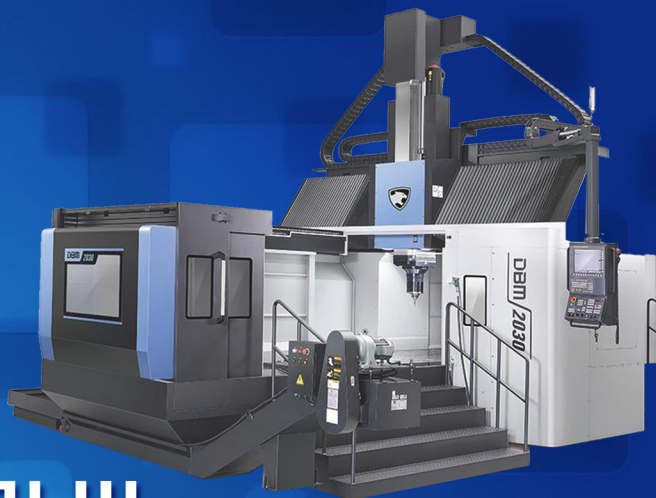


Ф. В. НОВИКОВ



# ОПТИМАЛЬНІ РІШЕННЯ В ТЕХНОЛОГІЯХ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ



**Ф. В. Новіков**

**ОПТИМАЛЬНІ РІШЕННЯ  
В ТЕХНОЛОГІЯХ МЕХАНІЧНОЇ  
ОБРОБКИ**

**Монографія**

Дніпро / **ЛІРА** / 2024

УДК 621.01(02.064)

Н73

Рецензенти:

**О. О. Ключко**

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

**Ю. В. Яровий**

канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри цифрових технологій в інжинірингу Національного університету "Одеська політехніка"

*Самостійне електронне текстове мережеве видання*

**Новіков Ф. В.**

Н73 Оптимальні рішення в технологіях механічної обробки [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2024. – 360 с.

ISBN 978-966-981-886-7

Проведено узагальнений теоретичний аналіз силової і теплової напруженостей процесів абразивної та лезової обробок. Виявлено оптимальні умови обробки за критеріями мінімально можливих значень сили і температури різання, пружних переміщень, які виникають в технологічній системі в процесі різання і визначають параметри точності обробки, та параметрів шорсткості оброблених поверхонь. Теоретично обґрунтовано технологічні можливості різних за структурою кінематичних схем шліфування, обробки матеріалів вільним абразивом та лезової обробки. На цій основі отримано нові оптимальні рішення щодо розрахунку та обґрунтування раціональних структур і параметрів режимів різання, характеристик ріжучих інструментів. Значну увагу приділено розширенню технологічних можливостей методу шліфування з погляду забезпечення показників якості та точності обробки на рівні показників обробки матеріалів вільним абразивом із одночасним суттєвим підвищенням продуктивності обробки. Обґрунтовано технологічні можливості високошвидкісної обробки із застосуванням сучасних збірних конструкцій ріжучих лезових твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями виробництва провідних закордонних інструментальних фірм. Показано ефективність застосування розверток із похилими зубами для обробки глибоких отворів із нерівномірними припусками. Надано практичні рекомендації.

Рекомендовано для здобувачів вищої освіти, аспірантів та викладачів інженерних та економічних спеціальностей вищих навчальних закладів, а також для фахівців та керівників підприємств, які підвищують свою кваліфікацію.

**УДК 621.01(02.064)**

© Новіков Ф. В., 2024

© ЛІРА, 2024

**ISBN 978-966-981-886-7**

## Вступ

Сучасне промислове виробництво високоточних виробів вимагає широкого застосування ефективних технологій механічної обробки із метою забезпечення високих показників якості, точності та продуктивності обробки. В значній мірі це відноситься до фінішних методів абразивної обробки, хоча в останні роки отримали достатньо широке застосування і фінішні методи обробки алмазними, твердосплавними і керамічними лезовими ріжучими інструментами. Основною проблемою фінішної механічної обробки слід розглядати достатньо низьку продуктивність та високу трудомісткість обробки за умов досягнення достатньо високих показників якості та точності обробки. Особливо це відноситься до абразивної обробки, включаючи як методи шліфування, так і методи обробки матеріалів вільним абразивом. Також значним обмеженням застосування традиційних технологій фінішної механічної обробки є неможливість досягнення в ряді випадків необхідних високих вимог щодо параметрів якості та точності обробки. Виходячи із цього, проблема виготовлення високоточних виробів є надзвичайно актуальною та вимагає створення нових більш ефективних технологій фінішної механічної обробки.

Для вирішення цієї проблеми важливо, перш за все, теоретично встановити та обґрунтувати оптимальні технологічні рішення з погляду забезпечення найменших значень сили і температури різання та, відповідно, високих показників якості та точності обробки. Все це вимагає розроблення математичних моделей для визначення технологічних параметрів фінішної механічної обробки та встановлення на їх основі оптимальних рішень, які необхідні для створення ефективних технологій фінішної механічної обробки. Тому значну увагу в роботі приділено розширенню технологічних можливостей методу шліфування з погляду забезпечення показників якості та точності обробки на рівні показників обробки матеріалів вільним абразивом (методи доведення, абразивного полірування тощо) із одночасним суттєвим підвищенням продуктивності обробки. Виконання цих умов дозволить здійснити ефективну заміну шліфуванням трудомістких технологій обробки матеріалів вільним абразивом та вирішити актуальну проблему фінішної механічної обробки високоточних виробів.

Для цього в роботі проведено узагальнений теоретичний аналіз силової і теплової напруженостей процесів абразивної та лезової обробки. Виявлено оптимальні умови обробки за критеріями мінімально можливих значень сили і температури різання, пружних переміщень, які виникають в технологічній системі в процесі різання і визначають точність обробки, та параметрів шорсткості оброблених поверхонь. Теоретично обґрунтовано технологічні можливості різних за структурою кінематичних схем шліфування, обробки матеріалів вільним абразивом та лезової обробки. На цій основі отримано нові оптимальні рішення щодо вибору найбільш ефективних умов фінішної абразивної і лезової обробок, розрахунку та обґрунтуванню раціональних параметрів режимів різання та характеристик ріжучих інструментів. Показано, що основним шляхом зменшення силової і теплової напруженостей процесів шліфування є зменшення умовного напруження різання завдяки зменшенню, перш за все, інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Виходячи із цього, отримано важливі теоретичні рішення щодо підвищення ефективності процесу переривчастого шліфування з погляду більш значного зменшення температури та сили різання. Це досягається застосуванням схеми високопродуктивного глибинного шліфування, яка дозволяє значно збільшити кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим поперечним перетином оброблюваної деталі та зменшити температуру різання і вірогідність появи на оброблюваних поверхнях температурних дефектів.

У роботі обґрунтовано технологічні можливості зменшення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$  під час шліфування кругом із плосковершинними алмазними зернами до значень, які можна отримати під час обробки матеріалів вільним абразивом. Також обґрунтовано технологічні можливості високошвидкісної обробки із застосуванням сучасних збірних конструкцій ріжучих твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями виробництва провідних закордонних інструментальних фірм. Показано ефективність застосування розверток із похилими зубами для обробки глибоких отворів із нерівномірними припусками, що дозволяє зменшити сили різання і підвищити точність обробки. Отримані у роботі наукові рішення знайшли застосування на промислових підприємствах і в навчальному процесі Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця.

# Розділ 1

## Теоретичний аналіз основних напрямів зменшення силової напруженості процесів механічної обробки матеріалів

### 1.1. Теоретичний аналіз параметрів силової напруженості абразивної обробки

Під час фінішної обробки деталей машин широко застосовують метод шліфування, який дозволяє зменшити сили різання, покращити якість, точність і шорсткість оброблюваних поверхонь. У більшості випадків метод шліфування є остаточним [74, 100]. Однак, як показує практика, метод шліфування характеризується високою силовою напруженістю у зв'язку з інтенсивним тертям ріжучих зерен і зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це призводить до появи на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів, усунути які не завжди вдається наступним абразивним або алмазним доведенням [97, 99]. Тому важливим завданням є зменшення силової напруженості процесу шліфування [2]. Це дозволить зменшити як сили, так і температуру різання, ще значніше покращити якість, точність і шорсткість оброблюваних поверхонь. Для вирішення цього завдання слід скористатися теоретичним підходом, запропонованим у роботі [99] щодо процесу різання зі змінною товщиною зрізу (рис. 1.1).

Припустимо, що з боку абразивного зерна, що рухається із швидкістю  $V_0$ , на оброблюваний матеріал діють тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання, які викликають періодичне руйнування (зсув) матеріалу уздовж умовної площини зсуву, розташованої під кутом  $\beta$  до напрямку руху зерна (рис. 1.1). Для визначення положення умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу слід встановити дотичне напруження  $\tau$ , що виникає в площині, розташованій під кутом  $\beta$ :

$$\tau = \frac{P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta}{b \cdot L}, \quad (1.1)$$

де  $b$  – ширина зрізу, м;

$L = OA$  – довжина площини зсуву матеріалу, м.

Довжину  $L$  можна знайти на основі розв'язання двох тригонометричних рівнянь, які витікають із рис. 1.1:

$$\begin{cases} y = a + \operatorname{tg}\alpha \cdot x, \\ y = \operatorname{tg}\beta \cdot x, \end{cases} \quad (1.2)$$

де  $x$ ,  $y$  – координати точки перетину умовної площини зсуву  $OA$  із оброблюваною поверхнею  $BA$ ;

$a$  – товщина зрізу, м;

$\alpha$  – кут входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал.

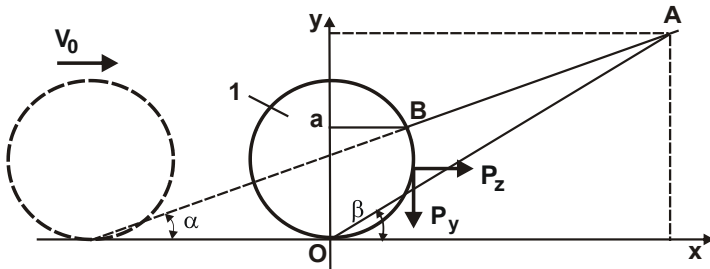


Рисунок 1.1 – Розрахункова схема процесу стружкоутворення під час різання окремим абразивним зерном 1

Розв'язуючи систему рівнянь (1.2), маємо:

$$x = \frac{a}{(\operatorname{tg}\beta - \operatorname{tg}\alpha)}; \quad (1.3)$$

$$L = \frac{x}{\cos\beta} = \frac{a}{\cos\beta \cdot (\operatorname{tg}\beta - \operatorname{tg}\alpha)}. \quad (1.4)$$

Підставляючи отримані вирази в залежність (1.1), одержимо:

$$\tau = \frac{P_y \cdot \cos\beta \cdot (\operatorname{tg}\beta - \operatorname{tg}\alpha)}{v \cdot a} \cdot (K_{\text{ш}} \cdot \cos\beta - \sin\beta), \quad (1.5)$$

де  $K_{\text{ш}} = P_z / P_y$  – коефіцієнт шліфування, який визначається за залежністю  $K_{\text{ш}} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$ , наведеною у роботі [97];

$\psi$  – умовний кут тертя зерна із оброблюваним матеріалом;

$\gamma$  – негативний передній кут ріжучого абразивного зерна.

Позначаючи  $\psi + \gamma = \psi_1$  і розглядаючи  $K_{\text{ш}} = \operatorname{ctg}\psi_1$ , залежність (1.5) виразиться:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot v \cdot a \cdot \sin \psi_1 \cdot \cos \alpha} \cdot [\sin(2\beta - \alpha + \psi_1) - \sin(\alpha + \psi_1)]. \quad (1.6)$$

Максимальне дотичне напруження  $\tau_{\max}$ , що визначає положення умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу, досягається за умови  $\sin(2\beta - \alpha + \psi_1) = 1$ . Звідки

$$\beta = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \psi_1}{2}. \quad (1.7)$$

Як видно, умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  тим більше, чим більше кут входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал  $\alpha$  і менше кут  $\psi_1 = \psi + \gamma$ , тобто чим менше умовний кут тертя оброблюваного матеріалу із абразивним зерном  $\psi$  (або коефіцієнт тертя  $f$ ) і негативний передній кут ріжучого абразивного зерна  $\gamma$ . Після підстановки залежності (1.7) у залежність (1.6) визначимо максимальне дотичне напруження  $\tau_{\max}$ :

$$\tau_{\max} = \frac{P_y}{v \cdot a \cdot \sin \psi_1 \cdot \cos \alpha} \cdot \sin^2\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\alpha}{2} - \frac{\psi_1}{2}\right). \quad (1.8)$$

Зсув оброблюваного матеріалу в умовній площині ОА відбудеться за умови досягнення величиною  $\tau_{\max}$  межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу  $\tau_{\text{зсув}}$ , тобто умови  $\tau_{\max} = \tau_{\text{зсув}}$ . Тоді, виходячи із залежності (1.8), можна визначити радіальну складову сили різання  $P_y$ :

$$P_y = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sin \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{1}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}. \quad (1.9)$$

Відповідно, тангенціальна складову сили різання  $P_z$  визначається:

$$P_z = P_y \cdot K_{\text{ш}} = P_y \cdot \text{ctg} \psi_1 = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{1}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}. \quad (1.10)$$

Якщо подати тангенціальну складову сили різання у вигляді  $P_z = a \cdot v \cdot \sigma$ , то умовне напруження різання  $\sigma$  виразиться:

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}. \quad (1.11)$$

За умови  $\alpha = 0$  залежність (1.11) набуває вигляду:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}(45^\circ - \psi_1)} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}\right)}. \quad (1.12)$$



Залежність (1.12) ідентична залежності, отриманій у роботі [2] для спрощеної схеми різання ( $\alpha = 0$ ), що вказує на достовірність виконаних розрахунків.

Пунктирною лінією на рис. 1.2 показано графік функції  $\sin(\alpha + \psi_1)$ , а суцільною лінією – графік функції  $1 - \sin(\alpha + \psi_1)$ . Із залежності (1.11) витікає, що існує екстремальний зв'язок умовного напруження  $\sigma$  різання із кутами  $\psi_1$  і  $\alpha$ .

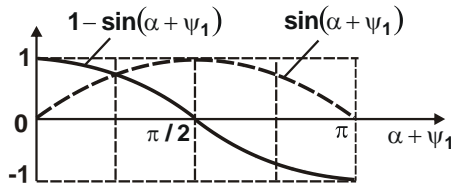


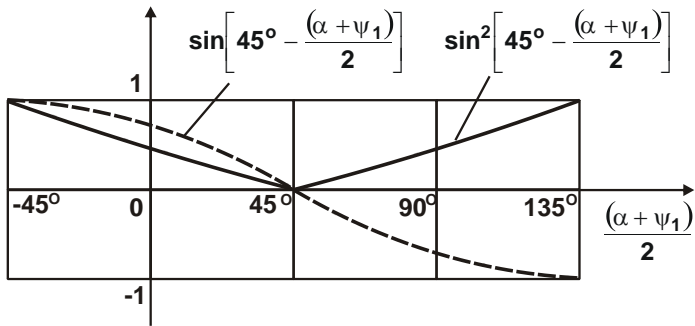
Рисунок 1.2 – Графіки функцій  $\sin(\alpha + \psi_1)$  та  $1 - \sin(\alpha + \psi_1)$

Представимо залежність (1.11) у вигляді:

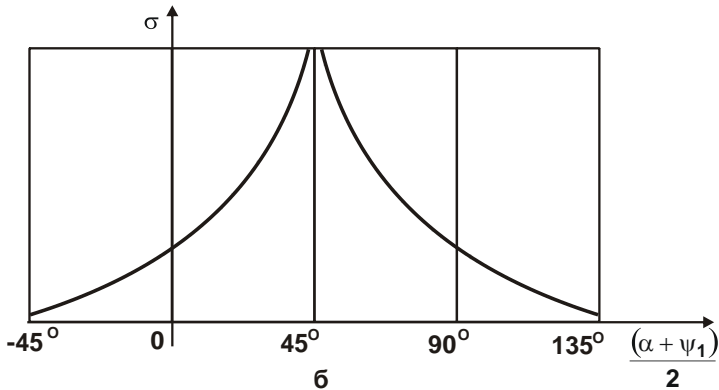
$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{\tau_{зсув}}{\sin^2 \left[ 45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]} \quad (1.13)$$

Характер зміни функції  $\sin^2 \left[ 45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]$ , що входить до знаменника залежності (1.13), графічно (суцільною лінією) показано на рис. 1.3,а. Для порівняння (пунктирною лінією) показано графік функції  $\sin \left[ 45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]$ . Як видно, ці функції принципово відрізняються.

Характер зміни умовного напруження різання  $\sigma$  графічно показано на рис. 1.3,б. За умови досягнення кута  $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2} = 45^\circ$  умовне напруження різання  $\sigma$  набуває нескінченного значення. Зменшити  $\sigma$  можна зменшенням кута  $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2}$  у діапазоні  $0 < \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} < 45^\circ$  або його збільшенням у діапазоні  $45^\circ < \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} < 135^\circ$ .



а



б

Рисунок 1.3 – Графіки функцій  $\sin\left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2}\right]$  і

$\sin^2\left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2}\right]$  (а) та умовного напруження різання  $\sigma$

залежно від кута  $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2}$  (б)

За умови  $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \rightarrow 135^\circ$  умовне напруження різання  $\sigma$  набуває найменшого значення. Це можливо за умови досягнення значення кута  $\alpha \rightarrow 90^\circ$ . Однак у цьому випадку фактично відсутній процес знімання металу, тобто кут  $\alpha$  повинен бути менше, наприклад, перебувати на рівні  $45^\circ$ . Або ж кут  $\alpha$  повинен бути дуже малим  $\alpha \rightarrow 0^\circ$ . Тоді можлива реалізація умови  $0 < \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} < 45^\circ$  (лівою гілкою залежності, рис. 1.3,б).

