} \cdot \rho_y \cdot a \cdot \eta^3}}, \quad (6.18)$$



де  $\sigma_{ст}$ ,  $HV$  – відповідно межа міцності на стиск і твердість (за Віккерсом) оброблюваного матеріалу,  $H/m^2$ ;

$p_y = P_y / a \cdot B$  – нормальний тиск,  $H/m^2$ ;

$\pi \cdot B^2$  – площа контакту круга з оброблюваним матеріалом,  $m^2$ ;

$B$  – ширина робочої частини круга,  $m$ ;

$a$  – товщина поперечного перерізу оброблюваного зразка, що притискається до круга з фіксованим зусиллям  $P_y$ ,  $m$ ;

$\gamma$  – половина кута у вершини конусоподібного зерна;

$\eta$  – безрозмірний коефіцієнт, що змінюється в межах  $0 \dots 1$  і визначає ступінь затуплення різального зерна (для "гострого" зерна  $\eta \rightarrow 0$ , для затупленого зерна  $\eta \rightarrow 1$ );

$c_{зн}$  – коефіцієнт, що характеризує зносостійкість різального алмазного зерна,  $H/m^3$ .

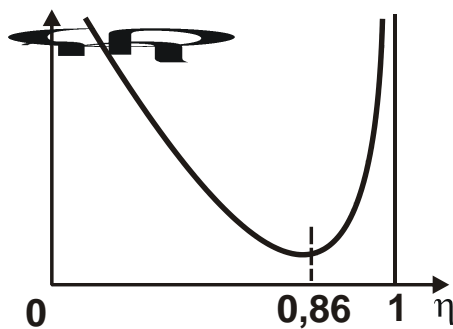


Рис. 6.4. Залежність  $\varphi_\eta$  від  $\eta$

Відповідно до наведеної залежності (6.18), зі зміною коефіцієнта  $\eta$  в межах  $0 \dots 1$  безрозмірна величина  $\varphi_\eta = \eta^{-3} \cdot (\pi - \eta)^{0,5}$ , тобто питома витрата алмаза  $q$ , виражається екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму (рис. 6.4).

За умов  $\eta = 0$  і  $\eta = 1$  безрозмірна величина  $\varphi_\eta = \eta^{-3} \cdot (\pi - \eta)^{0,5}$ , тобто питома витрата алмаза  $q$ , прагне до нескінченності. Мінімум безрозмірної величини  $\varphi_\eta$  досягається в точці  $\eta = 0,86$ .

У роботі [1] наведена аналітична залежність для визначення продуктивності обробки:

$$Q = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (\pi - \eta)^{0,5}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \quad (6.19)$$

Як видно, продуктивність обробки  $Q$  тим більша, чим більша швидкість круга  $V_{кр}$ , сила притиску зразка до круга  $P_y$  й менший безрозмірний коефіцієнт  $\eta \rightarrow 0$ . За умови  $\eta \rightarrow 1$ , тобто в процесі шліфування затупленими зернами, справедливо  $Q \rightarrow 0$ .

Після підстановки залежностей (6.18) і (6.19) в (6.14) отримано:

$$C = V_{\Sigma} \cdot \left[ \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot A_1}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot P_y \cdot (-\eta)} + \frac{C_1 \cdot \rho_a \cdot v \cdot HV}{c_{3H} \cdot P_y \cdot a \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{(-\eta)}} \right]. \quad (6.20)$$

Зі збільшенням коефіцієнта  $\eta$  перший доданок збільшується, а другий зменшується, якщо розглядати на рис. 6.4 лише ліву гілку залежності  $\varphi - \eta$ .

За умови  $\eta = 0$  другий доданок прагне до нескінченності. Отже, зі збільшенням коефіцієнта  $\eta$  собівартість обробки  $C$  спочатку зменшується від нескінченності до певного значення (мінімуму  $C$ ), а потім збільшується. Мінімум функцій  $C$  досягається за умови  $\eta < 0,86$ .

Для визначення екстремального значення  $\eta$  слід функцію  $C$  підкорити необхідній умові екстремуму  $C'_{\eta} = 0$ . Після несуттєвих перетворень отримано:

$$\frac{(-3,5 \cdot \eta)^{-0,5}}{\eta^4} = \frac{A_1 \cdot c_{3H}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot C_1 \cdot \rho_a \cdot v \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma}{\sigma_{\text{ст}} \cdot HV}}. \quad (6.21)$$

Для визначення екстремального значення  $\eta$  необхідно знати чисельне значення правої частини рівняння (6.21). Це дозволить провести аналіз мінімального значення собівартості обробки  $C$ . Для цього залежність (6.20) необхідно подати у вигляді:

$$C_{\min} = \frac{V_{\Sigma} \cdot HV \cdot \sqrt{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma}}{P_y} \cdot \left[ \frac{A_1 \cdot \sqrt{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma}}{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot (-\eta)} + \frac{C_1 \cdot \rho_a \cdot v \cdot B}{c_{3H} \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot HV}{1 - \eta}} \right]. \quad (6.22)$$

Залежність (6.22) містить дві змінні величини  $P_y$  й  $V_{\text{кр}}$ . З їх збільшенням  $C_{\min}$  однозначно зменшується за умови  $\eta = \text{const}$ , а продуктивність обробки  $Q$  збільшується. Отже, зменшення собівартості обробки  $C_{\min}$  обумовлено збільшенням продуктивності  $Q$ . Однак межі зменшення  $C_{\min}$  й збільшення  $Q$  обмежені.

У роботах [1; 82] показано, що зі збільшенням  $P_y$  збільшується максимальна глибина впровадження зерна в оброблюваний матеріал  $H$  (рис. 6.5):

$$H = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{900 \cdot P_y}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot \text{HV} \cdot B \cdot \nu}}, \quad (6.23)$$

де  $\bar{X}$  – зернистість алмазного круга, м;  
 $m$  – об'ємна концентрація круга.

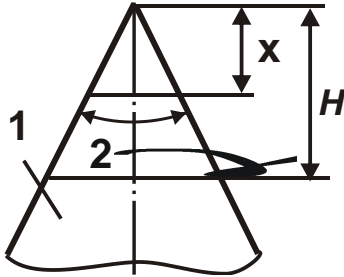


Рис. 6.5. Розрахункова схема параметрів шліфування

Умовні позначення: 1 – зерно.

Параметр  $H$  пов'язаний з величиною лінійного зношування зерна  $x$  залежністю:  $\eta = x/H$ . За умови  $\eta = \text{const}$  зі збільшенням  $H$  збільшується величина  $x$ , тобто за суттю, збільшується радіус округлення вершини різального зерна.

Очевидно, параметр  $H$  у межі дорівнює максимальній висоті виступання зерен над рівнем зв'язки круга  $b$ . Тому, виходячи із залежності (6.23), сила притиснення круга до оброблюваного матеріалу  $P_y$  може змінюватися в певних межах. Збільшити  $P_y$  можна збільшенням об'ємної концентрації круга  $m$  (для заданих значень  $\text{HV}$  та  $B \cdot a$ ), але головним чином – збільшенням максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга  $b = H_1$ . Цим теоретично обґрунтовано основний напрям збільшення  $P_y$  й відповідно підвищення продуктивності обробки  $Q$  та зменшення собівартості  $C_{\text{min}}$ .

Збільшити максимальну висоту виступання зерен над рівнем зв'язки круга  $b$  за умови  $\bar{X} = \text{const}$  можна підвищенням міцності втримання алмазних зерен на робочій поверхні круга, застосовуючи більш міцні металеві зв'язки. Однак, як відомо, алмазні круги на металевих зв'язках у процесі шліфування швидко зношуються й затуплюються, виступання зерен над рівнем зв'язки зменшується. Тому для забезпечення збільшеного виступання зерен слід використовувати електрофізикохімічні методи виправлення круга, оскільки механічні методи виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках малоефективні.

На відміну від сили  $P_y$ , швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  в залежність (6.23) не входить. Отже, швидкість круга не обмежена висотою виступання зерен над рівнем зв'язки круга. На перший погляд, це відкриває широкі можливості збільшення  $Q$  й зменшення  $C_{\text{min}}$ . Однак швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  входить у рівняння (6.21). З її збільшенням права частина рівняння зменшується, що однозначно призводить до збільшення екстремального зна-

чення  $\eta \rightarrow 1$  й відповідно  $C_{\min}$ , виходячи із залежності (6.22). Тому швидкість круга ефективно збільшувати лише до певного значення, тоді  $C_{\min}$  буде зменшуватися. У разі подальшого збільшення  $V_{\text{кр}}$  собівартість обробки буде збільшуватися.

Для реалізації встановлених оптимальних умов обробки необхідно, в першу чергу, підтримувати в процесі шліфування на заданому рівні безрозмірний коефіцієнт  $\eta$ , який у загальному випадку визначається залежністю  $\eta = x/H$ . Параметр  $H$ , що входить у дану залежність, у процесі шліфування залишається постійним. Змінюється параметр  $x$ . Для того, щоб обмежити зростання  $x$  і не допустити збільшення коефіцієнта  $\eta$  вище граничного значення, необхідно управляти процесом видалення зерен, що затупилися, зі зв'язки круга.

В умовах роботи алмазного круга в режимі самозагострювання процес регулювання здійснюється автоматично без додаткового впливу (ззовні) на робочу поверхню круга. Регулюючим параметром слугує граничне навантаження, що діє на зерно, досягнення якого відбувається для цілком конкретного значення величини  $x$ .

В умовах роботи круга в режимі затуплення (шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках) міцність утримання зерна в зв'язці круга може бути більше міцності зерна. Тому для його видалення зі зв'язки необхідно додатковий вплив (ззовні). Наприклад, за рахунок електроерозійного руйнування металевої зв'язки круга, що дозволяє зменшити глибину залягання зерна в зв'язці й міцність його втримання.

#### **6.4. Досвід розроблення й упровадження ефективних технологій алмазно-абразивної обробки**

Отримані теоретичні рішення дозволили науково обґрунтовано підійти до розроблення прогресивних технологій алмазно-абразивної обробки. Так, розрахунками встановлено, що в умовах круглого зовнішнього поздовжнього шліфування для заданої площі поперечного перерізу зрізу окремим зерном круга  $S_{\text{зріз}} = \text{const}$  продуктивність обробки  $Q$  зі збільшенням глибини шліфування  $t$  змінюється за екстремальною залежністю (рис. 6.6а), а швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  безупинно зменшується (рис. 6.6б) [49]. Доведено, що мінімум продуктивності обробки  $Q$  досяга-

ється за умови  $t \cong H_{\max}$ , де  $H_{\max}$  – максимальна товщина зрізу окремих зерном круга. З фізичної точки зору мінімум продуктивності обробки  $Q$  обумовлений існуванням самої короткої за довжиною стружки, оскільки зі збільшенням і зменшенням глибини шліфування  $t$ , починаючи зі значення  $t \cong H_{\max}$ , довжина стружки зростає.

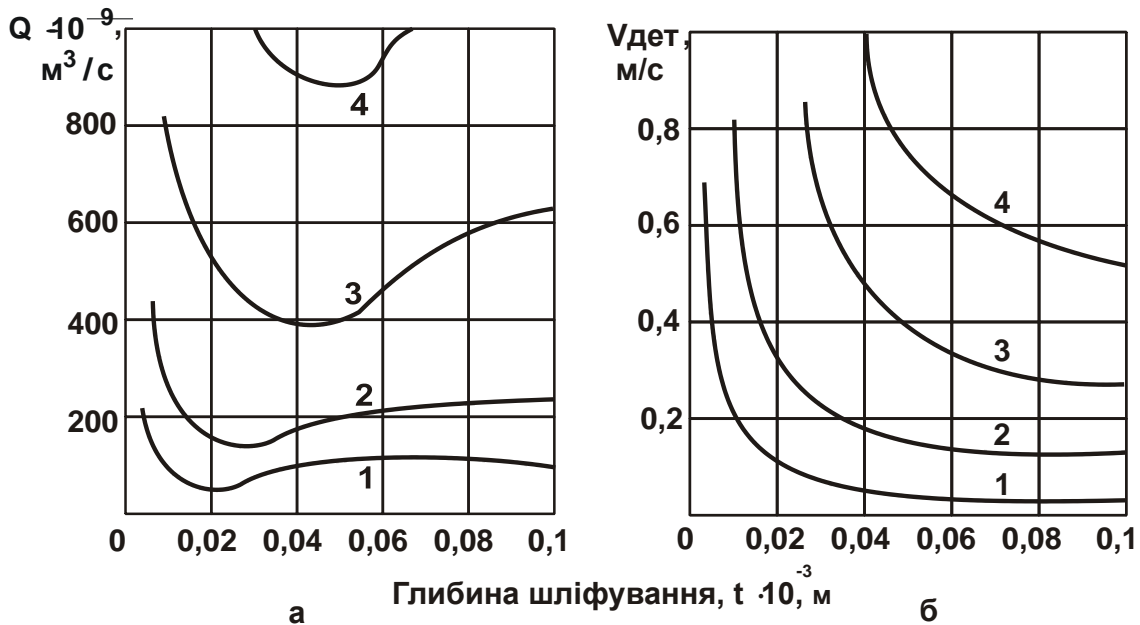


Рис. 6.6. Залежності продуктивності обробки  $Q$  (а) й швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  (б) від глибини шліфування  $t$

Умови обробки: 1; 2; 3; 4 –  $S_{\text{зріз}} = 400; 900; 1\ 600; 2\ 500$  мкм<sup>2</sup>.

Установлено, що всі існуючі та застосовувані на практиці схеми багатопрохідного й глибинного алмазного шліфування (крім однопрохідного шліфування пазів і канавок), як правило, реалізовані для випадку  $t \cong H_{\max}$ , оскільки глибина шліфування перебуває в межах  $(5 \dots 30) \cdot 10^{-6}$  м. Це, властиво, і визначає відносно низьку продуктивність алмазного шліфування й недоцільність застосування алмазних кругів замість звичайних абразивних кругів в умовах знімання значних припусків. Отже, домогтися суттєвого підвищення продуктивності обробки можна застосуванням кінематичних схем шліфування, які реалізують умови  $t < H_{\max}$  й  $t > H_{\max}$ , тобто умови обробки для лівої й правої гілок залежності  $Q$  від  $t$  (рис. 6.6а).

Кінематичними схемами круглого поздовжнього шліфування, які реалізують умови обробки для випадку  $t < H_{\max}$ , є: 1) багатопрохідне шліфування з відносною поздовжньою подачею  $S_{\text{відн}} \approx 1$ , незначною

глибиною шліфування та великою (порівняно зі швидкістю круга) швидкістю деталі; 2) глибинне шліфування з  $S_{\text{відн}} \ll 1$  та великою швидкістю деталі.