Однак для цього необхідно зменшити кут  $\psi_1$ , який внаслідок значного переднього негативного кута зерна  $\gamma$  набуває значень, близьких  $90^\circ$ .

Таким чином встановлено, що за умови  $\alpha = 0$  можна досягти найменшого значення умовного напруження різання  $\sigma$ , тобто ефективно обробку здійснювати із постійною товщиною зрізу. Очевидно, реалізувати цю умову можна під час лезової обробки. Під час абразивної обробки, включаючи процеси обробки пов'язаним абразивом (шліфування, хонінгування тощо) і вільним абразивом (притирання, струмінно-абразивна обробка тощо), товщина зрізу завжди змінна. Тому умовне напруження різання  $\sigma$  (енергоємність обробки) завжди більше, ніж під час лезової обробки.

Із залежності (1.10) витікає неоднозначний характер зміни тангенціальної складової сили різання  $P_z$  зі збільшенням кутів  $\psi_1$  і  $\alpha$  (рис. 1.4). Так, у чисельнику відбувається зменшення  $P_z$  зі збільшенням кутів  $\psi_1$  і  $\alpha$ , а у знаменнику відбувається збільшення  $P_z$ . Отже, існують екстремальні залежності тангенціальної складової сили різання  $P_z$  від кутів  $\psi_1$  і  $\alpha$ . Для визначення екстремуму функції  $P_z$  підпорядкуємо залежність (1.10) необхідній умові екстремуму:  $(P_z)'_{\alpha} = 0$ . Після перетворень отримано:

$$\alpha = 90^\circ - \psi_1. \quad (1.14)$$



Рисунок 1.4 – Загальний вигляд залежності тангенціальної складової сили різання  $P_z$  від кута  $\psi_1 + \alpha$

Після підстановки залежності (1.14) у залежність (1.10) видно, що у точці екстремуму функція  $P_z$  приймає нескінченне значення (рис. 1.4). Це пов'язано із тим, що умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ ,

який визначається залежністю (1.7), стає рівним куту  $\alpha$ . У результаті, виходячи із рис. 1.1, умовна площина зсуву ОА не перетинається із оброблюваною поверхнею ВА і процес стружкоутворення відсутній, тобто має місце лише пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу. Із цього витікає, що суттєво зменшити тангенціальну складову сили різання  $P_z$  можна шляхом виконання двох умов:

$$\psi_1 + \alpha < 90^\circ; \quad 90^\circ < \psi_1 + \alpha < 180^\circ. \quad (1.15)$$

У першому випадку необхідно зменшити як кут  $\psi_1$ , так і кут  $\alpha$ . У другому випадку (за відносно великого значення кута  $\psi_1 \rightarrow 90^\circ$ ) кут  $\alpha$  необхідно, навпаки, збільшити до значення  $\alpha \rightarrow 90^\circ$ . Отже, кут  $\psi_1 = \psi + \gamma$  із-за значного негативного переднього кута ріжучого абразивного зерна  $\gamma = 45^\circ \dots 60^\circ$  може набувати значень, які близькі до  $90^\circ$ .

Тому реалізувати перший випадок можна лише за дуже малих значень кута  $\alpha \rightarrow 0$ . Більш реальним слід розглядати другий випадок, який можна реалізувати за відносно значних значень кута  $\alpha$ .

Таким чином, показано, що в загальному випадку кут  $\alpha$  може змінюватися в широких межах, приймаючи значення  $0 < \alpha < 90^\circ$ . Це указує на можливість ефективного застосування прогресивного способу струминно-абразивної гідроротаційної обробки (зачистки) дрібних деталей масою до 3 г, що мають складну просторову форму [2]. У цьому випадку реалізується схема абразивної обробки деталей затопленими струменями, згідно з якою можливі різні випадки зіткнення рухомих оброблюваних деталей і абразивних зерен, що визначаються кутом  $0 < \alpha < 90^\circ$ . Оскільки ріжуче зерно за формою наближається до форми сфери, то, як зазначалося раніше, кут  $\psi_1 + \alpha > 90^\circ$  і завжди можна здійснювати процес стружкоутворення під час взаємодії абразивного зерна із оброблюваним матеріалом. Це забезпечує менші енергетичні витрати на обробку, ніж за умови пластичного деформування оброблюваного матеріалу без відділення стружки. Отже, абразивну обробку ефективно здійснювати як із фіксованим кутом входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал  $\alpha$ , так і не з фіксованим кутом  $\alpha$ , реалізуючи, наприклад, схему абразивної обробки деталей затопленими струменями [2].

Дана умова справедлива під час обробки ріжучим елементом у формі сфери, який має значний негативний передній кут різання. За

позитивного переднього кута різання умовний кут  $\psi_1$  прийматиме відносно невеликі значення і зміна кута  $\alpha$  у цьому випадку має бути обмежена. Очевидно, кут  $\alpha$  має бути відносно невеликим. В іншому випадку кут  $\psi_1 + \alpha \rightarrow 90^\circ$  і процес стружкоутворення (а, відповідно, і процес різання) неможливий, оскільки  $\alpha \rightarrow \beta$ . Оброблюваний матеріал буде піддаватися лише пружно-пластичному деформуванню без утворення стружки, що, як показано раніше, призведе до збільшення сили  $P_z$  і підвищення енергоємності обробки. Із цього витікає, що абразивне зерно у форму сфери є найбільш оптимальним з погляду форми ріжучого елемента під час абразивної обробки, коли кут  $\alpha$  може змінюватися у широких межах  $0 < \alpha < 90^\circ$ .

Цікавим є визначення параметрів силової напруженості процесу різання абразивним зерном під час його виходу із контакту із оброблюваним матеріалом, тобто під час різання зі зменшуваною у часі товщиною зрізу.

Припустимо, що в початковий момент часу товщина зрізу дорівнює  $a$  (рис. 1.5) і в міру переміщення зерна уздовж осі  $ox$  зменшується за законом  $a - \tan\alpha_1 \cdot x$ , де  $\alpha_1$  – кут виходу абразивного зерна із контакту із оброблюваним матеріалом.

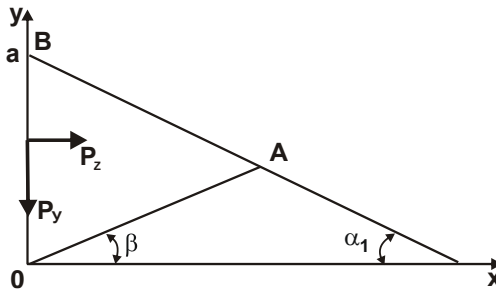


Рисунок 1.5 – Розрахункова схема процесу стружкоутворення під час різання зерном зі зменшуваною товщиною зрізу

Очевидно, під дією системи сил  $P_z$  і  $P_y$  відбудеться зсув оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву  $OA = L$ , розташованої під кутом зсуву  $\beta$  до напрямку руху зерна.

Дотичне напруження  $\tau$ , що виникає в даній площині, визначається залежністю (1.1), а довжина площини зсуву  $OA = L$  – на основі розв'язання системи тригонометричних рівнянь, які витікають із рис. 1.5:

$$\begin{cases} y = a - \operatorname{tg}\alpha_1 \cdot x, \\ y = \operatorname{tg}\beta \cdot x, \end{cases} \quad (1.16)$$

де  $x$  і  $y$  – координати точки перетину умовної площини зсуву  $OA$  із оброблюваною поверхнею  $BA$ .

Звідси

$$x = \frac{a}{(\operatorname{tg}\beta + \operatorname{tg}\alpha_1)}; \quad (1.17)$$

$$L = \frac{x}{\cos\beta} = \frac{a}{\cos\beta \cdot (\operatorname{tg}\beta + \operatorname{tg}\alpha_1)}. \quad (1.18)$$

Після підстановки залежності (1.18) у залежність (1.1) із урахуванням виразу  $K_{\text{ш}} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma) = \operatorname{ctg}\psi_1$  і відповідних тригонометричних перетворень, отримано:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot b \cdot a \cdot \sin\psi_1 \cdot \cos\alpha_1} \cdot [\sin(2\beta - \alpha_1 + \psi_1) - \sin(\alpha_1 - \psi_1)]. \quad (1.19)$$

Максимальне дотичне напруження  $\tau_{\max}$ , що визначає положення умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу, досягається за умови  $\sin(2\beta + \alpha_1 + \psi_1) = 1$ . Тоді умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  визначиться:

$$\beta = \frac{\pi}{4} - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2}. \quad (1.20)$$

Із порівняння залежності (1.20) із аналогічною залежністю (1.7) видно, що у першому випадку умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  менше. Після підстановки залежності (1.20) у залежність (1.19) визначено максимальне дотичне напруження  $\tau_{\max}$ :

$$\tau_{\max} = \frac{P_y}{2 \cdot b \cdot a \cdot \sin\psi_1 \cdot \cos\alpha_1} \cdot [1 + \sin(\alpha_1 + \psi_1)]. \quad (1.21)$$

За умови  $\tau_{\max} = \tau_{\text{зсув}}$ , за залежністю (1.21) можна визначити радіальну складову сили різання  $P_y$ :

$$P_y = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sin\psi_1 \cdot \cos\alpha_1 \cdot \frac{1}{[1 + \sin(\alpha_1 + \psi_1)]}. \quad (1.22)$$

Відповідно, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  і умовне напруження різання  $\sigma$  виражаються залежностями:

$$P_z = P_y \cdot K_{ш} = P_y \cdot \operatorname{ctg}\psi_1 =$$

$$= 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \cos\psi_1 \cdot \cos\alpha_1 \cdot \frac{1}{[1 + \sin(\alpha_1 + \psi_1)]}, \quad (1.23)$$

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot b} = \cos\psi_1 \cdot \cos\alpha_1 \cdot \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{[1 + \sin(\alpha_1 + \psi_1)]}. \quad (1.24)$$

На відміну від аналогічних залежностей (1.9) – (1.11) та згідно залежностей (1.22) – (1.24) за умови  $\sin(\alpha_1 + \psi_1) = 1$  тангенціальна складова сили різання  $P_z$  і умовне напруження різання  $\sigma$  приймають кінцеві значення. Це указує на більш низьку силову напруженість процесу різання в момент виходу абразивного зерна із контакту із оброблюваним матеріалом порівняно із моментом входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал.

Як видно, залежності (1.11) і (1.24) відрізняються лише знаком у знаменнику, розглядаючи кут  $\alpha = \alpha_1$ .

Подамо залежність (1.24) у вигляді:

$$\sigma = \cos\psi_1 \cdot \cos\alpha_1 \cdot \frac{\tau_{зсув}}{\cos^2 \left[ 45^\circ - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} \right]}. \quad (1.25)$$

На рис. 1.6,а суцільною лінією показано графік функції  $\cos^2 \left[ 45^\circ - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} \right]$ , що входить до знаменника залежності (25), а пунктирною лінією – графік функції  $\cos \left[ 45^\circ - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} \right]$ . Оскільки тригонометрична функція  $\cos$  – парна функція, то дані графіки відрізняються незначно.

Умовне напруження різання  $\sigma$ , що описується залежністю (1.25), має екстремальний характер зміни, проходячи точку мінімуму зі значенням кута  $\frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} = 45^\circ$  (рис. 1.6,б). Цей графік принципово відрізняється від аналогічного графіка, показаного на рис. 1.3,б. Отже, під час виходу абразивного зерна із контакту із оброблюваним матеріалом умовне напруження різання  $\sigma$  менше, ніж під час входу зерна в оброб-

люваний матеріал. У цьому випадку кут  $\alpha_1$  може змінюватися в широкіх межах:  $0 < \alpha_1 < 90^\circ$ .

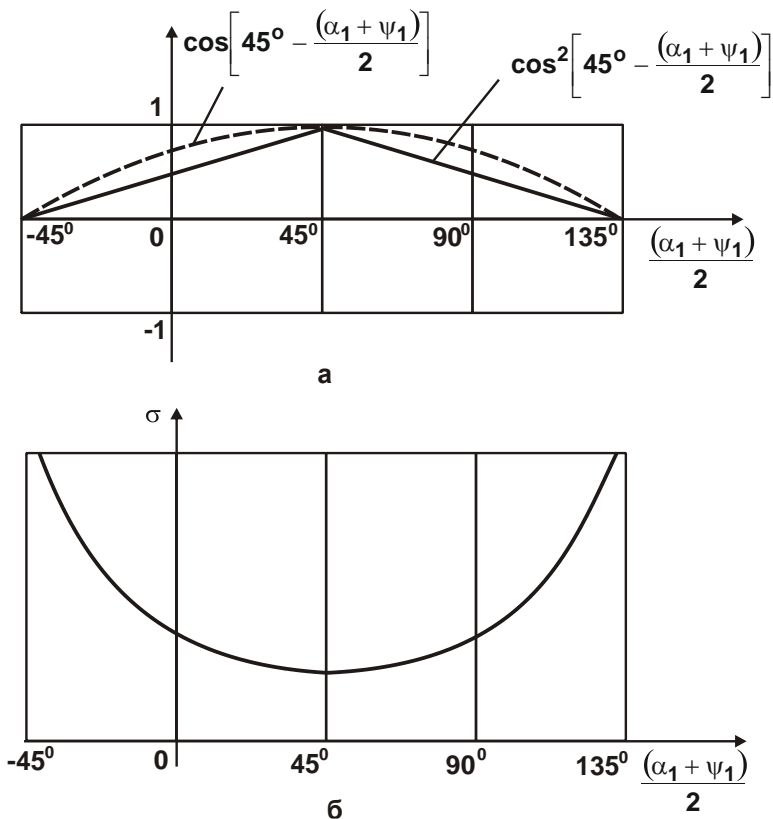


Рисунок 1.6 – Графіки функцій  $\cos\left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2}\right]$  і  $\cos^2\left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2}\right]$

(а) та умовного напруження різання  $\sigma$  (б)

Таким чином, підвищити ефективність абразивної обробки можна шляхом зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  (енергоємності обробки) в момент входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал згідно залежності (1.11). Для цього ефективно обробку здійснювати із постійною товщиною зрізу.



## **1.2. Визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею**

Під час виготовлення високоточних деталей на фінішних операціях традиційно широко використовують методи обробки вільним абразивом (доведення, полірування тощо). 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 та, у ряді випадків, фінішну лезову обробку.

Як відомо, основним недоліком шліфування є наявність тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, яке призводить до підвищення силової і теплової напруженостей процесу різання, появи на оброблюваних поверхнях різних дефектів [17; 18; 29; 66; 68; 112, 113,120]. Тому для підвищення ефективності шліфування необхідно вилучити або зменшити інтенсивність тертя у зоні різання. Важливо також знати технологічні можливості процесу шліфування, що вимагає розроблення математичної моделі балансу енергії різання і тертя під час шліфування.

У роботах [34; 35; 102; 109] показано значний вплив інтенсивності тертя зв'язки круга із 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 та вимагає проведення подальших досліджень. Тому важливо теоретично обґрунтувати умови підвищення ефективності процесу шліфування на основі зменшення інтенсивності тертя у зоні різання шляхом роздільного урахування енергій "чистого" різання і тертя у загальному енергетичному балансі процесу шліфування.

На першому етапі досліджень проведемо теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею, що реалізується за жорсткою схемою шліфування

[78]. Для цього використано результати теоретичних досліджень процесу шліфування, які наведено в роботах [11, 60].

Відповідно до спрощеної схеми шліфування прямолінійної деталі, що рухається вздовж нормалі до робочої поверхні круга із швидкістю  $V_{дет}$  (рис. 1.7), тангенціальну  $P_z$  і радіальну  $P_y$  складові сили різання подано у вигляді [65]:

$$P_z = P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}}; \quad (1.26)$$

$$P_y = P_{y_{різ}} + P_{y_{тр}}, \quad (1.27)$$

де  $P_{z_{різ}}$ ,  $P_{y_{різ}}$  – тангенціальна і радіальна складові сили різання, що обумовлені процесом "чистого" різання, Н;

$P_{z_{тр}}$ ,  $P_{y_{тр}}$  – тангенціальна і радіальна складові сили різання, що обумовлені процесом тертя зв'язки круга із матеріалом, Н.

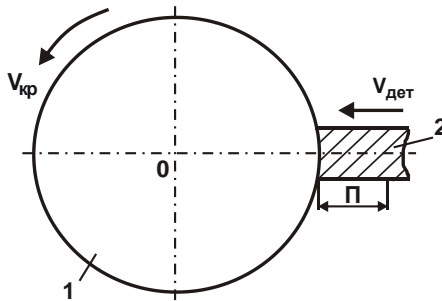


Рисунок 1.7 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Складові сили різання  $P_{z_{різ}}$  і  $P_{y_{різ}}$  аналітично описуються залежностями [60]:

$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot S_{мит} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}}; \quad (1.28)$$

$$P_{y_{різ}} = \frac{P_{z_{різ}}}{K_{різ}}, \quad (1.29)$$

де  $S_{мит} = Q/V_{кр}$  – миттєва сумарна площа поперечного перетину зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м<sup>2</sup>;

$Q = F \cdot V_{\text{дет0}}$  – фактична продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

$F$  – площа поперечного перетину оброблюваного прямолінійного зразка, м<sup>2</sup>;

$V_{\text{дет0}}$  – фактична лінійна швидкість знімання матеріалу, м/с ( $V_{\text{дет0}} \leq V_{\text{дет}}$ );

$K_{\text{різ}} = P_{\text{zріз}} / P_{\text{yріз}} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$  – коефіцієнт різання;

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

$\gamma$  – умовний (негативний) передній кут ріжучого зерна.

Остаточно залежність (1.29) набуває вигляду:

$$P_{\text{yріз}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma). \quad (1.30)$$

Як витікає із залежностей (1.28) і (1.30), складові сили різання  $P_{\text{zріз}}$  і  $P_{\text{yріз}}$  тим менше, чим менше параметри  $\sigma$ ,  $F$ ,  $V_{\text{дет0}}$  і більше швидкість круга  $V_{\text{кр}}$ . На радіальну складову сили різання  $P_{\text{yріз}}$  значно впливає кут дії ( $\psi + \gamma$ ) (табл. 1.1, рис. 1.8).