Кінематичною схемою круглого поздовжнього шліфування, яка реалізує умови обробки для випадку  $t > H_{\text{max}}$ , є глибинне шліфування з  $S_{\text{відн}} \approx 1$  та невеликою швидкістю деталі. На цій основі розроблений процес високопродуктивного глибинного шліфування з невеликою швидкістю деталі (0,5 – 5 м/хв), що забезпечує знімання значних припусків (1 – 2 мм і більше) за один прохід круга й високу якість обробки (відсутність припикань та мікротріщин на оброблюваних поверхнях). Установлено, що найбільший ефект у цьому випадку досягається від застосування алмазних переривчастих кругів, які забезпечують суттєве зниження температури шліфування.

Основною областю ефективного застосування даного процесу стало шліфування різних твердосплавних виробів [63]. Установлено, що штучне створення на алмазному крузі на металевій зв'язці плосковершинних зерен дозволяє зменшити висоту мікронерівностей і стабільно забезпечити шорсткість оброблюваної поверхні на рівні 10 класу. Це відкриває нові технологічні можливості високопродуктивного алмазного шліфування, дозволяє в ряді випадків виключити з технологічного циклу виготовлення виробів традиційне абразивне шліфування, що, як правило, знижує якість оброблюваних поверхонь. Так, вирішена проблема підвищення якості й точності обробки на операціях круглого зовнішнього шліфування твердосплавних і швидкорізальних багатолезових інструментів (фрез, розверток, зенкерів, протягань, свердел та ін.) в умовах знімання припуску до 2-х мм й забезпечення високого рівня продуктивності й економічності процесу. У цьому випадку використані великогабаритні алмазні круги на металевій зв'язці М2–01 форми 1А1 і діаметром 500 мм, які характеризуються великою робочою поверхнею та забезпечують збільшення стійкості круга, продуктивності та якості обробки за умови їх одночасного безперервного електроерозійного виправлення. Підвищення різальної здатності круга дозволяє зменшити сили й температуру різання та інтенсифікувати режим шліфування за рахунок застосування збільшених глибин різання (перехід в область глибинного шліфування). В зв'язку із цим використана схема поздовжнього шліфування з відносною поздовжньою подачею  $S_{\text{відн}} = 0,5$ , глибиною шліфування 0,1 ... 0,2 мм і швидкістю обертання оброблюваного інструмента

до 5 м/хв. Вибір оптимальної відносної поздовжньої подачі  $S_{\text{відн}} = 0,5$  пов'язаний із забезпеченням якісного очищення алмазного круга від продуктів обробки, оскільки створені умови ефективного періодичного електроерозійного виправлення "непрацюючої" половини ширини круга в процесі шліфування. Даний момент відіграє важливу роль у забезпеченні високої різальної здатності круга протягом обробки. Особливо це виявилось на операції шліфування довгих швидкорізальних протягань. У зв'язку з недостатньо високою різальною здатністю абразивного круга діаметром 600 мм і значними пружними переміщеннями не досягалася необхідна точність обробки (не вище 0,01 мм). Застосування нової технології за рахунок підвищення "гостроти" алмазного круга дозволило гарантовано забезпечити точність обробки в межах 0,01 мм, виключити припикання та інші шліфувальні дефекти обробки.

Розроблена й впроваджена також технологія круглого зовнішнього алмазного шліфування торцем круга задньої поверхні великогабаритних твердосплавних свердел із відносно невеликою швидкістю обертання оброблюваного інструмента (до 5 м/хв) і підвищеною глибиною різання (до 0,15 мм). Реалізація даної схеми глибинного алмазного шліфування кругом на зв'язці M2–01 стала можливою завдяки організації ефективного процесу електроерозійного виправлення, у результаті чого вирішено проблему підвищення якості обробки, що мала місце під час абразивного шліфування. З технологічного циклу шліфування виключені абразивні круги, продуктивність алмазного шліфування стала вище продуктивності абразивного шліфування.

Розроблена технологія круглого зовнішнього й плоского алмазного електроерозійного шліфування різальних інструментів упроваджена на багатьох підприємствах, де раніше, наприклад, вся номенклатура твердосплавних і швидкорізальних інструментів виготовлялася з використанням алмазного електрохімічного шліфування, а також звичайного абразивного шліфування. Відносно низька продуктивність електрохімічного шліфування й шкідливі умови роботи з електролітами визначили необхідність використання розроблених технологій алмазного електроерозійного шліфування з підвищеними глибинами різання. Завдяки можливості збільшення продуктивності обробки вирішено проблему переходу на повну алмазну обробку на всіх операціях шліфування: круглого, внутрішнього, плоского шліфування й заточення інструментів. Усі використовані в інструментальному виробництві підприємства верстати (більше

20 одиниць) були переустатковані під електроерозійне шліфування, укомплектовані малогабаритними спеціальними генераторами імпульсного струму, що реалізують оптимальний електричний режим обробки. У результаті впровадження поліпшені умови праці й екологія виробництва, знижені втрати від браку оброблюваного інструмента на операціях шліфування.

Для підвищення ефективності електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках розроблена спеціальна конструкція правлячого електрода, який робітник-шліфувальник може втримувати в руках у процесі виправлення круга. Це значно спрощує процес виправлення круга на верстаті, тому що не потрібна його модернізація з метою електроізоляції шпинделя та ін.

У результаті вирішено проблему ефективного огранювання природних алмазів у діаманти на основі застосування дрібнозернистих алмазних кругів форми 6A2 (зернистістю 10/7) на металевій зв'язці. Забезпечується точність обробки робочої поверхні алмазного круга (площинність) у межах 0,01 мм і значне виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки порівняно із чавунними шаржованими граночними дисками та дисками, виготовленими гальванічним методом. Виключаються на обробленій поверхні діаманта сліди масопереносу компонентів металевої зв'язки круга, що спостерігалось в умовах шліфування кругом, виправленим за допомогою абразивного бруска.

Вирішена також проблема електроерозійного виправлення алмазних кругів форми 1A1 150x6 на металевій зв'язці, які використовуються на операціях обдирного круглого зовнішнього шліфування кристалів природних алмазів для підготовки їх до огранювання в діаманти, оскільки такі круги після спікання мають досить велике радіальне й торцеве биття, що неприпустимо для шліфування природних алмазів.

Розроблена технологія прецизійного електроерозійного виправлення цих кругів забезпечує точність обробки в межах 0,01 мм і якісне розкриття алмазного шару, що дозволило підвищити якість та продуктивність шліфування природних алмазів.

З високою ефективністю вирішена проблема електроерозійного виправлення алмазних кругів форми 14EE1 на металевій зв'язці на операціях шліфування виробів із кришталю й скла, оскільки існуючі технології механічного виправлення круга не забезпечують його високу різальну здатність, а це знижує продуктивність та якість обробки, погіршує умови



праці робітника у зв'язку зі збільшенням сил різання в умовах ручної обробки та ін. Електроерозійне виправлення круга виконується безпосередньо на робочому місці з періодичністю не менш 15 хвилин робітником-гранщиком. Використовується простий правлячий пристрій, який у процесі виправлення круга втримує робітник у руках. За допомогою пристрою протягом 2–3 хвилин виправлення відбувається якісне розкриття алмазного шару круга й повністю відновлюється гостра вершина конусоподібного круга. Це дозволяє здійснювати якісне й високопродуктивне нарізування граней на виробках. Крім того, забезпечується усунення биття круга на етапі підготовки його до роботи, що традиційно з використанням механічного виправлення абразивним брусом було нездійснено. Розроблена технологія електроерозійного виправлення алмазного круга високоефективна й впроваджена на ряді скляних заводів, що виготовляють вироби з кристалю.

Розробка ефективної технології електроерозійного виправлення великогабаритних (діаметром до 1 000 мм і вище) збірних торцевих крупнозернистих (зернистістю 315/250 і більше з алмазів АС15) алмазних кругів на металевих зв'язках типу М2–01 (і більш міцних кобальтових зв'язках) відкрила нові можливості забезпечення високопродуктивного й високоякісного шліфування деталей з феритів і керамік на верстатах моделі 3Д756 з обертовим столом, коли осі обертання круга й стола верстата не збігаються. У процесі виправлення круга, по-перше, на етапі початкової підготовки круга до роботи (після збірки круга) усувається значна різновисотність розташування алмазних елементів (до 1 мм і вище) і биття круга, забезпечується створення на крузі (профілювання) забірного конуса, який необхідний для нормального протікання процесу шліфування.

По-друге, забезпечується якісне розкриття алмазного шару круга й відповідно його висока різальна здатність. Завдяки своєчасному видаленню з робочої поверхні круга зерен, що затупилися, можна фактично виключити тертя металевої зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і знизити температуру й сили різання, підвищити якість та продуктивність обробки.

Для здійснення виправлення круга розроблені спеціальні габаритні правлячі пристрої й спеціальний генератор імпульсного струму, що реалізує оптимальний електричний режим виправлення крупнозернистого алмазного круга. Процес виправлення круга здійснюється протягом 20 хвилин, забезпечує виступання різальних зерен над рівнем зв'язки

на значну висоту й суттєво підвищує стійкість круга, зменшує кількість мікровідколів на оброблених деталях і виключає інші дефекти обробки. Це підвищує відсоток виходу придатних деталей.

Періодичність виправлення алмазного круга – один раз у 7 робочих змін, тоді як після механічного виправлення забезпечувалася стійкість круга всього протягом 2–4 годин роботи. Це вимагало частих виправлень алмазного круга й споживання для цього великої кількості абразивних кругів, що підвищувало трудомісткість обробки. У процесі механічного виправлення не досягалося достатнє виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки круга, а це призводило до інтенсивного контакту металевої зв'язки круга з оброблюваною поверхнею й переносу елементів зв'язки на оброблювану поверхню, що неприпустимо для деталей електронної промисловості. Завдяки зниженню силової напруженості процесу шліфування в результаті застосування ефективного електроерозійного виправлення алмазного круга вдалося збільшити радіальну подачу й продуктивність за рахунок усунення обмежень обробки в зв'язку з неможливістю міцного кріплення нетокопровідних деталей з феритів і керамік на магнітній плиті стола шліфувального верстата, а також у зв'язку з недостатньою міцністю й жорсткістю оброблюваних тонкостінних деталей. Розроблена ефективна технологія електроерозійного виправлення великогабаритних збірних торцевих крупнозернистих алмазних кругів на металевих зв'язках типу М2–01 в умовах шліфування деталей з феритів і керамік на верстатах моделі ЗД756 з обертовим столом впроваджена у виробництво на ряді підприємств.

### **6.5. Досвід створення й упровадження систем автоматизованого проектування технологічних процесів механічної обробки**

У 1980-ті роки отримало бурхливий розвиток автоматизоване проектування технологічних процесів механічної обробки за допомогою електронних обчислювальних машин (ЕОМ). Це стало можливим завдяки появі в технологічних відділах машинобудівних підприємств міні-ЕОМ (типу АРМ ТП "Іскра-226" та ін.), за допомогою яких можна було вирішувати технологічні завдання. Традиційно технологічні завдання на підприємствах вирішувалися з використанням "великих" ЕОМ (типу ЕС), які

знаходилися в центральному обчислювальному центрі, застосовувалися для вирішення бухгалтерських, економічних та інших завдань управління виробництвом і були важкодоступні для технологічних відділів.

Із всіх завдань автоматизованого проектування технологічних процесів, розв'язуваних на підприємствах, найбільший розвиток отримали завдання автоматизованої підготовки управляючих програм для верстатів зі ЧПУ. За суттю, міні-ЕОМ використовувалися для вирішення саме цих завдань, тому що в цей період на підприємства надходило багато верстатів зі ЧПУ й "ручна" підготовка управляючих програм стала неефективною, а в більшості випадків – просто нездійсненною.

Основні труднощі підготовки управляючих програм полягають у геометричних обчисленнях координат опорних точок траєкторії руху інструмента в умовах контурної обробки на токарних і фрезерних верстатах зі ЧПУ. Трудомісткість геометричних обчислень у загальній трудомісткості підготовки управляючої програми становить 80 – 90 %. Під опорними точками слід розуміти точки, що з'єднують різні ділянки контуру оброблюваної заготовки, утворені відрізками прямих, дугами окружностей та інших кривих більш високого порядку, якими умовно подане креслення заготовки.

Зважаючи на те, що в процесі точіння контур оброблюваної заготовки безупинно змінюється, а в процесі фрезерування формотворним контуром є більш складний контур еквідистанти, визначення координат опорних точок вимагає значної кількості математичних обчислень. У процесі об'ємної обробки заготовок зі складними просторовими формами на фрезерних верстатах зі ЧПУ час підготовки управляючих програм збільшується в кілька разів.

Необхідно зазначити, що висока трудомісткість геометричних обчислень в процесі підготовки управляючих програм у ряді випадків обмежує застосування верстатів зі ЧПУ, особливо в умовах об'ємної обробки складних за конструкцією штампів, прес-форм тощо, які як і раніше виготовляються на малопродуктивних копіювальних верстатах з наступною трудомісткою слюсарною обробкою.

Актуальність автоматизованої підготовки управляючих програм для верстатів зі ЧПУ визначила створення великої кількості систем автоматизованої підготовки управляючих програм (САП УП), які призначалися для вирішення цілком конкретних завдань обробки на окремих верстатах зі ЧПУ й, на жаль, не охоплювали з єдиних позицій всієї сукупності

оброблюваних геометричних поверхонь деталей і систем ЧПУ. Разом з тим, їх роль у підвищенні ефективності використання верстатів зі ЧПУ важко переоцінити. Про це свідчить великий досвід одного з авторів даної роботи в області розробки та впровадження в 1980-ті роки САП УП на підприємствах колишнього Мінсільмашу, де була зосереджена дуже велика кількість верстатів зі ЧПУ. Це такі підприємства: Харківський, Челябінський, Волгоградський, Мінський і Липецький тракторні заводи, Чебоксарський завод промислових тракторів, Ростсільмаш і Гомсільмаш, Херсонський і Дніпропетровський комбайнові заводи, Чугуївський завод паливної апаратури, Харківський завод "Серп і молот" та багато інших.

Завдання автоматизованої підготовки управляючих програм не втратили своєї значущості й зараз, особливо з погляду вдосконалювання математичного описання складної геометрії оброблюваних поверхонь деталей для автоматизованого розрахунку траєкторій руху інструмента в процесі обробки.

У той час дуже велика увага приділялася розробці САПР ТП механічної обробки. Питаннями автоматизованого проектування технологічних процесів займалися дуже багато організацій. У результаті був розроблений ряд "працюючих" систем, які достатньо широкого застосовувалися на підприємствах. Отримали поширення діалогові системи, що працюють за принципом "питання – відповідь", які, на жаль, не дозволяли на основі вихідних даних автоматизованим шляхом розрахувати параметри технологічного процесу.