Таблиця 1.1 – Розрахункові значення тригонометричної функції  $\text{tg}(\psi + \gamma)$

$(\psi + \gamma), ^\circ$	0	10	30	45	60	90
$\text{tg}(\psi + \gamma)$	0	0,176	0,577	1	1,732	$\infty$

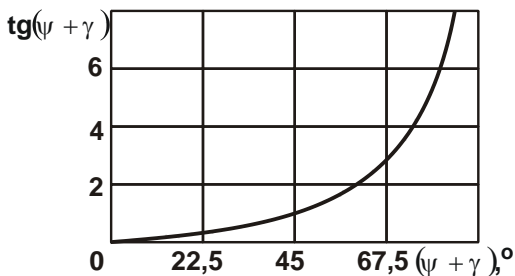


Рисунок 1.8 – Графік функції  $\text{tg}(\psi + \gamma)$

Зі збільшенням кута дії  $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$  радіальна складова сили різання  $P_{y_{різ}}$  необмежено збільшується. Отже, необхідно зменшувати кути  $\psi$  і  $\gamma$  шляхом зменшення інтенсивності тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом і підвищення його гостроти.

Складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  і  $P_{y_{тр}}$  виникають у разі наявності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, коли виконується умова  $V_{дет0} \leq V_{дет}$ . У цьому випадку оброблюваний матеріал, що підводиться у зону різання, не встигає повністю віддалятися ріжучими зернами круга і тому в технологічній системі виникає пружне переміщення  $y$ , яке з часом обробки  $\tau$  збільшується за залежністю:

$$y = (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \quad (1.31)$$

Відповідно, величина пружного переміщення  $y$  визначає виникнення в технологічній системі радіальної складової сили різання  $P_{y_{тр}}$ , яка характеризує інтенсивність тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом:

$$P_{y_{тр}} = c \cdot y = c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau, \quad (1.32)$$

де  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м.

Із урахуванням залежностей  $Q_{ном} = F \cdot V_{дет} \cdot \tau$  і  $Q = F \cdot V_{дет0} \cdot \tau$  залежність (1.32) набуде вигляду:

$$P_{y_{тр}} = \frac{c}{F} \cdot (Q_{ном} - Q) \cdot \tau, \quad (1.33)$$

де  $Q_{ном}$ ,  $Q$  – номінальна і фактична продуктивності обробки,  $m^3/c$ .

Отже, виникнення в технологічній системі радіальної складової сили різання  $P_{y_{тр}}$  пов'язане із розходженням номінальної і фактичної продуктивності обробки ( $Q_{ном} > Q$ ). За умови рівності  $Q_{ном} = Q$  сила  $P_{y_{тр}} = 0$ . Тому підвищити ефективність процесу шліфування можна забезпеченням повного знімання матеріалу, що підводиться в зону різання, тобто виконанням умови  $Q_{ном} = Q$ , яка відповідає умові  $P_{y_{тр}} = 0$ .

Тангенціальна складова сили різання  $P_{z_{тр}}$  пов'язана із радіальною складовою сили різання  $P_{y_{тр}}$  відношенням  $P_{z_{тр}} / P_{y_{тр}} = f_1$ , де  $f_1$  – коефіцієнт тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тоді

$$P_{z_{тр}} = f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \quad (1.34)$$

Як витікає із залежностей (1.34) і (1.32), складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  і  $P_{y_{тр}}$  тим менше, чим менше параметри  $f_1$ ,  $c$ ,  $(V_{дет} - V_{дет0})$  і  $\tau = \Pi/V_{дет}$ , де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається,  $m$  (рис. 1.7).

За умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  і  $P_{y_{тр}}$  дорівнюють нулю. Тому в процесі шліфування необхідно прагнути виконувати умову  $V_{дет0} \rightarrow V_{дет}$  шляхом підтримання на протязі обробки високої ріжучої здатності шліфувального круга та вилучення інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це досягається реалізацією процесу шліфування в режимі самозагострювання круга або в режимі його безперервного правлення.

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  $P_z$  і радіальної  $P_y$  складових сили різання, а також величини пружного переміщення  $y = P_y / c$  аналітично виражаться:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau; \quad (1.35)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau; \quad (1.36)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \quad (1.37)$$

Як витікає із залежності (1.35), зі зменшенням швидкості  $V_{дет0}$  (у зв'язку зі зношуванням зерен і затупленням круга) перший доданок залежності зменшується, а другий доданок, навпаки, збільшується. Однак під час цього збільшується й умовне напруження різання  $\sigma$ , що в остаточному підсумку призводить до збільшення першого доданка залежності (1.35) із часом обробки.

Така сама закономірність простежується за умови зміни радіальної складової сили різання  $P_y$  і величини пружного переміщення  $y = P_y / c$ , які визначаються залежностями (1.36) і (1.37). У даному випадку збільшення перших і других доданків із часом обробки проходить

із більшою інтенсивністю, оскільки перший доданок містить додатково множник  $\text{tg}(\psi + \gamma)$ , який збільшується в міру затуплення ріжучого зерна (завдяки збільшенню негативного переднього кута  $\gamma$ ). Другий доданок залежності (1.36) більше другого доданка залежності (1.35), оскільки  $f_1 < 1$ . Тому другий доданок залежності (1.36) збільшується більш інтенсивно із часом обробки.

На рис. 1.9 наведено результати розрахунків першого і другого доданків залежностей (1.35) – (1.37) для вихідних даних:  $\sigma = 10^5 \text{ Н/мм}^2$ ;  $F = 100 \text{ мм}^2$ ;  $V_{\text{дет0}} = 6 \text{ мм/хв} = 0,1 \text{ мм/с}$ ;  $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с} = 3 \cdot 10^4 \text{ мм/с}$ ;  $c = 3 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}$ ;  $f_1 = 0,4$ ;  $V_{\text{дет}} = 7 \text{ мм/хв} = 0,117 \text{ мм/с}$ ;  $\psi = 30^\circ$ ;  $\gamma = 45^\circ$ ;  $\text{tg}(\psi + \gamma) = \text{tg}75^\circ = 3,772$ .

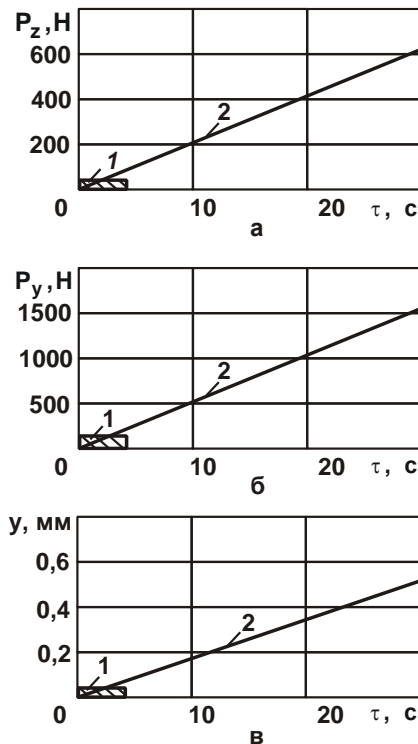


Рисунок 1.9 – Розрахункові значення першого (1) і другого (2) доданків залежностей (1.35), (1.36) і (1.37)

Як видно, перший доданок залежності (1.35) 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 та складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ . Отже, для ефективного використання даної схеми шліфування необхідно вилучити утворення другого доданка в залежностях (1.35) – (1.37) шляхом застосування більш прогресивного шліфувального круга, який працює в режимі самозагострювання та забезпечує повне знімання оброблюваного матеріалу, що підводиться у зону різання ( $V_{дет0} = V_{дет}$ ).

Таким чином теоретично встановлено, що в умовах роботи шліфувального круга в режимі затуплення складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  із часом обробки  $\tau$  необмежено збільшуються (рис. 1.10).

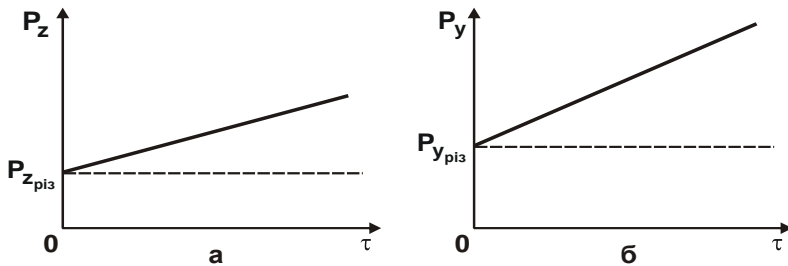


Рисунок 1.10 – Характер зміни складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  із часом обробки  $\tau$

Це, очевидно, призводить до зниження точності обробки, збільшення температури шліфування й, відповідно, зниження якості обробки. Тому застосування розглянутої жорсткої схеми шліфування малоєфективне, оскільки 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 може призвести до збільшення часу обробки й, відповідно, до зменшення продуктивності обробки.

Як показує практика, для ефективного здійснення процесу шліфування в даних умовах доцільно здійснювати імпрегнування абразивного круга [108, 110], забезпечуючи цим підвищення його ріжучих властивостей, що призводить до зменшення інтенсивності тертя зв'язки і зерен круга із оброблюваним матеріалом (зменшення коефіцієнта тертя  $f_1$  у залежності (1.35)) тощо. Виходячи із залежності (1.35), доцільно зменшувати тангенціальну складову  $P_z$ , а відповідно, і радіальну складову  $P_y$  сили різання.

Традиційно ефективність процесу шліфування оцінюють відношенням тангенціальної  $P_z$  і радіальної  $P_y$  складових сили різання, тобто коефіцієнтом шліфування  $K_{ш}$ , який визначається залежністю:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau}{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau}. \quad (1.38)$$

За умови  $\tau \rightarrow 0$ , тобто в початковий момент обробки, залежність (1.38) набуває спрощеного вигляду:

$$K_{ш} = K_{різ} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma). \quad (1.39)$$

Як витікає із рис. 1.11, отриманого на основі використання залежності (1.39), 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 і знаменнику залежності (1.38) збільшуються та стають більше перших доданків. Тому зневажаючи (у першому наближенні) першими доданками в чисельнику і знаменнику залежності (1.38), отримано:

$$K_{ш} = f_1 = \operatorname{tg}\psi_1 = \operatorname{ctg}(90^\circ - \psi_1), \quad (1.40)$$

де  $\psi_1$  – умовний кут тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Отже, коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  визначається коефіцієнтом  $f_1$ .



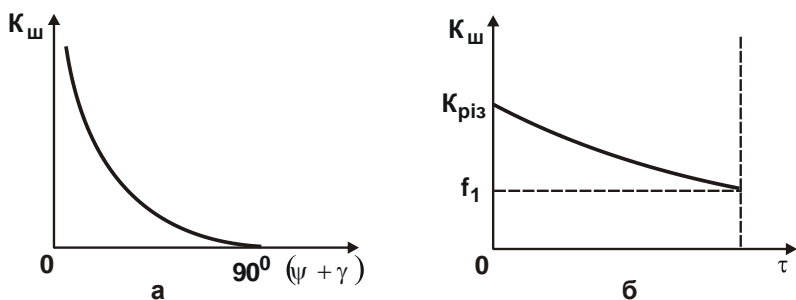


Рисунок 1.11 – Залежності  $K_{ш}$  від кута дії  $(\psi + \gamma)$  (а) і часу обробки  $\tau$  (б)

Порівняння залежностей (1.39) і (1.40) указує на те, що в початковий момент обробки для невеликого кута  $\gamma$  кут  $(90^\circ - \psi_1)$  більше кута дії  $(\psi + \gamma)$  і тому, виходячи із рис. 1.11а, виконується умова  $\text{ctg}(90^\circ - \psi_1) < \text{ctg}(\psi + \gamma)$ . Отже,  $\text{ctg}(\psi + \gamma) > f_1$  і характер зміни коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  із часом обробки  $\tau$  підкоряється залежності, показаній на рис. 1.11,б, тобто із часом обробки  $\tau$  коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  зменшується від значення  $K_{риз}$  до значення  $f_1$ .

Очевидно, за умови  $K_{ш} = f_1$  процес різання і знімання оброблюваного матеріалу фактично відсутні, тобто має місце лише тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це призводить до збільшення пружного переміщення в технологічній системі із часом обробки  $\tau$ . Виходячи із цього, можна визначити кут дії  $(\psi + \gamma)$ , за умови якого процес різання переходить у процес тертя зв'язки круга із 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 ріжучого зерна  $\gamma$ , за умови якого відбувається перехід від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, дорівнює:

$$\gamma = 90^\circ - \psi_1 - \psi. \quad (1.41)$$

Як видно, кут  $\gamma$  тим менше, чим більше 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 із виникненням у технологічній системі значних пружних переміщень і, відповідно, значної сили різання, яка безупинно збільшується із часом обробки  $\tau$ .

Аналіз залежності (1.38) показує, що основним шляхом збільшення коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  і підвищення продуктивності та якості обробки в процесі шліфування є виконання умови  $V_{дет0} = V_{дет}$ . У цьому випадку коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  набуває найбільшого значення, яке визначається залежністю (1.39), і процес шліфування здійснюється із найбільшою ефективністю. Додатковою умовою збільшення коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  слід розглядати зменшення кута дії  $(\psi + \gamma)$  завдяки забезпеченню високої ріжучої здатності шліфувального круга.

Важливо провести аналіз одного із основних параметрів процесу різання – енергоємності обробки  $E$ , яка дорівнює відношенню роботи різання  $A_{різ} = N \cdot \tau$  до об'єму знятого матеріалу  $\vartheta = Q \cdot \tau$  [79]:

$$E = \frac{A_{різ}}{\vartheta} = \frac{N \cdot \tau}{Q \cdot \tau} = \frac{N}{Q}. \quad (1.42)$$

У процесі шліфування за схемою, показаною на рис. 1.7, справедливі відношення:  $N = P_z \cdot V_{кр}$ ;  $Q = F \cdot V_{дет0}$ . У результаті залежність (1.42) набуває вигляду:

$$E = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F \cdot V_{дет0}}. \quad (1.43)$$

Із урахуванням залежності (1.35) остаточно отримано:

$$E = \sigma + \left( \frac{V_{дет}}{V_{дет0}} - 1 \right) \cdot \frac{f_1 \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}{F}. \quad (1.44)$$

Як видно, енергоємність обробки  $E$  визначають двома доданками, перший із яких дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ , а другий – енергоємності процесу тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. За умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  другий доданок залежності (1.44) дорівнює нулю, тому енергоємність обробки  $E$  дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ . У випадку  $V_{дет0} < V_{дет}$  зменшити другий доданок залежності (1.44) і енергоємність обробки  $E$  можна зменшенням параметрів  $f_1$ ,  $c$ ,  $V_{кр}$ ,  $\tau$  і збільшенням  $F$ .

Як витікає із залежності (1.44), 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 і теплової напруженостей процесу шліфування.

### 1.3. Уточнений підхід до визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею

Отримані у п. 1.2 аналітичні залежності слід вважати спрощеними, оскільки в них не враховується зміна фактичної швидкості знімання металу  $V_{дет0}$  в реальному процесі шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею із часом обробки (рис. 1.7). Тому важливо встановити закон змінювання  $V_{дет0}$  із часом обробки. 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 із урахуванням залежності (1.30) отримано:

$$\sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) = c \cdot V_{дет} \cdot \tau - c \cdot \int V_{дет0} \cdot d\tau. \quad (1.45)$$

У підсумку отримане інтегральне рівняння, аналогічне рівнянню, отриманому в роботі [101] на основі іншого підходу. Якщо розглядати швидкість деталі  $V_{дет}$  постійною величиною та продиференціювати всі складові залежності (1.45) за часом обробки  $\tau$ , то отримано диференціальне рівняння, у якому невідомою функцією є  $V_{дет0}(\tau)$ :

$$\frac{dV_{дет0}}{d\tau} + P_1 \cdot V_{дет0} = P_2, \quad (1.46)$$

$$\text{де } P_1 = \frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)};$$

$$P_2 = \frac{c \cdot V_{кр} \cdot V_{дет}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)}.$$

Розв'язок диференціального рівняння (1.46) відомий і виражається залежністю [9]:

$$V_{дет0} = \left[ \int d\tau \cdot P_2 \cdot e^{\int P_1 d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int P_1 d\tau}, \quad (1.47)$$

де  $C_1$  – постійна інтегрування.

Після перетворень залежності (1.47) отримано:

$$V_{дет0} = V_{дет} + C_1 \cdot e^{-P_1 \cdot \tau}. \quad (1.48)$$

Із урахуванням початкової умови  $V_{дет0}(\tau = 0) = 0$  постійна інтегрування  $C_1 = -V_{дет}$ . Тоді залежність (1.48) набуває вигляду:

$$V_{дет0} = V_{дет} \cdot (1 - e^{-P_1 \cdot \tau}) = V_{дет} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \tau} \right). \quad (1.49)$$

Загальний вигляд залежності (1.49) показаний на рис. 1.12,а. Як видно, із часом обробки  $\tau$  швидкість  $V_{дет0}$  асимптотично наближається до номінального значення  $V_{дет}$ .

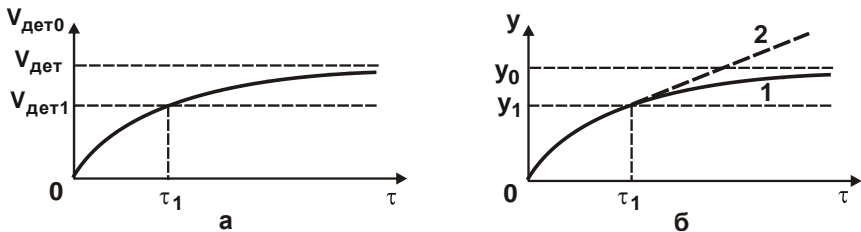


Рисунок 1.12 – Залежності швидкості  $V_{дет0}$  (а) й величини пружного переміщення  $y$  (б) від часу обробки  $\tau$

Величина пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі, із урахуванням залежності (1.49) набуває вигляду:

$$y = V_{дет} \cdot \tau - \int V_{дет0} \cdot d\tau = V_{дет} \cdot \tau - V_{дет} \cdot \tau - \frac{V_{дет}}{P_1} \cdot e^{-P_1 \cdot \tau} + C_2, \quad (1.50)$$

де  $C_2$  – постійна інтегрування.