Тому автоматизованим шляхом не вдалося в повному обсязі вирішити завдання проектування маршрутної технології, але вдалося вирішити ряд важливих завдань з проектування операційної технології. У першу чергу це стосується розрахунку режимів різання.

Так, у Спеціальному проектному конструкторсько-технологічному інституті (СПКІ АС, м. Харків) була розроблена система автоматизованого розрахунку режимів різання для всіх видів механічної обробки, яка успішно застосовувалася на основних підприємствах Мінсільмаша. Основний недолік даної системи полягає в тому, що всі рішення засновані на емпіричних даних, отриманих для всіх видів механічної обробки – система базується на розроблених нормативах режимів різання. Табличне подання нормативів режиму різання (а це тисячі складних багатопараметричних таблиць) зажадало значних зусиль і часу для створення такої системи.

Як видно, накопичений досвід створення й ефективного впровадження систем автоматизованого проектування технологічних процесів (САПР ТП) на машинобудівних підприємствах не настільки значний і вимагає нових підходів до розробки автоматизованих систем проектування технологічних процесів. Основна причина "всіх лих" полягає в тому, що технологія механічної обробки математично не формалізована. Відсутні математичні моделі, що описують функціонування основних сторін технологічного процесу. Це пов'язане з тим, що математичному моделюванню технологічних процесів механічної обробки приділяється все-таки дуже мало уваги. Чомусь процес обробки вважається вивченим за наявності лише експериментальних даних. Але цього замало як з погляду розуміння глибини явищ розглянутого технологічного процесу, так і з погляду використання цих даних для автоматизованого проектування технологічного процесу. Для вирішення завдань автоматизованого проектування технологічних процесів необхідні, в першу чергу, аналітичні моделі, що описують параметри технологічних операцій. Про це зазначається у фундаментальній роботі [80], присвяченій узагальненню досвіду автоматизованого проектування технологічних процесів, пристосувань та різальних інструментів. У роботі наведені теоретичні рішення, отримані на основі розроблених аналітичних моделей механічної обробки.

З огляду на важливість аналітичного моделювання технологічних процесів у даній роботі та в інших роботах [82; 90; 92] так само вирішено багато технологічних завдань, які стосуються механіки й теплофізики різання й шліфування, міцності й зносостійкості різальних інструментів, точності, якості, продуктивності й собівартості обробки. Аналітично визначені показники енергоємності основних процесів механічної й фізико-технічної обробки матеріалів. Це дозволяє в першому наближенні аналітично підходити до проектування технологічних процесів.

Найважливішим питанням автоматизованого проектування технологічних процесів є пошук оптимальних рішень та вибір технологічних маршрутів обробки й параметрів технологічних операцій.

Традиційно завдання оптимізації технологічних процесів обробки вирішуються в рамках структурно-параметричної оптимізації з використанням емпіричних залежностей основних технологічних показників обробки. Для цього інтуїтивно із власного досвіду технолог призначає кілька варіантів технологічного маршруту, математично описує їх і вибирає найбільш оптимальний. Потім виконується розрахунок оптимальних

параметрів технологічних операцій (режимів різання та ін.). Однак даний підхід не гарантує вибору оптимального варіанта, тому що в розглянутих варіантах його може просто не виявитися.

Щоб більш обґрунтовано підійти до вибору оптимального варіанта маршруту обробки, слід використовувати теоретичні (аналітичні) підходи до вирішення завдань структурно-параметричної оптимізації, які полягають в аналітичному описанні розглянутих процесів обробки. Разом з тим, як уже зазначалося, математично формалізована теорія процесів обробки матеріалів у даний час у повному обсязі не розроблена. Є лише окремі вирішення й це утруднює застосування аналітичних підходів. Однак з певними допущеннями, використовуючи, наприклад, наведені в даній роботі аналітичні вирішення технологічних завдань, структурно-параметрична оптимізація технологічних процесів механічної обробки вже сьогодні здійснюється.

## **Висновки до розділу 6**

1. Проведено теоретичний аналіз умов зменшення собівартості металообробного виробництва, які полягають в технічному перенаснащенні підприємств, застосуванні сучасного встаткування, інструментів і технологій. Теоретично обґрунтований підхід до вибору необхідного встаткування й прогресивних металообробних технологій на основі критерію найменшої технологічної собівартості металообробки.

2. Установлено, що витрати на електроенергію в процесі металообробки не є визначальним чинником зниження технологічної собівартості обробки. Найбільше впливають на собівартість витрати на різальні інструменти. Отже, цей чинник і визначає умови зниження технологічної собівартості й підвищення продуктивності обробки. Тому застосування збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями є важливим напрямом підвищення ефективності механічної обробки, у тому числі й за рахунок здійснення процесу високошвидкісного різання, що дозволяє максимально реалізувати потенційні можливості різальних інструментів. У цих умовах у результаті збільшення продуктивності обробки можна з надлишком компенсувати витрати на придбання коштовних твердосплавних інструментів закордонного виробництва.

3. Доведено, що за умови придбання різальних інструментів закордонного виробництва за ціною фірми-виготовлювача з'являється

можливість їх економічно ефективного застосування на машинобудівних підприємствах України. У цьому разі собівартість обробки нижча, ніж у закордонної фірми-виготовлювача інструментів, тому що в Україні тарифна ставка робітника менше, ніж в економічно розвинених країнах. Це дозволяє ефективно використовувати інструменти як в умовах звичайного, так і високошвидкісного різання.

4. Проведено оптимізацію параметрів алмазного шліфування за критерієм найменшої собівартості обробки. Установлено, що собівартість обробки змінюється за екстремальною залежністю зі зміною продуктивності обробки, проходячи точку мінімуму. Зменшити мінімальне значення собівартості обробки можна збільшенням продуктивності обробки за рахунок збільшення швидкості круга, сили притиску оброблюваної деталі до круга та максимальної висоти виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки круга.

5. На основі отриманих результатів оптимізації параметрів алмазного шліфування розроблені ефективні технології алмазно-абразивної обробки, які впроваджені в промисловість для обробки виробів з металевих і неметалевих високотвердих матеріалів. Так, ефект обробки виробів із твердих сплавів досягнуто за рахунок застосування високопродуктивного глибинного шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням прогресивного методу електроерозійної правки.

6. Вирішено проблему ефективного огранювання природних алмазів у діаманти шляхом застосування дрібнозернистих алмазних кругів форми 6A2 на металевій зв'язці та електроерозійної правки, яка забезпечує точність обробки робочої поверхні алмазного круга у межах 0,01 мм, та значне виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки й високу різальну здатність алмазного круга.

7. Обґрунтовано основні напрямки автоматизованого проектування технологічних процесів механічної обробки. Значна увага приділена розробці й упровадженню автоматизованих систем підготовки управляючих програм для верстатів зі ЧПУ. Сформульовано недоліки в розробці автоматизованих систем проектування технологічних процесів механічної обробки, які полягають в емпіричному підході до проведення структурно-параметричної оптимізації обробки. Показано доцільність застосування аналітичних підходів до вирішення оптимізаційних завдань в умовах проектування технологічних процесів механічної обробки.

## Висновки

У роботі визначено основні напрями підвищення ефективності фінішної обробки деталей різанням на основі застосування сучасних лезових та абразивних інструментів, високопродуктивних технологій обробки на високооборотних металорізальних верстатах зі ЧПУ типу "обробний центр", що дозволяють виконувати високоточну обробку деталей з одного установа з найменшими виробничими витратами. Теоретично обґрунтовані основні умови зниження силової та теплової напруженості процесу різання, підвищення показників точності, якості та продуктивності обробки. Проведено порівняння різних процесів різання за критерієм найбільшої продуктивності обробки й доведена ефективність застосування високошвидкісного фрезерування. Установлено, що в умовах обробки деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, ефективно застосовувати глибинне шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, близькою до висоти круга.

Обґрунтовані технологічні можливості перспективного методу обробки – вібраційного різання, який дозволяє фактично виключити пружні переміщення в технологічній системі й домогтися ідеальної точності обробки. Це досягається за умови, що час контакту різця з оброблюваним матеріалом значно менше періоду коливаний різця.

Установлено принципові відмінності в закономірностях формування сили й температури різання в умовах лезової та абразивної обробки, які полягають у наявності інтенсивного тертя зв'язки шліфувального круга з оброблюваним матеріалом і негативними передніми кутами абразивних зерен, що призводить до суттєвого підвищення силової й теплової напруженості процесу шліфування й появи на оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів.

Розроблено практичні рекомендації, спрямовані на підвищення показників точності, якості та продуктивності обробки. Зокрема, виявлені нові технологічні можливості прогресивного процесу переривчастого шліфування, пов'язані зі зменшенням температури різання за рахунок установлення оптимальної кількості робочих виступів на шліфувальному крузі та їх довжини. Теоретично встановлено, що найменша температура різання досягається за умови рівності довжини робочого виступу й западини переривчастого круга.



Теоретично визначено температуру різання й глибину проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі в процесі різання й шліфування, що дозволило обґрунтувати умови зменшення товщини дефектного шару оброблюваної деталі.

Розкрито значні резерви підвищення ефективності шліфування матеріалів, пов'язані зі зменшенням радіусів округлення вершин абразивних зерен круга за рахунок реалізації режиму самозагострювання круга або його ефективного виправлення. Теоретично доведено, що в цьому випадку суттєво зменшуються складові сили різання й умовне напруження різання, а це дозволяє зменшити пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, і, відповідно, підвищити точність та продуктивність обробки.

Виявлено нові технологічні можливості підвищення якості та продуктивності обробки за рахунок застосування пружної схеми шліфування з початковим натягом у технологічній системі. Визначено оптимальні умови шліфування, які містять параметри режиму різання й характеристики круга.

Обґрунтовано умови ефективного застосування сучасних різальних лезових твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями. На основі досліджень собівартості обробки встановлені умови, за яких можливо ефективно застосування високоякісних, але коштовних різальних твердосплавних інструментів закордонного виробництва. Вони полягають у визначенні цілком конкретних умов обробки для різних економічних систем, що відрізняються рівнем заробітної плати робітника, вартістю матеріальних і енергетичних ресурсів. Виконання цих умов дозволило ефективно впровадити нові технологічні розробки на машинобудівних підприємствах України із забезпеченням високих техніко-економічних показників фінішної обробки деталей машин.

Проведено оптимізацію параметрів алмазного шліфування за критерієм найменшої собівартості обробки та визначено оптимальні параметри режиму шліфування. На цій основі розроблені ефективні технології алмазно-абразивної обробки, які впроваджені в промисловість для обробки виробів із металевих і неметалевих високотвердих матеріалів, включаючи тверді сплави, зносостійкі наплавлення, алмази, ферити, керамічні матеріали, скло, кришталь та ін.

Наведено досвід розробки й впровадження систем автоматизованого проектування технологічних процесів механічної обробки.

## Використана література

1. Алмазная обработка : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К. : ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
3. Андилахай А. А. Научные основы эффективной отделочной абразивной обработки деталей затопленными струями : автореф. дисс. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. А. Андилахай. – Одесса, 2013. – 47 с.
4. Андилахай В. А. Повышение эффективности шлифования наплавленных контактных поверхностей крупногабаритных деталей металлургического назначения : дисс. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. В. Андилахай. – Мариуполь, 2011. – 250 с.
5. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов : автореф. дисс. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Х., 1995. – 56 с.
6. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
7. Богомоллов Н. И. Износостойкость алмазных зерен при микрорезании титанового сплава ВТ8 / Н. И. Богомоллов // Сверхтвердые материалы. – К. : ИСМ АН Украины, 1980. – № 4. – С. 43–44.
8. Високопродуктивне шліфування : навч. посіб. / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков та ін. – К. : ІСДО, 1995. – 180 с.
9. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
10. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
11. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
12. Жовтобрюх В. О. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем шляхом вибору раціональних параметрів операцій по критерію собівартості : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. О. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2013. – 21 с.

13. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.
14. Зубарь В. П. Лезвийная обработка закаленных сталей и чугунов взамен шлифования / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Х. : НТУ "ХПІ", 2010. – Вип. 5. – С. 32–38.
15. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М. : ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.
16. Иванов И. Е. Определение технологических возможностей повышения эффективности процесса шлифования / И. Е. Иванов, Ф. В. Новиков // Вісник Приазовського державного технічного університету. Зб. наук. праць. Серія : Технічні науки. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2013. – Вип. 26. – С. 187–193.
17. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
18. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. ; под ред. А. А. Сагарды. – К. : Наукова думка, 1979. – 244 с.
19. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещагин. – М. : Машиностроение, 1988. – 480 с.
20. 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.
21. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М. : Наука, Гл. ред. физ.-мат. лит., 1974. – 832 с.
22. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
23. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Камбалов. – М. : Машиностроение, 1977. – 525 с.
24. Кумабэ Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.

25. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / В. І. Лавриненко. – К. : ІНМ НАН України, 2000. – 35 с.
26. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования) : автореф. дисс. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. П. Ларшин. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 33 с.
27. Лоладзе Т. Н. Износ алмазов и алмазных кругов / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава. – М. : Машиностроение, 1967. – 110 с.
28. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М. : Машиностроение, 1969. – 197 с.
29. Малыхин В. В. Математическая модель стружкообразования при микрорезании / В. В. Малыхин, Ф. В. Новиков, М. Д. Узунян // Резание и инструмент, 1986. – Вып. 35. – С. 102–108.
30. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамсодержащих и безвольфрамовых твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами на металлической связке : автореф. дисс. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / В. В. Малыхин. – Тула : ТПИ, 1985. – 19 с.
31. Марчук В. І. Умови підвищення якості та ефективності безцентрового шліфування тіл кочення роликотілоподібних в умовах переналагоджувального виробництва / В. І. Марчук, Ю. А. Лукьянчук // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Зб. наук. праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпропетровськ : ЛІРА, 2015. – С. 60–68.
32. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 319 с.
33. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л. : Машиностроение, 1985. – 496 с.
34. Матюха П. Г. Определение режимов обработки при одновременном шлифовании материалов с различными физико-механическими свойствами : монография / П. Г. Матюха, А. В. Бурдин. – К. : Основа, 2015. – 128 с.
35. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов и др. – Одесса : Астропринт, 2013. – 664 с.

36. Мякота В. Себестоимость продукции от выпуска до реализации / В. Мякота, Т. Войтенко. – Х. : Фактор, 2007. – 288 с.