Із урахуванням початкової умови  $y(\tau = 0) = 0$  постійна інтегрування  $C_2 = V_{дет} / P_1$ . Тоді залежність (1.50) набуває вигляду:

$$y = \frac{V_{дет}}{P_1} \cdot (1 - e^{-P_1 \cdot \tau}) = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right). \quad (1.51)$$

Як видно, залежності (1.51) і (1.49) мають однакову структуру, тобто параметри  $V_{дет0}$  та  $y$  змінюються за однаковим законом (рис. 1.12,б). Номінальна величина пружного переміщення  $y_0$ , відповідно до залежності (1.51), визначається:

$$y_0 = \frac{V_{дет}}{P_1} = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{c \cdot V_{кр}}. \quad (1.52)$$

Зменшити величину  $y_0$  можна зменшенням параметрів  $\sigma$ ,  $F$ ,  $\psi$ ,  $\gamma$ ,  $V_{дет}$  і збільшенням параметрів  $c$ ,  $V_{кр}$ . Установлений характер зміни функції  $V_{дет0}$ , згідно залежності (1.49), 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 (рис. 1.12,а). Час до моменту стабілізації  $\tau = \tau_1$  визначається із залежності (1.48) за умови  $V_{дет0} = V_{дет1}$ , тобто

$$V_{дет1} = V_{дет} - V_{дет} \cdot e^{-P_1 \cdot \tau_1}. \quad (1.53)$$

Звідки після перетворень отримано:

$$\tau_1 = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)}{c \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left| \frac{1}{\left( 1 - \frac{V_{дет1}}{V_{дет}} \right)} \right|. \quad (1.54)$$

Аналогічно величині  $y_0$ , яка визначається залежністю (1.52), 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. 1.12,б), тобто

$$y = y_1 + (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot (\tau - \tau_1), \quad (1.55)$$

де  $y_1 = \frac{V_{дет}}{P_1} \cdot (1 - e^{-P_1 \cdot \tau_1})$  – величина пружного переміщення за умови  $\tau = \tau_1$ .

Із урахуванням залежності (1.49) за умови  $\tau = \tau_1$  отримано:

$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \tau_1} \right) + (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot (\tau - \tau_1). \quad (1.56)$$

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 (1.56) відрізняється від аналогічної спрощеної залежності (1.31) 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 (1.51), яка описується експонентною функцією й показана на рис. 1.12,б.

Радіальна складова сили різання  $P_y = c \cdot u$  з урахуванням залежності (1.56) набуває вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \tau_1} \right) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot (\tau - \tau_1). \quad (1.57)$$

Відповідно, тангенціальна складова сили різання  $P_z = P_y \cdot K_{ш}$  із урахуванням залежності (1.57) виражається:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет} \cdot K_{ш}}{V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \tau_1} \right) + c \cdot K_{ш} \cdot (V_{дет} - V_{дет1}) \cdot (\tau - \tau_1). \quad (1.58)$$

Залежності (1.57) і (1.58) мають більш складний вигляд порівняно із аналогічними спрощеними залежностями (1.35) і (1.36). 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 (1.58) входить коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$ , який відрізняється від значень  $\operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$  і  $1/f_1$  й тому не призводить у відповідність залежності (1.35) і (1.58). Однак характер зміни складових сили

різання  $P_z$  і  $P_y$  від усіх доданків, які входять у розглянуті залежності (1.35), (1.36), (1.57) і (1.58), аналогічний. Тому в першому наближенні із метою спрощення аналізу параметрів обробки слід використовувати наближені залежності (1.35) і (1.36). За умови  $\tau_1 \rightarrow 0$  ці залежності незначно відрізняються від залежностей (1.58) і (1.57).

За умови  $V_{дет} = V_{дет1}$  другі доданки в залежностях (1.57) і (1.58) відсутні, а коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  визначається залежністю (1.39). Тоді залежності (1.57) і (1.58) набувають вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) \cdot V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right); \quad (1.59)$$

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)} \cdot \tau} \right). \quad (1.60)$$

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.

#### **1.4. Розрахунок параметрів шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею без урахування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом**

Важливо розглянути умови шліфування (рис. 1.7), за яких відсутнє тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тоді залежність (1.26) набуває спрощеного вигляду:

$$P_z = P_{z_{різ}}, \quad (1.61)$$

$$\text{де } P_{z_{різ}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет_{ср}}}{V_{кр}};$$

$V_{дет_{ср}}$  – середня швидкість знімання матеріалу за час  $\tau$ , яка обумовлена виникненням у технологічній системі пружного переміщення, м/с.

Із урахуванням відношень:  $P_y = c \cdot y = c \cdot (V_{дет} \cdot \tau - V_{детср} \cdot \tau)$ ;  
 $P_z = K_{різ} \cdot P_y$ , залежність (1.61) набуває вигляду рівняння відносно змінної величини  $V_{детср}$ :

$$K_{різ} \cdot c \cdot (V_{дет} \cdot \tau - V_{детср} \cdot \tau) = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{детср}}{V_{кр}}. \quad (1.62)$$

Розв'язуючи рівняння (1.62) відносно  $V_{детср}$ , отримано:

$$V_{детср} = \frac{V_{дет}}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}\right)}. \quad (1.63)$$

На рис. 1.13,а показано графік залежності  $V_{детср}$  від часу обробки  $\tau$ . Як видно, із часом обробки середня швидкість знімання матеріалу  $V_{детср}$  безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до заданого значення швидкості деталі  $V_{дет}$ .

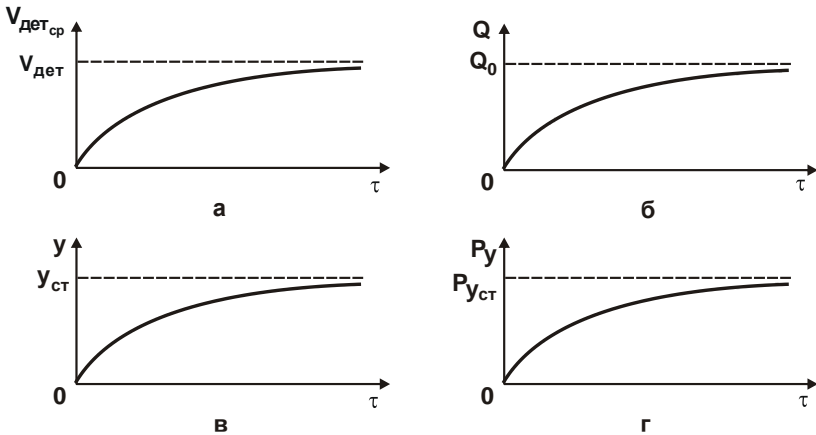


Рисунок 1.13 – Залежності параметрів  $t_f$  (а),  $Q$  (б),  $y$  (в) і  $P_y$  (г) від  $\tau$

Так саме змінюється й продуктивність обробки (рис. 1.13,б):

$$Q = F \cdot V_{детср} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{K_{різ} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot \tau}\right)}, \quad (1.64)$$



де  $Q_0 = F \cdot V_{\text{дет}}$  – номінальна продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

Величина пружного переміщення визначається залежністю:

$$y = (V_{\text{дет}} \cdot \tau - V_{\text{детср}} \cdot \tau) = \frac{V_{\text{дет}} \cdot \tau}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (1.65)$$

Як видно, за умови  $\tau = 0$  величина пружного переміщення дорівнює  $y = 0$ , а за умови  $\tau \rightarrow \infty$ , внаслідок переваги в знаменнику залежності (1.65) другого доданку, величина пружного переміщення визначається:

$$y = y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{P_{\text{уст}}}{c}, \quad (1.66)$$

де  $y_{\text{ст}}$ ,  $P_{\text{уст}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{кр}}}$  – сталі значення величини пружного переміщення й радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Отже, із часом обробки  $\tau$  величина пружного переміщення безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{\text{ст}}$  (рис. 1.13,в). За таким самим законом змінюється й радіальна  $P_y = c \cdot y$  складова сили різання:

$$P_y = \frac{c \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (1.67)$$

Із часом обробки  $\tau$  радіальна  $P_y$  складова сили різання збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $P_{y_{\text{ст}}}$  (рис. 1.13,в).

## 1.5. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із фіксованим радіальним зусиллям

Аналіз залежностей (1.35) і (1.36) 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 (1.35), (1.36) і вилучити другі доданки, тобто вилучити вплив часу обробки  $\tau$  на складові сили рі-

зання, що є основною умовою стабільного протікання процесу шліфування із часом обробки. Із погляду ефективності даного рішення, на практиці набуло застосування шліфування з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ , тобто так зване шліфування за пружною схемою (рис. 1.14 [79]). Очевидно у цьому випадку радіальна складова сили різання  $P_y$  – постійна, а тангенціальна складова сили різання  $P_z$  – змінна у часі. Тоді залежність (1.36) набуває спрощеного вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma). \quad (1.68)$$

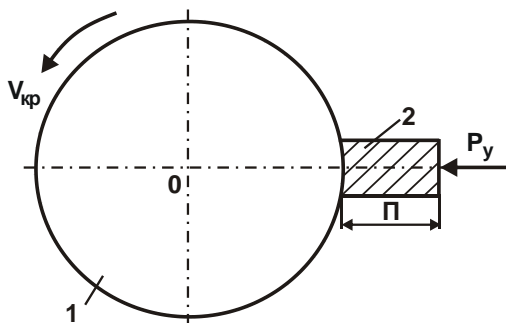


Рисунок 1.14 – Схема шліфування з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ : 1 – круг; 2 – деталь

Відповідно, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  із урахуванням залежності (1.27) опишеться:

$$\begin{aligned} P_z &= P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}} = K_{різ} \cdot P_{y_{різ}} + f_1 \cdot P_{y_{тр}} = K_{різ} \cdot P_{y_{різ}} + f_1 \cdot (P_y - P_{y_{різ}}) = \\ &= (K_{різ} - f_1) \cdot P_{y_{різ}} + f_1 \cdot P_y, \end{aligned} \quad (1.69)$$

де  $K_{різ} = P_{z_{різ}} / P_{y_{різ}} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$ .

Коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  виразиться:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = (K_{різ} - f_1) \cdot \frac{P_{y_{різ}}}{P_y} + f_1. \quad (1.70)$$

На відміну від аналогічних залежностей (1.35) і (1.36), отриманих для процесу шліфування із фіксованою швидкістю радіальної подачі

(тобто для шліфування за жорсткою схемою), залежності (1.69) і (1.70) 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 негативний вплив тривалості обробки  $\tau$  на технологічні показники шліфування. Властиво цим і пояснюється ефективність застосування на практиці даної схеми шліфування.

Графічно характер зміни коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$  зі збільшенням відношення  $P_{y_{\text{різ}}} / P_y$  показано на рис. 1.15. За умови  $P_{y_{\text{різ}}} / P_y = 1$  коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  набуває найбільшого значення, рівного  $K_{\text{різ}} > f_1$ .

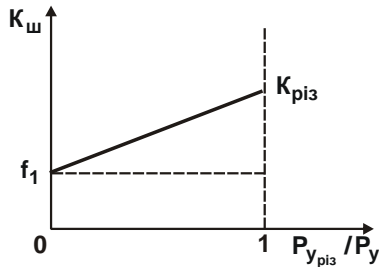


Рисунок 1.15 – Залежність коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$  від відношення  $P_{y_{\text{різ}}} / P_y$

Із урахуванням коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}} = P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$  та відомого відношення  $f_1 = \text{tg}\psi_1$  залежність (1.70) набуває вигляду:

$$K_{\text{ш}} = [\text{ctg}(\psi + \gamma) - \text{tg}\psi_1] \cdot \frac{P_{y_{\text{різ}}}}{P_y} + f_1. \quad (1.71)$$

Для здійснення процесу шліфування необхідно виконувати умову:  $\text{ctg}(\psi + \gamma) > \text{tg}\psi_1$  або  $\text{tg}(90^\circ - \psi - \gamma) > \text{tg}\psi_1$ , звідки  $90^\circ - \psi - \gamma > \psi_1$  або

$$\gamma < 90^\circ - \psi - \psi_1. \quad (1.72)$$

Як встановлено, за умов  $\psi = 10^\circ$  і  $\psi_1 = 20^\circ$  передній (негативний) кут ріжучого зерна  $\gamma$  повинен бути менше  $60^\circ$ , у протилежному випадку процес шліфування нездійснений – буде мати місце лише процес тертя зв'язки і зерен круга із оброблюваним матеріалом.

Таким чином показано, що збільшити коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  і, тим самим, підвищити ефективність шліфування можна збільшенням двох параметрів:  $K_{\text{різ}}$  і  $P_{\text{уріз}}$ . Збільшення коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$  досягається зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma$  завдяки застосуванню абразивних матеріалів, які характеризуються високою гостротою ріжучих кромки, наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів, а також за рахунок підтримки високої ріжучої здатності шліфувального круга шляхом забезпечення його роботи в режимі самозагострювання або періодичного чи безперервного правлення [66].

Збільшити складову сили різання  $P_{\text{уріз}}$  можна шляхом збільшення висот виступу ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, наприклад, шляхом застосування ефективних методів правлення круга, прогресивного процесу алмазно-іскрового шліфування [5], заснованого на введенні у зону різання додаткової енергії у формі електричних розрядів тощо.

У залежності (1.69) і (1.70) входить невідома величина  $P_{\text{уріз}}$ , яка за фізичною суттю повинна бути пов'язана із фактичною продуктивністю обробки  $Q = F \cdot V_{\text{дет0}}$ . Для її визначення подано складову сили різання  $P_{\text{зріз}}$  у двох виглядах:  $P_{\text{зріз}} = K_{\text{різ}} \cdot P_{\text{уріз}}$  і  $P_{\text{зріз}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}}$ .

Після порівняння цих двох залежностей отримано:

$$P_{\text{уріз}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}} \quad (1.73)$$

Як видно, складову сили різання  $P_{\text{уріз}}$  однозначно визначається швидкістю  $V_{\text{дет0}}$ , тобто чим більше  $V_{\text{дет0}}$  і, відповідно, продуктивність обробки, тим більше  $P_{\text{уріз}}$ . У цьому разі зі зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  і збільшенням  $K_{\text{різ}}$  і  $V_{\text{кр}}$  складову сили різання  $P_{\text{уріз}}$  зменшується. Отже, досягнення заданого значення швидкості  $V_{\text{дет0}}$

(продуктивності обробки) відбувається для меншого значення  $P_{y_{piz}}$ . Після підстановки залежності (1.73) у залежності (1.69) і (1.70) отримано:

$$P_z = \left(1 - \frac{f_1}{K_{piz}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot P_y; \quad (1.74)$$

$$K_{ш} = \left(1 - \frac{f_1}{K_{piz}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр} \cdot P_y} + f_1. \quad (1.75)$$

У роботі [97] наведено аналітичну залежність, що пов'язує умовне напруження різання  $\sigma$  із коефіцієнтом різання  $K_{piz}$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{piz}}. \quad (1.76)$$

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

Після підстановки залежності (1.76) у залежність (1.75) отримано:

$$K_{ш} = \left(1 - \frac{f_1}{K_{piz}}\right) \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot F \cdot V_{дет0}}{K_{piz} \cdot V_{кр} \cdot P_y} + f_1. \quad (1.77)$$

Із залежності (1.77) витікає, що коефіцієнт різання  $K_{piz}$ , який входить у круглі дужки, більшою мірою впливає на  $K_{ш}$ , ніж коефіцієнт різання  $K_{piz}$ , який входить у знаменник першого доданка. Тому зі збільшенням коефіцієнта різання  $K_{piz}$  коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  збільшується. Із фізичної точки зору це обумовлено підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга.

Для більш повного уявлення щодо технологічних можливостей пружної схеми шліфування важливо провести аналіз енергоємності обробки  $E$ , яка після перетворень із урахуванням залежностей (1.26) і (1.73) аналітично описується:

$$\begin{aligned} E &= \frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{Q} = \frac{(P_{z_{piz}} + P_{z_{тр}}) \cdot V_{кр}}{Q} = \frac{V_{кр}}{Q} \cdot \left( \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} + P_{z_{тр}} \right) = \\ &= \sigma + P_{z_{тр}} \cdot \frac{\sigma}{K_{piz} \cdot P_{y_{piz}}} = \sigma \cdot \left[ 1 + \frac{(P_z - P_{z_{piz}})}{K_{piz} \cdot P_{y_{piz}}} \right] = \sigma \cdot \left[ 1 + \frac{(K_{ш} \cdot P_y - K_{piz} \cdot P_{y_{piz}})}{K_{piz} \cdot P_{y_{piz}}} \right] = \\ &= \sigma \cdot \left[ 1 + \left( \frac{K_{ш}}{K_{piz}} \cdot \frac{P_y}{P_{y_{piz}}} - 1 \right) \right] = \sigma \cdot \frac{K_{ш}}{K_{piz}} \cdot \frac{P_y}{P_{y_{piz}}} = \sigma \cdot \frac{P_z}{P_{z_{piz}}}. \quad (1.48) \end{aligned}$$

Звідки

$$\frac{E}{\sigma} = \frac{P_z}{P_{z_{\text{різ}}}}. \quad (1.79)$$

Як видно, відношення  $E/\sigma$  і  $P_z/P_{z_{\text{різ}}}$  однакові, тобто енергоємність обробки  $E$  у загальному випадку пропорційна умовному напруженню різання  $\sigma$  (перевищує значення  $\sigma$ ), а за умови  $P_z/P_{z_{\text{різ}}} = 1$  – дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ .

Із залежності (1.78) витікає важливе відношення:

$$\frac{E}{K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{P_y}{P_{y_{\text{різ}}}}. \quad (1.80)$$

Для зручності аналізу залежність (1.80) слід подати у вигляді:

$$\frac{E}{K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{P_{y_{\text{різ}}}}{P_y}\right)} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y_{\text{тр}}}}{P_y}\right)}. \quad (1.81)$$

Залежність (1.81) відповідає залежності, яку наведено в роботі [3] та яку отримано іншим розрахунковим методом. На рис. 1.16,а графічно показано характер зміни відношення  $E/K_{\text{ш}}$  від  $P_{y_{\text{різ}}}/P_y$ . Зі збільшенням  $P_{y_{\text{різ}}}/P_y$  від 0 до 1 відношення  $E/K_{\text{ш}}$  зменшується і набуває найменшого значення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , яке відповідає процесу "чистого" різання.

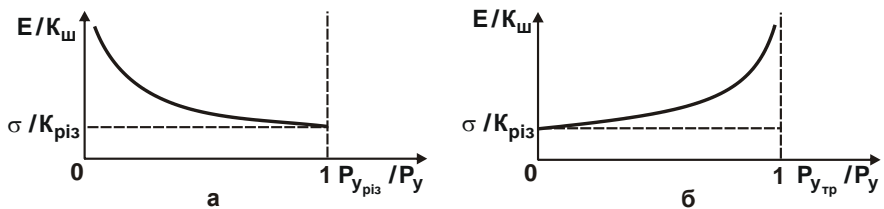


Рисунок 1.16 – Залежності  $E/K_{\text{ш}}$  від  $P_{y_{\text{різ}}}/P_y$  (а) і  $P_{y_{\text{тр}}}/P_y$  (б)

Отже, чим більше відношення  $P_{y_{\text{тр}}}/P_y$ , тим більше відношення  $E/K_{\text{ш}}$ , яке може суттєво перевищувати значення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  (рис. 1.16,б). Це підтверджується відомими експериментальними даними, згідно

яким відношення  $E/K_{\text{ш}}$  може до 100 разів перевищувати відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , наприклад, у процесі шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках, які із часом обробки втрачають ріжучу здатність. Тому, щоб зменшити відношення  $E/K_{\text{ш}}$  до значення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , необхідно в процесі шліфування постійно підтримувати високу ріжучу здатність круга шляхом використання ефективних методів правлення (механічних і електрофізикохімічних). Цим фактично вилучається тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, а також вчасно віддаляються із робочої поверхні круга затуплені зерна.

Таким чином показано, що зі збільшенням інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, яке визначається відношенням  $P_{\text{yтр}}/P_{\text{y}}$ , відношення  $E/K_{\text{ш}}$  необмежено збільшується (рис. 1.16,б). Отже, для зменшення енергоємності обробки  $E$  необхідно збільшувати відношення  $P_{\text{yріз}}/P_{\text{y}} \rightarrow 1$ .

## 1.6. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із дискретною радіальною подачею

Прямолінійну деталь, показану на рис. 1.7, можна обробити за жорсткою схемою шліфування із дискретною радіальною подачею. Для цього необхідно оброблюваній деталі повідомити додаткове зворотно-поступальне переміщення в тангенціальному до круга напрямі із швидкістю  $V_{\text{дет}}$ , забезпечуючи періодичний вихід оброблюваної деталі із контакту із кругом (положення I і II на рис. 1.17).

Припустимо, що обробка здійснюється із номінальною глибиною шліфування  $t$ , заданою за лімбом верстата. У цьому разі на першому проході фактична глибина шліфування  $t_{\text{ф1}}$  завжди менше номінальної глибини шліфування  $t$  внаслідок тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і виникнення в системі пружного переміщення  $y_1$ , тобто

$$t_{\text{ф1}} = t - y_1. \quad (1.82)$$

У результаті з кожним наступним проходом  $n$  оброблюваної деталі фактична глибина шліфування  $t_{\text{ф}}$  і величина пружного переміщення пропорційно збільшуються:

$$t_{\phi} = n \cdot t_{\phi 1}; \quad (1.83)$$

$$y = n \cdot y_1. \quad (1.84)$$

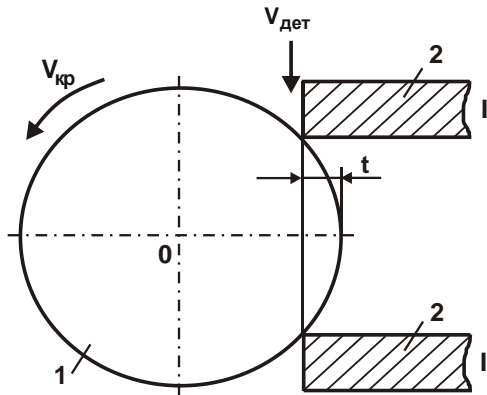


Рисунок 1.17 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування:  
1 – круг; 2 – деталь

Тоді радіальна  $P_{y_{тр}}$  і тангенціальна  $P_{z_{тр}} = f_1 \cdot P_{y_{тр}}$  складові сили різання, які обумовлені тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, опишуться:

$$P_{y_{тр}} = c \cdot y = c \cdot n \cdot y_1; \quad (1.85)$$

$$P_{z_{тр}} = f_1 \cdot c \cdot n \cdot y_1. \quad (1.86)$$

де  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м;

$f_1$  – коефіцієнт тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Зі збільшенням кількості проходів  $n$  складові сили різання  $P_{z_{тр}}$  і  $P_{y_{тр}}$  пропорційно збільшуються, набуваючи достатньо значних значень.

Це призводить до зниження якості і точності оброблюваних поверхонь унаслідок виникнення різного роду дефектів (припикань, мікротріщин, мікровідколів тощо), а також може привести до поломки шліфувального верстата або зупинки електродвигуна верстата.

Тангенціальна  $P_{z_{різ}}$  і радіальна  $P_{y_{різ}}$  складові сили різання, які обумовлені процесом "чистого" різання, у цьому випадку визначаються:



$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}}; \quad (1.87)$$

$$P_{y_{різ}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}}. \quad (1.88)$$

Тоді сумарні тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання опишуться:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot n \cdot y_1; \quad (1.89)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{K_{різ} \cdot V_{кр}} + c \cdot n \cdot y_1. \quad (1.90)$$

Відповідно, коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  виразиться:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot n \cdot y_1}{\frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф1}}{K_{різ} \cdot V_{кр}} + c \cdot n \cdot y_1}. \quad (1.91)$$

Наведені залежності (1.89) – (1.91) аналогічні залежностям (1.35) і (1.36), отриманим для схеми шліфування з безперервною радіальною подачею (рис. 1.7), розглядаючи в них замість часу обробки  $\tau$  кількість проходів  $n$ . Отже, всі закономірності, установлені для схеми шліфування, показаної на рис. 1.7, справедливі і для схеми шліфування, показаної на рис. 1.17.

Основною умовою зниження параметрів силової напруженості процесу шліфування у даному випадку також є вилученням інтенсивного тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом шляхом забезпечення високої ріжучої 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 із тим, в умовах низької жорсткості технологічної системи виникаюче пружне переміщення значне й усунути його на зворотному ході достатньо складно. Тому у підсумку із часом обробки збільшується маса "незнятого" матеріалу, що призводить до збільшення пружного переміщення, яке виникає в технологічній системі, та необхідності періодично припиняти процес шліфування. Очевидно, домогтися необхідної точності обробки в цих умовах неможливо, а процес шліфування відбувається з відносно низькою продуктивністю та високою трудомісткістю обробки. У зв'язку із цим, для виконання умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$  слід 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. 1.18 [73]).

Алмазне електрохімічне шліфування здійснювали із застосуванням алмазного круга AC2 100/80 на металевій зв'язці M5–5 із напругою  $U = 6$  В та силою електричного струму  $I = 30$  А.

Як витікає із рис. 1.18, зі збільшенням кількості подвійних ходів круга  $n$  в процесі звичайного алмазного шліфування тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання безупинно збільшуються, а в процесі електрохімічного алмазного шліфування – фактично залишаються постійними.

Це пов'язане із тим, що в процесі електрохімічного алмазного шліфування забезпечується підтримання високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці. У результаті суттєво зменшується інтенсивність тертя металеві зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і фактично зникають складові сили різання  $P_{z_{\text{тр}}}$  і  $P_{y_{\text{тр}}}$ . Сумарні тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання відповідно рівні:

$$P_z \approx P_{z_{\text{різ}}}; P_y \approx P_{y_{\text{різ}}}.$$

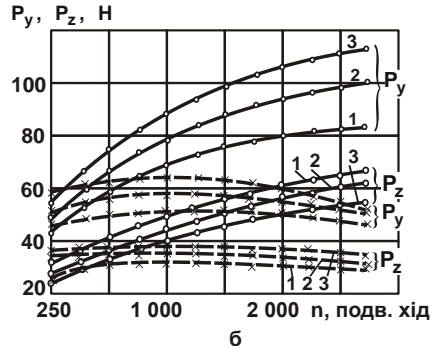
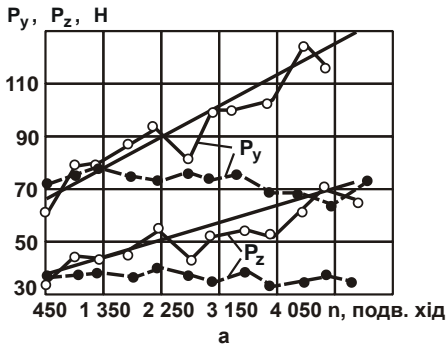


Рисунок 1.18 – Графіки зміни складових сили різання в процесі електрохімічного алмазного шліфування (штрихові лінії) і під час звичайного алмазного шліфування (суцільні лінії) [73]:

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 у зв'язку із відносно низькою ріжучою здатністю алмазного круга, у результаті чого із часом обробки (збільшенням кількості подвійних ходів круга) відбувається збільшення маси "незнятого" матеріалу і складових сили різання завдяки збільшенню 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 ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  [73] 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 указує на низьку ріжучу здатність алмазного круга.

Важливо провести аналіз енергоємності обробки  $E$  для даної схеми шліфування.

Із урахуванням відношень  $y_1 = t - t_{\phi 1}$  і  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi 1}$  отримано:

$$E = \frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{Q} = \sigma + \frac{f_1 \cdot c \cdot n \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \left( \frac{t}{t_{\phi 1}} - 1 \right). \quad (1.92)$$

Другий доданок залежності (1.92) визначається, головним чином, множителем  $\left( \frac{t}{t_{\phi 1}} - 1 \right)$ , 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 (1.92) 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. 1.19), що, очевидно, викликає підвищення силової і теплової напруженостей процесу шліфування та указує на необхідність виконання умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$ .

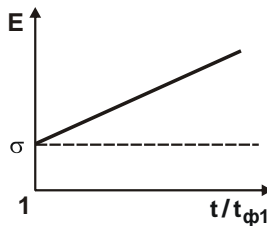


Рисунок 1.19 – Залежність енергоємності обробки  $E$  від відношення  $t/t_{\phi 1}$

Розглянемо процес плоского багатопрхідного шліфування за жорсткою схемою для випадку, коли відсутнє тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тоді тангенціальна складова сили різання опишеться залежністю  $P_z = P_{z_{\text{різ}}}$ . Із урахуванням співвідношень  $P_z = K_{\text{різ}} \cdot P_y$ ;  $P_y = c \cdot y = c \cdot (t \cdot n - t_{\phi} \cdot n)$  ця залежність набуває вигляду рівняння  $K_{\text{різ}} \cdot c \cdot (t \cdot n - t_{\phi} \cdot n) = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{V_{\text{кр}}}$ . Після розв'язання цього рівняння відносно невідомої величини  $t_{\phi}$ , отримано:

$$t_{\phi} = \frac{t}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (1.93)$$

Зі збільшенням  $n$  фактична глибина шліфування  $t_{\phi}$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до номінальної глибини шліфування  $t$ . За таким самим законом змінюється і продуктивність обробки. Величина  $y$  визначається залежністю:

$$y = (t \cdot n - t_{\phi} \cdot n) = \frac{t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (1.94)$$

Із залежності (1.94) витікає, що за умови  $n=0$  величина пружного переміщення  $y=0$ , а за умови  $n \rightarrow \infty$  внаслідок переважання у знаменнику залежності (1.94) другого доданку величина  $y$  визначиться:

$$y = y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{P_{y_{\text{ст}}}}{c}, \quad (1.95)$$

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  $y$  і радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Залежність (1.94) із урахуванням залежності (1.95) можна подати у вигляді:

$$y = \frac{1}{\left(\frac{1}{n \cdot t} + \frac{1}{y_{\text{ст}}}\right)} = \frac{y_{\text{ст}}}{\left(1 + \frac{y_{\text{ст}}}{n \cdot t}\right)}. \quad (1.96)$$

Як видно, за умови  $n=0$  величина пружного переміщення  $y=0$ , а за умови  $n \rightarrow \infty$ , відповідно,  $y \rightarrow y_{\text{ст}}$ . За таким самим законом буде змінюватися і радіальна  $P_y = c \cdot y$  складова сили різання.

Під час шліфування із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  виражається:

$$K_{\text{ш}} = \frac{P_z}{P_y} = \left(K_{\text{шріз}} - f_1\right) \cdot \frac{P_{y_{\text{різ}}}}{P_y} + f_1. \quad (1.97)$$

На відміну від аналогічної залежності (1.38), отриманої під час шліфування за жорсткою схемою, залежність (1.97) не містить часу  $\tau$ .

Отже, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  не збільшується із часом  $\tau$ , а це не призводить до підвищення силової і теплової напруженостей процесу шліфування. Це надзвичайно важливо із точки зору забезпечення точності та якості оброблюваних поверхонь. Іншими словами, застосування пружної схеми шліфування, на відміну від жорсткої схеми шліфування, дозволяє керувати процесом, виключаючи негативний вплив тривалості обробки  $\tau$  на технологічні показники шліфування. Саме цим і пояснюється ефективність застосування на практиці даної схеми шліфування.

### **1.7. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із початковим натягом у технологічній системі**

На практиці, поряд зі шліфуванням за жорсткою і пружною схем, набула застосування схема шліфування з початковим натягом у технологічній системі [34, 41], 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 (рис. 1.14). Це зусилля дорівнює пружно-відновлюваній силі, виникаючій в процесі шліфування:

$$P = c \cdot (\Pi - V_{\text{детср}} \cdot \tau), \quad (1.98)$$

де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається, яка дорівнює початковому натягу в технологічній системі, м;

$V_{\text{детср}}$  – середня швидкість знімання матеріалу за час обробки  $\tau$ , м/с.

Із урахуванням  $P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{детср}}}{V_{\text{кр}}}$  і умови  $P_y = P$  отримано:

$$V_{\text{детср}} = \frac{\Pi}{\left( \tau + \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} \right)}. \quad (1.99)$$

Як витікає із залежності (1.99), із часом обробки  $\tau$  середня швидкість знімання матеріалу  $V_{\text{детср}}$  зменшується, причому більше для меншого значення другого доданка, що входить у знаменник залежності.

Радіальна  $P_y$  складова сили різання із урахуванням залежності (1.99) виражається:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (1.100)$$

Збільшення часу обробки  $\tau$ , аналогічно характеру зміни середньої швидкості знімання матеріалу  $V_{\text{детср}}$ , 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

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)} \quad (1.101)$$

і підвищенню показників точності та якості оброблюваної поверхні.

Необхідно зазначити, що ефект обробки в цьому випадку, виходячи із залежності (1.100), 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, викликає 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 значень, які менше величини припуску. У цьому випадку знімання заданого припуску слід здійснювати за декілька етапів, періодично створюючи у технологічній системі початкові натяги, кратні величині припуску, що знімається.

Отримане рішення справедливо для схеми шліфування з безперервною швидкістю радіальної подачі, реалізованої, наприклад, у процесі круглого урізного шліфування із безперервною у часі швидкістю радіальної подачі  $S$  (рис. 1.20).

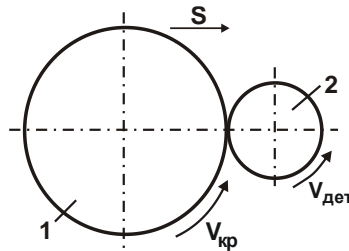


Рисунок 1.20 – Схема круглого урізного шліфування:

1 – круг; 2 – деталь

Разом із тим, на практиці набули застосування схеми круглого і плоского шліфування із дискретною у часі швидкістю радіальної подачі. Тому важливо встановити закономірності зміни знімання оброблюваного матеріалу для цієї схеми на етапі виходжування, тобто під час відключеної радіальної подачі, коли знімання матеріалу відбувається лише під дією пружно-відновлювальної сили:

$$P = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}). \quad (1.102)$$

Під час виходжування у процесі плоского шліфування сила  $P$  дорівнює радіальній складовій сили різання  $P_y$ , що визначається:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}}{V_{кр}}. \quad (1.103)$$

За умови  $P_y = P$  отримане рівняння щодо невідомої величини  $t_{\phi}$ :

$$\frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}}{V_{кр}} = c \cdot (\Pi - n \cdot t_{\phi}). \quad (1.104)$$

Звідки



$$t_{\phi} = \frac{\Pi}{\left( n + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} \right)}. \quad (1.105)$$

Як видно, залежність (1.105) аналогічна залежності (1.99) із тією відмінністю, що замість часу обробки  $\tau$  залежність (1.105) виражена відносно параметра  $n$ . Отже, всі висновки, зроблені під час аналізу залежності (1.99), залишаються справедливими і для залежності (1.105). Так, зі збільшенням кількості проходів  $n$  фактична глибина шліфування на проході  $t_{\phi}$  безупинно зменшується. У цьому разі інтенсивність зменшення  $t_{\phi}$  тим більше, чим менше другий доданок, що входить у знаменник залежності (1.105), тобто чим менше відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , параметри  $B$ ,  $V_{\text{дет}}$  та більше  $c$  і  $V_{\text{кр}}$ . 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 знаменника залежності (1.105) дорівнює 0,33. Тоді залежність  $t_{\phi}$  від  $n$  для  $\Pi = 1$  мм набуває вигляду, який показано на рис. 1.21.