37. Надтверді абразивні матеріали в механообробні : енциклопедичний довідник / В. І. Лавриненко, М. В. Новіков ; за заг. ред. М. В. Новікова. – К. : ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с.

38. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / Г. В. Новиков. – Одесса : ОПИ, 1990. – 19 с.

39. Новиков Ф. В. Определение максимально возможной производительности обработки при шлифовании на основе температурного критерия / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков, В. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2012. – Вып. 14. – С. 233–237.

40. Новиков Ф. В. Концепции развития механической обработки высокоточных изделий / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. С. Дерябин // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2010. – Вып. 101. – С. 234–240.

41. Новиков Ф. В. Определение максимально возможной производительности обработки при шлифовании на основе температурного критерия / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков, В. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2012. – Вып. 14. – С. 233–237.

42. Новиков Ф. В. Определение оптимальных условий механической обработки деталей машин по критерию наименьшей себестоимости / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Е. Ю. Бенин // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наук. праць. Серія : Технічні науки. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2012. – № 1(24). – 2012. – С. 241–247.

43. Новиков Ф. В. Определение путей повышения качества обработки по температурному критерию / Ф. В. Новиков, А. А. Андилахай, И. В. Гершиков // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула : Изд-во ТулГУ, 2013. – Вып. 8. – С. 143–153.

44. Новиков Ф. В. Оптимизация параметров режима шлифования зубчатых колес / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ПГТУ, 2010. – Вып. 12. – С. 56–62.

45. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии : Труды 13-й Междунар. научн.-техн. конф. (Харьков, 19–20 апреля 2007 года). – Х. : ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

46. Новиков Ф. В. Теоретический анализ температуры шлифования / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. праць. Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Х. : НТУ "ХПІ", 2013. – № 37 (1010). – С. 119–124.

47. Новиков Ф. В. Условия повышения производительности и качества обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков, В. А. Андилахай // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наук. праць. Серія : Технічні науки. – Маріуполь : ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2012. – № 24. – С. 248–252.

48. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дисс. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Ф. В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с.

49. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2014. – 412 с.

50. Новіков Ф. В. Економічна оцінка умов підвищення технологічної підготовки виробництва / Ф. В. Новіков, С. О. Дитиненко, А. В. Черненко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2008. – Вип. 68. – С. 239–242.

51. Новіков Ф. В. Оцінка економічної ефективності технологічних процесів обробки деталей / Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурूपій // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2011. – № 1 (57). – С. 22–24.

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

53. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин : монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с.

54. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

55. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др. ; под общей редакцией С. А. Клименко. – К. : ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
56. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. ; под общ. ред. д-ра техн. наук М. Ф. Семко. – К. : Техника, 1978. – 192 с.
57. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К. : Наукова думка, 1981. – 300 с.
58. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л. : Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
59. Повышение эффективности механической обработки деталей из магнитных сплавов / И. А. Рябенков, В. С. Дерябин, Ф. В. Новиков и др. // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 151–154.
60. Повышение эффективности обработки резанием наплавленных материалов инструментами из ПСТМ / Л. Н. Тищенко, В. В. Коломиец, К. М. Любичева и др. // Физические и компьютерные технологии : Труды 20-й междунар. научн.-практ. конф. (Харьков, 23–24 декабря 2014 г.). – Дніпропетровськ : ЛИРА, 2015. – С. 18–21.
61. Полянский В. И. Технологическое обеспечение качества и производительности механической обработки отверстий в деталях гидроаппаратуры : дисс. ... канд. техн. наук : 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. И. Полянский. – Х., 2012. – 221 с.
62. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М. : Машиностроение, 1977. – 263 с.
63. Прогресивні технології механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков, А. Г. Крюк, В. Г. Шкурупій та ін. ; за заг. ред. докт. техн. наук, професора Новікова Ф. В. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2012. – 372 с.
64. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
65. Рябенков И. А. Обеспечение точности обработки на операциях шлифования / И. А. Рябенков // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. праць. Серія : Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Х. : НТУ "ХПІ", 2015. – № 18(1127). – С. 142–147.
66. Рябенков И. А. Оценка возможности уменьшения температуры для различных схем шлифования / И. А. Рябенков, А. В. Фадеев // Вісник

Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 194–198.

67. Рябенков И. А. Оценка влияния интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом на эффективность процесса шлифования / И. А. Рябенков, Ф. В. Новиков // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. праць. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х. : НТУ "ХПІ", 2014. – № 43 (1086). – С. 143–147.

68. Рябенков И. А. Повышение эффективности плоского шлифования / И. А. Рябенков // Физические и компьютерные технологии : Труды 20-й междунар. научн.-практ. конф. (Харьков, 23–24 декабря 2014 г.). – Дніпропетровськ : ЛИРА, 2015. – С. 82–86.

69. Рябенков И. А. Повышение эффективности прерывистого шлифования / И. А. Рябенков // Інформаційні технології : наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я : тези доповідей XXIII Міжнар. наук.-практ. конф., Ч. 1 (Харків, 20–22 травня 2015 р.) / за ред. проф. Є. І. Сокола. – Х. : НТУ "ХПІ". – С. 127.

70. Рябенков И. А. Теоретические исследования энергоемкости механической обработки и определение условий ее уменьшения / И. А. Рябенков, Ф. В. Новиков // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. праць. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х. : НТУ "ХПІ", 2014. – № 44(1087). – С. 145–150.

71. Рябенков И. А. Условия повышения точности и качества обрабатываемых поверхностей при шлифовании с фиксированным радиальным усилием / И. А. Рябенков // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Серія : Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Х. : НТУ "ХПІ", 2015. – № 6(1115). – С. 127–132.

72. Рябенков И. А. Эффективность применения прерывистого шлифования / И. А. Рябенков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні : зб. наук. праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпропетровськ : ЛІРА, 2015. – С. 226–231.

73. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / І. О. Рябенков. – Одеса : ОНПУ, 2009. – 21 с.



74. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ АН Украины, 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.

75. Сизый Ю. А. Анализ предельных технологических возможностей круглошлифовального станка 3М151 при врезном шлифовании / Ю. А. Сизый, А. Н. Ушаков, Д. Ф. Новиков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні : зб. наук. праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпропетровськ : ЛІРА, 2015. – С. 68–75.

76. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.

77. Синтетические алмазы в машиностроении / под ред. В. Н. Бакуля. – К. : Наукова думка, 1976. – 351 с.

78. 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.

79. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 166 с.

80. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов : учебник для вузов по спец. "Технология машиностроения", "Металлорежущие станки и инструменты" / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович и др. ; под общ. ред. С. Н. Корчака. – М. : Машиностроение, 1988. – 352 с.

81. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с.

82. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.

83. Тепловые и механические процессы при резании металлов : учеб. пособ. / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1997. – 179 с.

84. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.

85. Технология машиностроения : учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, П. А. Линчевский и др. ; под общ. ред. заслуженного деятеля науки

Украины, лауреата Государственной премии Украины, д-ра техн. наук, проф. А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2012. – 693 с.

86. Тимошенко С. П. Курс теории упругости / С. П. Тимошенко ; под ред. Э. И. Григолюка. – К. : Наукова думка, 1972. – 504 с.

87. Тімонін О. М. Технічне переозброєння підприємства на основі концепції маркетингу : монографія / О. М. Тімонін, К. В. Ларіна. – Х. : ВД "ІНЖЕК", 2008. – 256 с.

88. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Х. : НТУ "ХПИ", 2003. – 359 с.

89. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Свирцев и др. – К. : Техніка, 1983. – 184 с.

90. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с.

91. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов". – 625 с.

92. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.

93. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2004. – Т. 7. "Точность обработки деталей машин". – 546 с.

94. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2005. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения". – 565 с.

95. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение : Ленингр. отд-ние, 1979. – 245 с.

96. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учеб. пособ. / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта : УГТУ, 2004. – 128 с.

97. Шкурупій В. Г. Системи технологій : навчальний посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2008. – 288 с.
98. Шлифование труднообрабатываемых материалов кругами из алмазов и эльбора : монография / П. Г. Матюха, В. В. Полтавец, А. В. Бурдин и др. – Черкассы : Вертикаль, издатель Кандыч С. Г., 2015. – 252 с.
99. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1984. – 212 с.
100. Якимов А. В. Качество изготовления зубчатых колес / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1979. – 279 с.
101. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.
102. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – К. : Вища школа, 1986. – 175 с.
103. Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов : автореф. дисс. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С. М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с.
104. Яценко С. М. Расчет и количественная оценка параметров теплового процесса при шлифовании / С. М. Яценко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2006. – Вип. 42. – С. 215–223.
105. Яценко С. М. Условия снижения температуры поверхностного слоя детали при механической обработке / С. М. Яценко // Високі технології в машинобудуванні: Зб. наук. праць Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Х. : НТУ "ХПІ", 2005. – Вип. 2 (11). – С. 471–475.
106. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Яременко. – Мн. : Наука и техника, 1973. – 184 с.
107. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Мн. : Беларусь, 1970. – 464 с.
108. Shiozaki S. Difference in Grinding Mechanism between Up-and Down-cut Creep Feed Grindings / S. Shiozaki, Y. Furukawa, S. Ohishi. – "Сэймицу кикай, I. Jap. Soc. Precis. End.", 1979. – 45. – № 5. – P. 599–606.
109. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / G. Werner. – "Werkstattstechnik", 1979. – Nr. 10. – S. 613–620.

## Зміст

Вступ.....	3
Розділ 1. Розрахунок і дослідження параметрів силової напруженості процесів механічної обробки матеріалів .....	5
1.1. Спрощений розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання матеріалів.....	5
1.2. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання на основі використання поняття про окружності однакових напружень.....	21
1.3. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу різання на основі використання рішення про руйнування бруса під дією поздовжніх сил .....	27
1.4. Розрахунок і дослідження параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном без урахування закономірностей стружкоутворення.....	44
1.4.1. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі сфери.....	44
1.4.2. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі диска .....	52
1.4.3. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі конуса .....	53
1.4.4. Розрахункова схема процесу мікрорізання в умовах моделювання зерна у формі піраміди .....	57
1.5. Розрахунок параметрів силової напруженості процесу мікрорізання одиничним зерном з урахуванням закономірностей стружкоутворення .....	60
1.5.1. Спрощена розрахункова схема процесу мікрорізання одиничним зерном .....	60
1.5.2. Уточнена розрахункова схема процесу мікрорізання одиничним зерном .....	63
1.6. Умови зниження силової напруженості процесу абразивної обробки .....	68
Висновки до розділу 1.....	70
Розділ 2. Умови підвищення точності й продуктивності обробки матеріалів різанням.....	71
2.1. Пружні переміщення, виникаючі в технологічній системі в процесі різання та шліфування .....	71

2.2. Основні напрями підвищення продуктивності механічної обробки .....	77
2.3. Ефективність алмазного шліфування матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями .....	85
2.4. Фізична сутність і ефективність вібраційного різання .....	92
Висновки до розділу 2.....	96
Розділ 3. Управління тепловою напруженістю процесу різання.....	98
3.1. Спрощений підхід до розрахунку параметрів теплової напруженості процесу шліфування .....	98
3.2. Порівняння температури різання в умовах лезової й абразивної обробки.....	105
3.3. Аналіз класичного підходу до розрахунку температури шліфування..	115
3.4. Уточнений розрахунок температури шліфування .....	118
3.5. Визначення шляхів підвищення продуктивності та якості обробки в процесі шліфування за температурним критерієм.....	121
3.6. Умови зменшення штучного часу обробки в процесі шліфування за температурним критерієм .....	127
Висновки до розділу 3.....	131
Розділ 4. Умови забезпечення високоякісної обробки деталей машин....	132
4.1. Закономірності процесу шліфування суцільним і переривчастим кругами з фіксованою безперервною радіальною подачею .....	132
4.2. Уточнений підхід до визначення продуктивності обробки, сили різання й величини пружного переміщення в процесі шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею .....	149
4.3. Визначення температури шліфування суцільним і переривчастим кругами з фіксованою безперервною радіальною подачею .....	154
4.4. Уточнений розрахунок і аналіз температури різання під час переривчастого шліфування.....	169
4.5. Оцінювання технологічних можливостей переривчастого шліфування .....	176
Висновки до розділу 4.....	180
Розділ 5. Розроблення ефективних технологій фінішної абразивної та лезової обробки деталей .....	182
5.1. Спрощений розрахунок параметрів шліфування з фіксованою безперервною радіальною подачею .....	182
5.2. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з фіксованим радіальним зусиллям .....	184
5.3. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з дискретною радіальною подачею.....	190

5.4. Спрощений розрахунок параметрів плоского шліфування.....	197
5.5. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування з початковим натягом у технологічній системі .....	202
5.6. Уточнений розрахунок параметрів процесу шліфування з початковим натягом у технологічній системі .....	206
5.7. Теоретичний аналіз технологічних можливостей підвищення точності механічної обробки.....	210
5.8. Застосування теоретичних рішень для вдосконалювання технологічних процесів механічної обробки .....	215
5.8.1. Підвищення ефективності застосування алмазного розточування отворів у деталях гідроапаратури .....	215
5.8.2. Підвищення ефективності технологій механічної обробки високоточних деталей .....	222
Висновки до розділу 5.....	224
Розділ 6. Вибір оптимальних умов обробки деталей машин за критерієм найменшої собівартості .....	226
6.1. Шляхи зниження собівартості машинобудівної продукції .....	226
6.2. Оцінювання економічної ефективності застосування на підприємствах України коштовних різальних інструментів закордонного виробництва.....	231
6.3. Визначення оптимальних параметрів алмазного шліфування за критерієм найменшої собівартості обробки .....	237
6.4. Досвід розроблення й упровадження ефективних технологій алмазно-абразивної обробки .....	244
6.5. Досвід створення й упровадження систем автоматизованого проектування технологічних процесів механічної обробки.....	250
Висновки до розділу 6.....	254
Висновки.....	256
Використана література .....	258

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович  
Рябенков Ігор Олександрович

# ФІНІШНА ОБРОБКА ДЕТАЛЕЙ РІЗАННЯМ

Монографія

Відповідальний за випуск *Ф. В. Новіков*

Відповідальний редактор *М. М. Оленич*

Редактор *В. О. Бутенко*

Коректор *В. О. Бутенко*

План 2016 р. Поз. № 11-НВ.

Підп. до друку 19.07.2016 р. Формат 60x90 1/16. Папір офсетний. Друк цифровий.  
Ум. друк. арк. 17,0. Обл.-вид. арк. 21,25. Тираж 500 пр. Зам. № 128.

---

Видавець і виготовлювач – ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 61166, м. Харків, просп. Науки, 9-А

*Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру  
ДК № 4853 від 20.02.2015 р.*