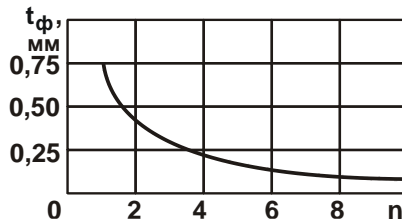


Рисунок 1.21 – Залежність  $t_{\phi}$  від  $n$

Радіальна  $P_y$  складова сили різання із урахуванням залежності (1.105) виражається:

$$P_y = \frac{c \cdot \Pi}{\left( 1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}} \right)}. \quad (1.106)$$

Зі збільшенням кількості проходів  $n$  радіальна  $P_y$  складова сили різання зменшується, що забезпечує зменшення величини пружного переміщення у технологічній системі

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)} \quad (1.107)$$

і підвищення показників точності та якості оброблюваної поверхні. Як і в залежності (1.100), 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  $P_y \rightarrow c \cdot \Pi$  і реалізується пружна схема шліфування, тобто ефект обробки від застосування схеми виходжування в процесі плоского шліфування відсутній.

### **1.8. Уточнений розрахунок параметрів процесу шліфування із початковим натягом у технологічній системі**

Із метою оцінювання вірогідності наведеного в п. 1.7 теоретичного рішення важливо виконати уточнений розрахунок параметрів процесу шліфування з початковим натягом у технологічній системі [47, 60]. Для цього рівняння (1.98) слід подати у вигляді:

$$P = c \cdot \left( \Pi - \int V_{\text{дет}} \cdot \tau \right). \quad (1.108)$$

Із урахуванням умови  $P_y = P$  і 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 (1.108) набуває вигляду:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} = c \cdot \left( \Pi - \int V_{\text{дет}} \cdot \tau \right). \quad (1.109)$$

Після диференціювання кожного доданку за змінним часом обробки  $\tau$  отримано:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{F}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{dV_{\text{дет}}}{d\tau} = -c \cdot V_{\text{дет}}. \quad (1.110)$$

Представляючи рівняння (1.110) у вигляді:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{F}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{dV_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} = -d\tau, \quad (1.111)$$

отримано диференціальне рівняння першого порядку відносно невідомої величини  $V_{\text{дет}}$ . Його розв'язання:

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{F}{V_{\text{кр}}} \cdot \ln V_{\text{дет}} = -\tau + C_1, \quad (1.112)$$

де  $C_1$  – постійна інтегрування.

Для визначення невідомої величини  $C_1$  необхідно в залежності (1.112) виразити  $V_{\text{дет}}$  через величину пружного переміщення:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (1.113)$$

Звідки

$$V_{\text{дет}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F} \cdot y. \quad (1.114)$$

Після підстановки залежності (1.114) у рівняння (1.112) отримано:

$$\tau_0 \cdot \ln \frac{y}{\tau_0} = -\tau + C_1, \quad (1.115)$$

де  $\tau_0 = \frac{\sigma \cdot F}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}.$

Із урахуванням початкової умови  $y(\tau = 0) = \Pi$  отримано:

$$C_1 = \tau_0 \cdot \ln \frac{\Pi}{\tau_0}. \quad (1.116)$$

Тоді залежність (1.112) після перетворень набуває вигляду:

$$\ln \frac{y}{\Pi} = -\frac{\tau}{\tau_0}. \quad (1.117)$$

Звідки

$$\frac{y}{\Pi} = e^{-\frac{\tau}{\tau_0}} = e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}}. \quad (1.118)$$

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 (1.118) виразиться:

$$P_y = c \cdot \Pi \cdot e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} = P_{y\text{max}} \cdot e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} = P_{y\text{max}} \cdot e^{-\frac{\tau}{\tau_0}}, \quad (1.119)$$

де  $P_{y_{\max}} = c \cdot \Pi$  – максимальне значення радіальної складової сили різання, Н.

Відповідно, швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , яка описується залежністю (1.114), набуває вигляду:

$$V_{\text{дет}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F} \cdot \Pi \cdot e^{-\frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot F} \cdot \tau} = \frac{\Pi}{\tau_0} \cdot e^{-\frac{\tau}{\tau_0}}. \quad (1.120)$$

Виходячи із залежності (1.120), 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  $V_{\text{дет}}$ . Згідно 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. 1.2 і на рис. 1.22 показано характер зміни величини пружного переміщення  $y$  та швидкості знімання припуску  $V_{\text{дет}}$  від відношення  $\tau/\tau_0$  для  $\Pi = 1$  мм.

Таблиця 1.2 – Розрахункові значення  $y$  і  $V_{\text{дет}}$

$\tau/\tau_0$	0	1	2	3	4	5	6	7
$y$ , 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
$\Pi/y$	1	2,71	7,4	20	55,5	149,2	400	1111

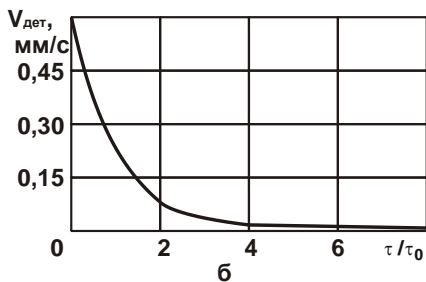
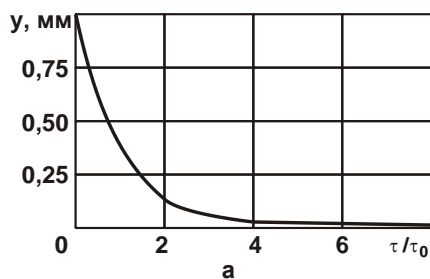


Рисунок 1.22 – Залежності величини пружного переміщення  $y$  (а) і швидкості знімання припуску  $V_{\text{дет}}$  (б) від відношення  $\tau/\tau_0$

За умови  $\tau/\tau_0 = 6 \dots 7$  величина пружного переміщення  $y$ , що визначає похибку обробки, набуває значень  $2,5 \dots 0,9$  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>;  $K_{різ} = 0,2$ ;  $F = 100$  мм<sup>2</sup>;  $c = 1,5 \cdot 10^3$  Н/мм;  $V_{кр} = 30$  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  $V_{детmax} = \frac{\Pi}{\tau_0} = \frac{1 \text{ мм}}{1,67 \text{ с}} = 0,6$  мм/с,

$$V_{детmax} = \frac{\Pi}{\tau_0} = \frac{1 \text{ мм}}{1,67 \text{ с}} = 0,6 \text{ мм/с},$$

$$\text{а середня швидкість } V_{дет} = \frac{\Pi}{\tau} = \frac{1 \text{ мм}}{11,7 \text{ с}} = 0,085 \text{ мм/с, тобто максимальна}$$

швидкість знімання припуску майже в 10 разів перевищує середню швидкість (рис. 1.22,б).

Під час шліфування із фіксованою швидкістю деталі  $V_{дет}$  величина пружного переміщення визначається залежністю (1.113), яка після перетворень набуває вигляду:

$$y = \tau_0 \cdot V_{дет} = \tau_0 \cdot \frac{\Pi}{\tau}. \quad (1.121)$$

Звідки

$$\frac{\tau}{\tau_0} = \frac{\Pi}{y}. \quad (1.122)$$

Як витікає із залежності (1.121), досягти заданого значення  $y$  можна завдяки пропорційного зменшення швидкості деталі  $V_{дет}$ , а відповідно, і продуктивності обробки.

У табл. 1.2 наведено розрахункові значення відношення  $\Pi/y$ , які змінюються в широких межах. Отже, для забезпечення заданої точності обробки, наприклад, до значення  $y = 0,0009$  мм потрібно зменшити швидкість деталі  $V_{дет}$ , а відповідно, і продуктивність обробки, у 1111 разів, тоді як під час шліфування за схемою із початковим натягом у технологічній системі потрібно збільшити відношення  $\tau/\tau_0$  (відповідно, зменшити продуктивність обробки) всього у 7 разів. Це указує на висо-

ку ефективність застосування цієї схеми шліфування. Отже, шліфування зі змінною (що зменшується у часі за експонентним законом) швидкістю знімання припуску  $V_{дет}$  дозволяє суттєво підвищити точність обробки без зменшення продуктивності обробки. Отримане теоретичне рішення підтверджується практикою шліфування.

Поряд із підвищенням точності обробки, схема шліфування із початковим натягом у технологічній системі і, завдяки зменшенню у часі швидкості знімання припуску  $V_{дет}$ , дозволяє зменшити шорсткість поверхні до необхідного рівня, що також має практичне значення. Цим пояснюється широке застосування на практиці даної схеми шліфування, яка є, як правило, остаточним етапом операції шліфування та забезпечує високі показники точності і шорсткості оброблюваних поверхонь. Таким чином, отримано аналітичне вирішення завдання визначення величини пружного переміщення у процесі шліфування із початковим заданим натягом у технологічній системі.

## 1.9. Розрахунок параметрів плоского шліфування

Важливо розглянути процес плоского багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою для випадку, коли відсутнє тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. У цьому випадку тангенціальна складова сили різання  $P_z$  описується залежністю (1.61), у якій

$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}}{V_{кр}}, \text{ де } t_{ф} \text{ – фактична глибина шліфування,}$$

яка обумовлена виникненням у технологічній системі пружного переміщення, м.

Із урахуванням відношень  $P_z = K_{різ} \cdot P_y$  і  $P_y = c \cdot y = c \cdot (t \cdot n - t_{ф} \cdot n)$  залежність (1.61) набуває вигляду рівняння відносно невідомої величини  $t_{ф}$ :

$$K_{різ} \cdot c \cdot (t \cdot n - t_{ф} \cdot n) = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}}{V_{кр}}, \quad (1.123)$$

де  $t$  – номінальна глибина шліфування, м;

$n$  – кількість проходів круга.

Після розв'язання рівняння (1.123) відносно невідомої величини  $t_{ф}$ , отримано:

$$t_{\phi} = \frac{t}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (1.124)$$

На рис. 1.23,а показано графік залежності  $t_{\phi}$  від кількості проходів круга  $n$ . Як видно, зі збільшенням  $n$  фактична глибина шліфування  $t_{\phi}$  безупинно збільшується, асимптотичне наближаючись до номінальної глибини шліфування  $t$ .

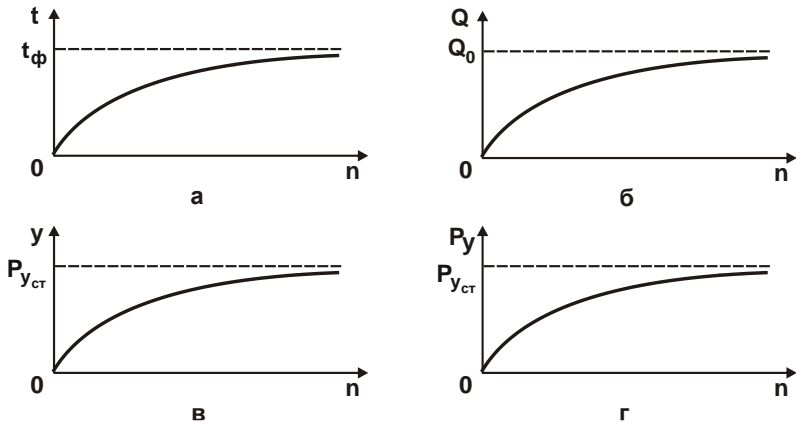


Рисунок 1.23 – Залежності параметрів  $t_{\phi}$  (а),  $Q$  (б),  $y$  (в) і  $P_y$  (г) від  $n$

За таким самим законом змінюється і продуктивність обробки (рис. 1.23,б):

$$Q = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (1.125)$$

де  $Q_0 = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – номінальна продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ .

Величина пружного переміщення визначається залежністю:

$$y = (t \cdot n - t_{\phi} \cdot n) = \frac{t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (1.126)$$

Із залежності (1.126) витікає, що для  $n = 0$  величина пружного переміщення дорівнює  $y = 0$ , а для  $n \rightarrow \infty$ , внаслідок переваги в знамен-

нику залежності (1.126) другого доданку, величина пружного переміщення визначається:

$$y = y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{P_{y_{\text{ст}}}}{c}, \quad (1.127)$$

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 і радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Отже, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{\text{ст}}$  (рис. 1.23,в).

Залежність (1.126) із урахуванням залежності (1.127) можна подати в більш зручному для аналізу вигляді:

$$y = \frac{1}{\left(\frac{1}{n \cdot t} + \frac{1}{y_{\text{ст}}}\right)} = \frac{y_{\text{ст}}}{\left(1 + \frac{y_{\text{ст}}}{n \cdot t}\right)}. \quad (1.128)$$

Як видно, для  $n=0$  величина пружного переміщення дорівнює  $y=0$ , а для  $n \rightarrow \infty$ , відповідно,  $y \rightarrow y_{\text{ст}}$  (рис. 1.23,в). За таким самим законом змінюється і радіальна  $P_y = c \cdot y$  складова сили різання:

$$P_y = \frac{c \cdot t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{\text{різ}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (1.129)$$

Зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  радіальна  $P_y$  складова сили різання безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $P_{y_{\text{ст}}}$  (рис. 1.23,в).

Необхідно зазначити, що залежність (1.128) відповідає аналогічній залежності, наведеній у роботі [72], яку можна подати у вигляді:

$$y = y_{\text{ст}} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{t}{y_{\text{ст}}}\right)^n} \right]. \quad (1.130)$$

Для вихідних даних:  $t=10$  мкм;  $y_{\text{ст}}=40$  мкм залежності (1.128) і (1.130) набувають вигляду:



$$y = \frac{40}{\left(1 + \frac{4}{n}\right)}; \quad (1.131)$$

$$y = 40 \cdot \left[1 - \frac{1}{1,25^n}\right]. \quad (1.132)$$

У табл. 1.3 і на рис. 1.24 наведено розраховані за залежностями (1.131) і (1.132) значення величини пружного переміщення від кількості проходів круга  $n$ .

Таблиця 1.3 – Розрахункові значення величини пружного переміщення ( $y$  мкм)

$n$	0	1	2	5	10	50	100
Залежність (1.131)	0	8	13,3	22,2	28,6	37	39,9
Залежність (1.132)	0	8	14,4	26,9	35,7	39,94	–

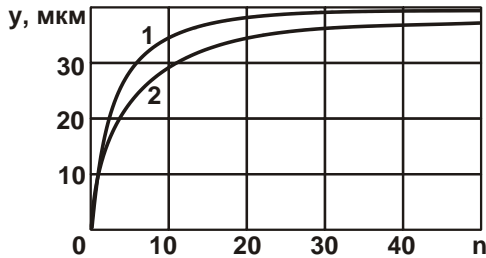


Рисунок 1.24 – Залежність величини пружного переміщення  $y$  від кількості проходів круга  $n$ : 1 – розрахунок за залежністю (1.132); 2 – розрахунок за залежністю (1.131)

Як видно, розрахунки за залежністю (1.132) призводять до більших значень величини пружного переміщення та, відповідно, до більш швидкого наближення величини пружного переміщення до значення  $y_{ст}$  зі збільшенням кількості проходів круга  $n$ . Однак структурно залежності (1.128) і (1.130) збігаються, оскільки містять одні й ті самі параметри –  $t$  і  $y_{ст}$ , причому залежність (1.128) у більш простому і зручно-

му для аналізу вигляді. Це указує на доцільність застосування залежності (1.128) для вирішення практичних завдань, що відкриває нові технологічні можливості пошуку найбільш перспективних напрямів підвищення ефективності процесу шліфування, а також і процесів обробки лезовими інструментами.

Із огляду на однаковий характер зміни величини пружного переміщення від  $n$  у залежностях (1.128) і (1.130), необхідно розглянути можливості математичного перетворення залежності (1.130) до вигляду залежності (1.128).

Величина  $\left(1 + \frac{t}{y_{ст}}\right)^n$ , яка входить у знаменник залежності (1.130), є біноміальним рядом:

$$(1 + \alpha)^n = 1 + n \cdot \alpha + \frac{n \cdot (n-1)}{1 \cdot 2} \cdot \alpha^2 + \frac{n \cdot (n-1) \cdot (n-2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot \alpha^3 + \dots, \quad (1.133)$$

де  $\alpha = t/y_{ст} < 1$ .

Для  $n=1$  маємо:  $(1 + \alpha)^1 = 1 + 1 \cdot \alpha$ ;

для  $n=2$  маємо:  $(1 + \alpha)^2 = 1 + 2 \cdot \alpha + \alpha^2$ ;

для  $n=3$  маємо:  $(1 + \alpha)^3 = 1 + 3 \cdot \alpha + 3 \cdot \alpha^2 + \alpha^3$ ;

для  $n=4$  маємо:  $(1 + \alpha)^4 = 1 + 4 \cdot \alpha + 6 \cdot \alpha^2 + 4 \cdot \alpha^3 + \alpha^4$  та ін.

Очевидно, для  $\alpha < 1$  визначальними у наведених залежностях є перші два доданки. Тому в першому наближенні можна біноміальний ряд розглядати у вигляді:  $(1 + \alpha)^n = 1 + n \cdot \alpha$  або

$$\left(1 + \frac{t}{y_{ст}}\right)^n = 1 + n \cdot \frac{t}{y_{ст}}. \quad (1.134)$$

Після підстановки залежності (1.134) у залежність (1.130) і перетворень отримано:

$$y = \frac{y_{ст}}{\left(1 + \frac{y_{ст}}{n \cdot t}\right)}. \quad (1.135)$$

У підсумку прийшли до залежності (1.128). Отже, прийняті спрощення у ході визначення рівняння (1.123) еквівалентні спрощенню біноміального ряду, що відповідає переходу від  $\left(1 + \frac{t}{y_{ст}}\right)^n$  до  $1 + n \cdot \frac{t}{y_{ст}}$ .

Як показали розрахунки (табл. 1.3), розбіжність виразів  $\left(1 + \frac{t}{y_{\text{СТ}}}\right)^n$  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  $y_{\text{СТ}}$ . За умови  $y < y_{\text{СТ}}$  розбіжність значень величини пружного переміщення, розрахованих за залежностями (1.131) і (1.132), незначна і цілком прийнятна для практичних розрахунків. Таким чином, математично обґрунтовано ступінь розбіжності спрощеної та уточненої аналітичних залежностей для визначення величини пружного переміщення і доведено можливість практичного використання спрощеної залежності.

### **1.10. 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 (1.128), отриманою для умов плоского багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою. Необхідно зазначити, що дана залежність справедлива і для круглого поздовжнього шліфування, а також для лезової обробки (точіння), тобто для абразивної та лезової обробок.

Із залежності (1.128) витікає, що зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{\text{СТ}}$  (рис. 1.24). У цьому випадку фактична глибина шліфування наближається до номінальної глибини шліфування  $t$ . Очевидно, чим більше другий доданок знаменника залежності (1.128), тим менше за часом перехідний процес, протягом якого величина пружного переміщення досягає найбільшого значення  $y_{\text{СТ}}$ .

Щоб вилучити перехідний процес і підвищити ефективність обробки, необхідно створити в технологічній системі початковий натяг, який дорівнює величині  $y_{\text{СТ}}$ , що описується залежністю (1.127). Як витікає із даної залежності, зменшити величину  $y = y_{\text{СТ}}$  та, відповідно, похибку обробки без зменшення номінальної продуктивності обробки  $Q_0$

можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  і збільшенням параметрів  $K_{\text{різ}}$ ,  $s$  і  $V_{\text{кр}}$ . Це досягається, в першу чергу, забезпеченням високої ріжучої здатності шліфувального круга, тобто зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$ . Тому слід провести аналіз цього параметра для лезової та абразивної обробки. У загальному вигляді щодо процесів різання лезовими інструментами умовне напруження різання  $\sigma$  описується аналітичною залежністю [97]:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right), \quad (1.136)$$

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

$\omega = (\psi - \gamma)$  – кут дії;

$\gamma$  – позитивний передній кут ріжучого інструменту;

$\psi$  – умовний кут тертя стружки із передньою поверхнею інструмента, змінюється у межах  $0 \dots 45^\circ$  ( $\text{tg} \psi = f$  – коефіцієнт тертя).

Як видно, чим більше коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$ , тим менше умовне напруження різання  $\sigma$ . Після нескладних тригонометричних перетворень залежність (1.136) можна подати у вигляді:

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \frac{\left(1 + \text{tg} \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \text{tg} \frac{\omega}{2}\right)}. \quad (1.137)$$

У табл. 1.4 наведено розраховані за залежністю (1.137) значення відношення  $\sigma / \sigma_{\text{ст}}$ .

Таблиця 1.4 – 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 і тому відношення  $\sigma / \sigma_{\text{ст}}$

незначно відрізняється від одиниці. Залежність для визначення відношення  $\sigma/K_{p13}$  набуває вигляду:

$$\frac{\sigma}{K_{p13}} = \frac{\sigma_{ст}}{K_{p13}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{p13}^2}\right) = \frac{\sigma_{ст}}{2} \cdot \left[ \frac{1}{\operatorname{tg}^2\left(45^\circ - \frac{\omega}{2}\right)} - 1 \right]. \quad (1.138)$$

Розраховані за залежністю (1.138) значення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{p13}$  наведено в табл. 1.5.

Таблиця 1.5 – Розрахункові значення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{p13}$

$\omega, ^\circ$	0	10	30	45	60	80	90
$\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{p13}$	0	0,21	1	2,56	6,5	65	$\infty$

Як витікає із табл. 1.5, зі збільшенням кута дії  $\omega$  відношення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{p13}$  необмежено збільшується. На відміну від відношення  $\sigma/K_{p13}$  відношення  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{p13}$  для кута дії  $\omega=0$  набуває нульове значення. Отже, зменшити  $\sigma/\sigma_{ст} \cdot K_{p13}$  можна зменшенням кута дії  $\omega = \psi - \gamma$ .

Під час абразивної обробки (шліфування), у зв'язку із негативним умовним переднім кутом  $\gamma$  ріжучого абразивного зерна, кут дії  $\omega$  визначається залежністю  $\omega = \psi + \gamma$ , де  $\psi$  – умовний кут тертя абразивного зерна із оброблюваним матеріалом ( $\operatorname{tg}\psi = f$  – коефіцієнт тертя). У цьому випадку кут дії  $\omega$  набуває значно більшого значення, ніж під час лезової обробки, та у межі становить  $\omega = 90^\circ$ . Відповідно, відношення  $\sigma/K_{p13}$  (табл. 1.4) також збільшується та 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 (1.137) на сполучену величину  $(1 + \operatorname{tg} \frac{\omega}{2})$  отримано:

$$\sigma = \sigma_{ст} \cdot \frac{\left(1 + 2 \cdot \operatorname{tg} \frac{\omega}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \operatorname{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)} \approx 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot \operatorname{tg} \omega = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{p13}}. \quad (1.139)$$

У підсумку отримано спрощену залежність для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ . Як видно, умовне напруження різання  $\sigma$  однозначно визначається кутом дії  $\omega = \psi + \gamma$ : чим він більше, тим більше  $\sigma$ . Для кута  $\omega = 90^\circ$  справедлива умова  $\sigma \rightarrow \infty$ . Виходячи із табл. 1.5, зі збільшенням кута дії  $\omega$  у діапазоні  $\omega = 60^\circ \dots 90^\circ$  відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  збільшується із ще більшою інтенсивністю, ніж умовне напруження різання  $\sigma$  (табл. 1.4). Отже, зменшити відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  можна зменшенням кута дії  $\omega$ , тобто зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma$  завдяки застосуванню як абразивних матеріалів синтетичних надтвердих матеріалів (алмаза, ельбора тощо), які внаслідок високої гостроти ріжучих кромки і невеликих коефіцієнтів тертя із оброблюваними матеріалами дозволяють зменшити кути  $\psi$ ,  $\gamma$  і, відповідно, відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ .

Розглядаючи ріжуче зерно у формі сфери радіусом  $R$ , коефіцієнт  $K_{\text{різ}}$  із урахуванням відношення  $\text{tg}\psi = f$  визначається:

$$K_{\text{різ}} = \text{ctg}(\psi + \gamma) = \frac{(1 - \text{tg}\psi \cdot \text{tg}\gamma)}{(\text{tg}\psi + \text{tg}\gamma)}. \quad (1.140)$$

Тригонометричну функцію  $\text{tg}\gamma$  можна встановити на основі розрахункової схеми, наведеної на рис. 1.25:

$$\text{ctg}(90^\circ - \gamma) = \frac{OA}{AB} = \frac{R - a}{\sqrt{R^2 - (R - a)^2}} \approx \sqrt{\frac{R}{2a}}, \quad (1.141)$$

де  $a$  – товщина зрізу окремим зерном круга, м.

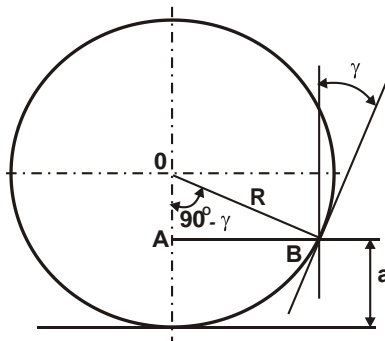


Рисунок 1.25 – Розрахункова схема кута  $\gamma$

Спрощену залежність (1.141) отримано із урахуванням умови  $R > a$ . За відомою тригонометричною залежністю  $\operatorname{ctg}(90^\circ - \gamma) = \operatorname{tg} \gamma$  залежність (1.140) набуває вигляду:

$$K_{\text{різ}} = \frac{\left( \sqrt{\frac{2a}{R}} - f \right)}{\left( f \cdot \sqrt{\frac{2a}{R}} + 1 \right)} \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{a}{2R}} - f. \quad (1.142)$$

Умовне напруження різання  $\sigma$  за залежністю (1.139) виразиться:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\left( \sqrt{\frac{a}{2R} - \frac{f}{2}} \right)}. \quad (1.143)$$

Тоді

$$\frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2R} - \frac{f}{2}} \right)^2}. \quad (1.144)$$

Як видно, відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  тим менше, чим більше відношення  $a/R$  і менше коефіцієнт тертя  $f$ . Виходячи із залежностей (1.143) і (1.144), за умови  $\left( \sqrt{\frac{a}{2R} - \frac{f}{2}} \right) < 0$  процес різання (стружкоутворення) не здійснений, 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 із експериментальними даними професорів Богомолова М. І. [7] та Крагельського І. В. [30].

На рис. 1.26 показано характер зміни відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  від товщини зрізу  $a$ . Гранична товщина зрізу, за якої процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу переходить у процес різання (стружкоутворення), виходячи із залежності (1.144), визначається залежністю:

$$a = 0,5 \cdot R \cdot f^2. \quad (1.145)$$

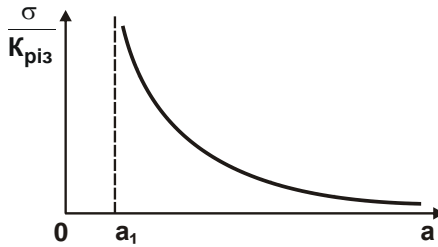


Рисунок 1.26 – Залежність  $\sigma/K_{pi3}$  від товщини зрізу  $a$

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 (1.145) у другому ступені, що показує його значний вплив на відношення  $a/R$ . Властиво, цим і обумовлено значний розкид відомих експериментальних граничних значень  $a/R$  (0,04 ... 0,17), за 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 під час абразивної, так і під час лезової обробки, реалізуючи в другому випадку умови високошвидкісного різання. Це витікає із перетвореної (для процесу точіння) залежності (1.127):

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{pi3} \cdot c \cdot V}, \quad (1.146)$$

де  $Q_0 = S \cdot V \cdot t$  – номінальна продуктивність обробки,  $m^3/c$ ;

$S$  – подача,  $m/об.$ ;

$V$  – швидкість різання,  $m/c$ .

Як видно, зменшити величину пружного переміщення для заданої номінальної продуктивності обробки  $Q_0$  можна, в першу чергу, завдяки збільшенню швидкості різання  $V$ . Сталість номінальної продуктивності обробки  $Q_0$  досягається завдяки зменшенню подачі  $S$  і глибини різання  $t$ . Із іншого боку, збільшити номінальну продуктивність обробки  $Q_0$  для заданої величини пружного переміщення можна і завдяки збільшенню швидкості різання  $V$ , тобто застосовуючи високошвидкісне різання.



### 1.11. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості абразивного полірування

Абразивне полірування є одним із основних методів фінішної абразивної обробки. Умовою здійснення знімання оброблюваного матеріалу і формоутворення поверхонь під час абразивного полірування слід розглядати можливість достатньо міцного утримання абразивних зерен у матеріалі інструмента-полірувальника. Якщо матеріал інструмента характеризується високою твердістю, то, очевидно, абразивне зерно не зможе в нього впровадитися і утриматися в ньому під час обробки. Воно буде перекочуватися, фактично не знімаючи оброблюваний матеріал. Тому матеріал інструмента-полірувальника слід вибрати достатньо пластичним для забезпечення впровадження (шаржування) в нього абразивного зерна та утримання його із силою, достатньою для здійснення процесу мікрорізання.

Для аналітичного описання процесу взаємодії абразивного зерна із оброблюваним матеріалом і матеріалом інструмента-полірувальника слід розглянути розрахункову схему (рис. 1.27), згідно якої під дією радіального зусилля  $P_{y_0}$  абразивне зерно впроваджується в оброблюваний матеріал на глибину  $a$  і в матеріал інструмента-полірувальника на глибину  $a_1$ .

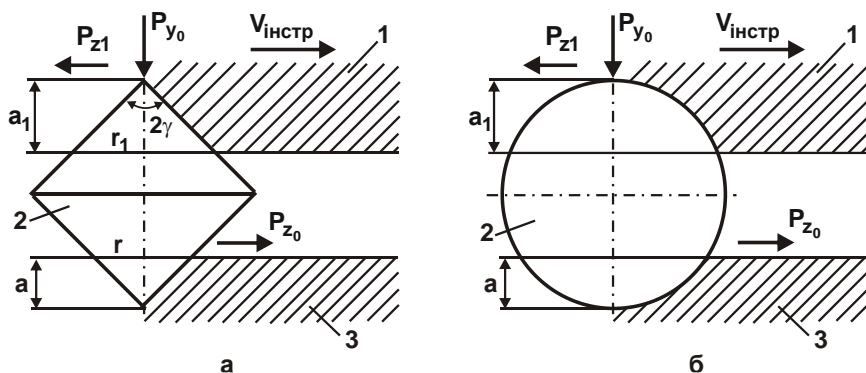


Рисунок 1.27 – Розрахункові схеми взаємодії абразивного зерна 2 у формі двох спарених конусів (а) та у формі сфери (б) із матеріалом інструмента-полірувальника 1 та із оброблюваним матеріалом 3

Для визначення глибин  $a$  і  $a_1$  необхідно знати площі контакту абразивного зерна із оброблюваним матеріалом  $F_{\text{конт}}$  і матеріалом інструмента  $F_{\text{конт1}}$ . Із метою спрощення розрахунків спочатку слід розглянути абразивне зерно у формі двох спарених між собою конусів із кутами у вершин  $2\gamma$ . Тоді, виходячи із рис. 1.27, отримано:

$$F_{\text{конт}} = \pi \cdot r^2 = \pi \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot a^2; \quad (1.147)$$

$$F_{\text{конт1}} = \pi \cdot r_1^2 = \pi \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot a_1^2, \quad (1.148)$$

де  $r = \text{tg}\gamma \cdot a$ ;  $r_1 = \text{tg}\gamma \cdot a_1$  – радіуси площин  $F_{\text{конт}}$  і  $F_{\text{конт1}}$ , м.

Твердості оброблюваного металу HV (за Віккерсом) і матеріалу інструмента-полірувальника  $HV_1$  визначаються залежностями:

$$HV = \frac{P_{y0}}{F_{\text{конт}}} = \frac{P_{y0}}{\pi \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot a^2}; \quad (1.149)$$

$$HV_1 = \frac{P_{y0}}{F_{\text{конт1}}} = \frac{P_{y0}}{\pi \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot a_1^2}. \quad (1.150)$$

Вирішуючи залежності (1.149) і (1.150) відносно глибин  $a$  і  $a_1$ , отримано:

$$a = \sqrt{\frac{P_{y0}}{\pi \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot HV}}; \quad (1.151)$$

$$a_1 = \sqrt{\frac{P_{y0}}{\pi \cdot \text{tg}^2\gamma \cdot HV_1}}. \quad (1.152)$$

Як видно, чим більше кут  $\gamma$ , твердість оброблюваного матеріалу HV і матеріалу інструмента-полірувальника  $HV_1$ , тим менше глибини впровадження абразивного зерна в оброблюваний матеріал  $a$  і в матеріал інструмента-полірувальника  $a_1$ . Щоб абразивне зерно глибше впровадилося в матеріал інструмента-полірувальника і міцніше утримувалося в процесі обробки, необхідно зменшувати твердість матеріалу інструмента-полірувальника  $HV_1$ . Це дозволить збільшити тангенціальне зусилля  $P_{z1}$ , із яким абразивне зерно утримуватиметься в інструменті-полірувальнику. Тангенціальне зусилля  $P_{z1}$  можна виразити:

$$P_{z1} = K_{\text{різ1}} \cdot P_{y0}, \quad (1.153)$$

де  $K_{\text{різ1}}$  – коефіцієнт, який дорівнює коефіцієнту різання.

Чим більше коефіцієнт  $K_{p_{i3}}$ , тим більше тангенціальне зусилля  $P_{z1}$  і міцніше утримуватиметься абразивне зерно. За умови  $HV_1 < HV$ , із урахуванням залежностей (1.151) і (1.152) отримано:

$$\frac{a_1}{a} = \sqrt{\frac{HV}{HV_1}}. \quad (1.154)$$

Із залежності (1.154) витікає умова:  $a_1 > a$ . Під час переміщення абразивного зерна із швидкістю інструмента-полірувальника  $V_{\text{інстр}}$  відбудеться процес мікрорізання оброблюваного матеріалу. Виникаюча при цьому тангенціальна складова сили різання  $P_{z0}$  підкорятиметься залежності:

$$P_{z0} = K_{p_{i30}} \cdot P_{y0}. \quad (1.155)$$

Коефіцієнт різання  $K_{p_{i30}}$  із фізичної точки зору не повинен перевищувати значення коефіцієнта  $K_{p_{i3}}$ , що входить у залежність (1.153). В іншому випадку буде справедлива умова  $P_{z0} > P_{z1}$ , у результаті чого зерно не зможе міцно утримуватися в матеріалі інструмента-полірувальника, буде перекочуватиметься, що виключає процес мікрорізання оброблюваного матеріалу. Іншими словами, для здійснення процесу мікрорізання оброблюваного матеріалу має виконуватися умова:  $P_{z0} < P_{z1}$ . Враховуючи те, що абразивне зерно із однаковою імовірністю може здійснювати процес мікрорізання як оброблюваного матеріалу, так і матеріалу інструмента-полірувальника, то для виконання умови  $P_{z0} < P_{z1}$ , виходячи із залежностей (1.153) і (1.154), необхідно виконати умову  $K_{p_{i30}} < K_{p_{i3}}$ .

У роботі [97] показано, що умовне напруження різання  $\sigma$  під час мікрорізання одиничним зерном може бути описано залежністю:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\text{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right]} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{p_{i3}}}, \quad (1.156)$$

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

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

$\gamma$  – умовний передній кут ріжучого зерна.

Із залежності (1.156) витікає, що чим більше кути  $\psi$  і  $\gamma$ , тим більше умовне напруження різання  $\sigma$ . Це узгоджується із висновком, зробленим у п. 1.10 відносно того, що утворення майданчиків зношування на абразивних зернах ( $2\gamma \rightarrow 180^\circ$ ) дозволяє зменшити шорсткість поверхні (забезпечує згладжування мікронерівностей на оброблюваній поверхні) завдяки збільшенню умовного напруження різання  $\sigma$  під час полірування із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ .

З іншого боку, щоб зменшити силову напруженість процесу і підвищити продуктивність обробки, навпаки, необхідно умовне напруження різання  $\sigma$  зменшувати, зменшуючи кути  $\psi$  і  $\gamma$ . Отже, як зазначалося у п. 1.10, мають місце протилежні вимоги до параметра  $\sigma$  залежно від завдання, що вирішується: забезпечення зменшення шорсткості поверхні або підвищення продуктивності обробки. Із метою зменшення шорсткості поверхні параметр  $\sigma$  необхідно збільшувати, а із метою підвищення продуктивності обробки, навпаки, зменшувати завдяки забезпеченню високої гостроти ріжучих зерен і зменшенню інтенсивності тертя у зоні різання. Збільшення параметра  $\sigma$  передбачає збільшення тангенціальної складової сили різання  $P_{z0}$  і тому для виконання умови  $P_{z0} < P_{z1}$  (та умови  $K_{pi30} < K_{pi31}$ ) потрібно збільшувати силу  $P_{z1}$ , підвищуючи міцність утримання абразивного зерна у матеріалі інструмента-полірувальника. Для аналізу умови  $K_{pi30} < K_{pi31}$  слід розв'язати залежність (1.156) відносно коефіцієнта різання  $K_{pi3}$ . У результаті отримано:

$$K_{pi3} = 2 \cdot \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right]. \quad (1.157)$$

У табл. 1.6 наведено розрахункові значення  $K_{pi3}$ .

Таблиця 1.6 – Розрахункові значення коефіцієнта різання  $K_{pi3}$

$(\psi + \gamma)$ , градус	30	45	60	70	90
$K_{pi3}$	0,577	0,424	0,268	0,184	0

Під час мікрорізання абразивним зерном оброблюваного матеріалу і матеріалу інструмента-полірувальника коефіцієнти різання  $K_{pi30}$  і  $K_{pi31}$  аналітично описуються залежностями:

$$K_{\text{різ}_0} = 2 \cdot \text{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi_0 + \gamma)}{2} \right]; \quad (1.158)$$

$$K_{\text{різ}_1} = 2 \cdot \text{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi_1 + \gamma)}{2} \right], \quad (1.159)$$

де  $\psi_0, \psi_1$  – умовні кути тертя передньої поверхні ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом та матеріалом інструмента-полірувальника.

Для виконання умови  $K_{\text{різ}_0} < K_{\text{різ}_1}$  необхідно, щоб кут  $\psi_0$  був більше кута  $\psi_1$ . Із урахуванням виразів  $\text{tg}\psi_0 = f_0$ ;  $\text{tg}\psi_1 = f_1$  (де  $f_0, f_1$  – відповідно, коефіцієнти тертя передньої поверхні ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом і матеріалом інструмента-полірувальника) має виконуватися умова  $f_0 > f_1$ . Проте, забезпечити виконання цієї умови складно, оскільки одночасно відбуваються процеси мікрорізання абразивним зерном оброблюваного матеріалу і матеріалу інструмента-полірувальника, тобто фактично із однаковою інтенсивністю буде зношуватися інструмент і здійснюватися процес знімання оброблюваного матеріалу.

У реальних умовах процес абразивного полірування здійснюється зернами, що мають геометричну форму, близьку до сфери. Тому слід розглянути закономірності взаємодії зерна у формі сфери із оброблюваним матеріалом і матеріалом інструмента-полірувальника за умови, що на зерно під час полірування діє радіальне зусилля  $P_{y_0}$  (рис. 1.27).

У роботі [52] встановлено, що умовне напруження різання  $\sigma$  і коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  під час мікрорізання зерном у формі сфери описуються аналітичними залежностями:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \text{tg} \frac{\psi_0}{2} \right)} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}_0}}; \quad (1.160)$$

$$K_{\text{різ}_0} = 2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \text{tg} \frac{\psi_0}{2} \right), \quad (1.161)$$

де  $a$  – товщина зрізу, м;

$R$  – радіус абразивного зерна, м.

За таким поданням процесу мікрорізання умовне напруження різання  $\sigma$  тим менше, чим більше відношення  $a/R$  і менше умовний кут тертя передньої поверхні ріжучого зерна із оброблюваним матеріа-

лом  $\psi_0$ . Коефіцієнт різання  $K_{різ}$ , навпаки, тим менше, чим менше відношення  $a/R$  і більше умовний кут тертя передньої поверхні ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом  $\psi_0$ . Залежності (1.160) і (1.161) справедливі під час мікрорізання оброблюваного матеріалу. Під час мікрорізання матеріалу інструмента-полірувальника залежність (1.161) набуде вигляду:

$$K_{різ_1} = 2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} - \operatorname{tg} \frac{\psi_1}{2} \right). \quad (1.162)$$

Як видно, залежності (1.161) і (1.162) відрізняються умовними кутами тертя  $\psi_0$  і  $\psi_1$ , оскільки коефіцієнти тертя передньої поверхні ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом  $f_0$  і матеріалом інструмента-полірувальника  $f_1$  різні. Щоб виконати умову  $K_{різ_0} < K_{різ_1}$  необхідно виконати умову  $f_0 > f_1$ . Це відповідає наведеному вище рішенням, отриманому під час моделювання абразивного зерна у формі двох спарених між собою конусів (рис. 1.27,а).

Із залежностей (1.161) і (1.162) витікає важливий висновок, пов'язаний із тим, що чим більше відношення  $a/R$ , тим більше коефіцієнт різання. Враховуючи те, що глибина впровадження абразивного зерна в матеріал інструмента-полірувальника більше за глибину впровадження зерна в оброблюваний матеріал, то, очевидно, виконується умова  $K_{різ_0} < K_{різ_1}$ . Із цього витікає, що під час мікрорізання абразивним зерном у формі сфери буде гарантовано виконуватися умова  $P_{z_0} < P_{z_1}$ , а це забезпечить достатньо міцне утримання зерна в інструменті-полірувальнику і дозволить здійснити процес знімання оброблюваного матеріалу.

Із метою обґрунтування правильності зробленого висновку необхідно розглянути також залежність для визначення коефіцієнта різання  $K_{різ_0}$ , наведену у роботі [91]:

$$K_{різ_0} = \sqrt{\frac{a}{R} \cdot \frac{\sigma_{ст}}{HV}}, \quad (1.163)$$

де  $\sigma_{ст}$ ,  $HV$  – відповідно, межа міцності на стиск і твердість (за Віккерсом) оброблюваного матеріалу,  $\text{H}/\text{m}^2$ .

Як витікає із залежності (1.63), коефіцієнт різання  $K_{piz_0}$  тим більше, чим більше відношення  $a/R$  і  $\sigma_{CT}/HV$ . Оскільки глибина впровадження абразивного зерна в матеріал інструмента-полірувальника а більше глибини впровадження зерна в оброблюваний матеріал, то буде виконуватися умова  $K_{piz_0} < K_{piz_1}$ . Це відповідає вищенаведеному теоретичному рішенню, яке витікає із залежностей (1.161) і (1.162).

Залежність (1.163) також містить відношення  $\sigma_{CT}/HV$ . Чим воно більше, тим більше коефіцієнт різання  $K_{piz_0}$ . Тому для виконання умови  $K_{piz_0} < K_{piz_1}$  необхідно, щоб відношення  $\sigma_{CT}/HV$  для матеріалу інструмента-полірувальника було більше, ніж для оброблюваного матеріалу.

У роботі [26] наведено значення твердості  $HV$ , межі міцності  $\sigma_{час}$  та їх відношення  $\sigma_{час}/HV$ , яке відповідає відношенню  $\sigma_{CT}/HV$  для різних металів і сплавів. Встановлено, що найбільші значення відношення  $\sigma_{час}/HV$  приймають такі матеріали як нікель, армо-залізо, мідь, сира сталь, а найменші значення – твердий сплав ВК8.

Таким чином, використовуючи залежність (1.163), можна обґрунтовано підходити до вибору матеріалу інструмента-полірувальника, який забезпечує підвищену міцність утримання шаржованих у ньому абразивних зерен під час полірування.

## Висновки

1. Проведено теоретичний аналіз умов стружкоутворення під час різання окремим абразивним зерном та визначено параметри силової напруженості процесу абразивної обробки. Встановлено вплив кута входу зерна на складові сили різання. Показано, що процес знімання матеріалу слід здійснювати зі зміною даного кута в широких межах (0 ... 90°). Теоретично доведено, що в момент входу зерна в оброблюваний матеріал силова напруженість процесу обробки вище, ніж у момент виходу зерна з контакту із оброблюваним матеріалом. Тому основний ефект абразивної обробки полягає в реалізації мікрорізів зі зменшуваною у часі товщиною зрізу.

2. Розроблено математичну модель визначення інтенсивності знімання матеріалу та сили різання під час шліфування із фіксованою

безперервною радіальною подачею, що реалізується за жорсткою схемою. Це дозволило обґрунтувати умови зменшення силової напруженості процесу шліфування і підвищення продуктивності обробки. Розрахунками встановлено, що сила різання під час шліфування обумовлена, головним чином, наявністю тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, інтенсивність якого із часом обробки пропорційно збільшується у зв'язку зі збільшенням у технологічній системі пружних переміщень. Виходячи із цього, обґрунтовано оптимальні умови шліфування, які засновані на застосуванні абразивного круга, що працює в режимі самозагострювання і фактично виключає тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. У цьому випадку шліфувальний круг забезпечує повне знімання оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання, із номінальною швидкістю переміщення деталі.

3. На основі розв'язання диференціального рівняння відносно зміни фактичної швидкості знімання оброблюваного матеріалу 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 зменшення сили різання і величини пружного переміщення в процесі шліфування та збільшення продуктивності обробки. Показано також, що під час шліфування за жорсткою схемою сила різання збільшується із часом обробки (у зв'язку із тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом), а під час шліфування за пружною схемою залишається постійною із часом обробки. Отже, застосування пружної схеми шліфування, на відміну від жорсткої схеми шліфування, дозволяє керувати процесом, виключаючи негативний вплив тривалості обробки на технологічні показники шліфування. Це указує на ефективність застосування на практиці даної схеми шліфування.

4. Аналітично описано характер зміни сили різання, інтенсивності знімання матеріалу і величини пружного переміщення в часі в процесі шліфування із початковим натягом у технологічній системі. Показано, що із часом обробки величина пружного переміщення зменшується за експоненціальним законом, приймаючи значення, які відповідають умовам високоточної обробки деталей машин. Теоретично встановлено, що за інтенсивністю змінювання величини пружного переміщення у часі схема шліфування із початковим натягом у технологічній системі



перевершує пружну схему шліфування (із 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 схеми шліфування із початковим натягом у технологічній системі на остаточному етапі операції шліфування для забезпечення високих показників точності та шорсткості оброблюваних поверхонь.

5. 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 ріжучої частини абразивного зерна (або 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 указує на ефективність переходу від шліфування до лезової обробки, особливо до процесу високошвидкісного різання на фінішних операціях.

6. Теоретично визначено умови, за яких абразивне зерно не буде перекочуватися в зоні обробки, а буде міцно втримуватися в матеріалі інструмента-полірувальника та здійснювати процес різання і знімання матеріалу з оброблюваної поверхні. Розрахунками встановлено, що у випадку моделювання абразивного зерна у формі двох конусів, які занурюються в матеріал інструмента-полірувальника й оброблюваний матеріал, тангенціальні зусилля, що виникають у матеріалі інструмента-полірувальника й оброблюваному матеріалі, будуть приблизно рівні. Тому абразивні зерна з однаковою імовірністю можуть як перекочуватися в зоні обробки, так і втримуватися в матеріалі інструмента-полірувальника та здійснювати корисну роботу. За умови моделювання абразивного зерна у формі сфери та особливостей процесу різання (стружкоутворення) тангенціальне зусилля, що виникає в оброблюваному матеріалі, буде меншим тангенціального зусилля, що виникає в матеріалі інструмента-полірувальника. Тому в цьому випадку імовірність утримання зерна в інструменті вище та вище ефективність процесу абразивного полірування.

## **Розділ 2**

### **Теоретичний аналіз основних напрямів зменшення теплової напруженості процесів механічної обробки матеріалів**

#### **2.1. Умови зменшення сили і температури різання**

Як показано у розділі 1, під час механічної обробки матеріалів можуть виникати значні сили і температури різання, які призводять до погіршення якості та точності оброблюваних поверхонь, особливо до утворення на них різних температурних дефектів (припикань, мікротріщин, мікровідколів тощо), що є основною причиною появи втрат від браку виготовленої продукції. У зв'язку із цим, надзвичайно актуальним є завдання зменшення силової і теплової напруженостей процесів механічної обробки із метою зменшення сили і температури різання та, відповідно, підвищення якості, точності і продуктивності обробки. Для вирішення цього завдання широко застосовують різні технологічні засоби: ефективні технологічні середовища, що дозволяють зменшити сили і температуру різання; інструментальні матеріали, що характеризуються невеликим коефіцієнтом тертя із оброблюваним матеріалом та високими показниками зносостійкості, твердості, міцності й теплопровідності (тверді та керамічні сплави зі зносостійкими покриттями, синтетичні надтверді матеріали – алмаз, гексаніт, кубічний нітрид бору тощо). Під час шліфування використовують ефективні високопористі абразивні круги та круги із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються високою ріжучою здатністю та знижують тертя в зоні шліфування, що сприяє зменшенню сили і температури різання.

В останні роки отримали застосування на практиці шліфувальні круги із переривчастою робочою поверхнею, які мають подвійний технологічний ефект. По-перше, у результаті ударно-циклічної взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом вони безперервно відновлюють свою ріжучу здатність та забезпечують здійснення шліфування із високою продуктивністю обробки. По-друге, завдяки переривчастості контакту робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом (у момент проходження западинами

круга зони різання) зменшується температура різання, що виключає утворення різних температурних дефектів на оброблюваних поверхнях і дозволяє підвищити параметри якості обробки. Причому, зменшення температури різання відбувається також і завдяки забезпеченню високої ріжучої здатності переривчастого круга, який в процесі шліфування, за суттю, працює в режимі безперервного правлення. Підтвердженням цьому є той факт, що звичайні (суцільні) абразивні круги більш високої твердості, які в звичайних умовах шліфування фактично непрацездатні внаслідок інтенсивного засалювання робочої поверхні та втрати ріжучої здатності, в умовах переривчастого шліфування працюють безперервно у режимі рівномірного зношування самозагострення без правлення та забезпечують високі показники якості і продуктивності обробки.

Ефективне застосування імпрегнованих абразивних кругів, які забезпечують зменшення інтенсивності тертя під час шліфування і, тим самим, зменшення сили і температури різання та, відповідно, підвищення якості і продуктивності обробки. Також достатньо ефективні процеси шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням періодичного або безперервного електроерозійного правлення круга, заснованого на введенні у зону різання або автономно до шліфувального круга додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. Це дозволяє завдяки ударно-термічному руйнуванню металевої зв'язки круга і продуктів обробки, що утримуються на робочій поверхні круга, постійно підтримувати його гострий ріжучий рельєф, що сприяє зниженню сили і температури різання. У результаті шліфування здійснюється із високими показниками якості та продуктивності обробки, особливо це стосується виробів, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями (головним чином, із підвищеною твердістю – це тверді сплави, зносостійкі покриття і наплавлення, керамічні матеріали, алмази тощо). Виходячи із цього, важливо виконати теоретичний аналіз закономірностей зміни сили і температури різання та обґрунтувати умови їх зменшення із одночасним підвищенням продуктивності обробки.

Слід зазначити, що дослідженню механічних і теплових процесів під час різання матеріалів у науково-технічній літературі постійно приділяють велику увагу. Розроблено теорію механічної обробки матеріалів, що розглядає у взаємозв'язку параметри якості, точності та продук-

тивності обробки із параметрами режиму різання, характеристиками інструментів і оброблюваних деталей [6, 84]. Отримано емпіричні залежності для визначення сили і температури різання та інших параметрів силової та теплової напруженостей процесу різання, що дозволяє на їх основі здійснити оптимізацію та вибір раціональних режимів різання і характеристик інструментів за основними техніко-економічними показниками обробки.

У даний час розроблено класичну теорію теплофізики механічної обробки, засновану на вирішенні складних диференціальних рівнянь теплопровідності матеріалів із частковими похідними другого порядку за трьома координатами і часом для конкретних технологічних процесів обробки виробів, виготовлених із різних металевих та неметалевих матеріалів [90, 97]. Це дозволяє науково обґрунтовано підходити до вибору оптимальних параметрів режиму різання, характеристик інструментів та інших умов обробки із урахуванням обмежень за температурою різання – основного параметра, що визначає якість виготовлених виробів [58, 62].

Значний внесок у розвиток теплофізики механічної обробки зробив відомий вчений, доктор технічних наук, професор Якимов О. В. [2, 53], один із основоположників методу переривчастого шліфування, що забезпечує зменшення температури різання (до 50 %) без зменшення продуктивності обробки. Практичні розробки професора Якімова О. В. дозволили успішно вирішити низку складних технологічних завдань та виключити втрати від браку, наприклад, під час виготовлення високоякісних деталей для авіаційно-космічної техніки, зокрема, деталей зубчастих зачеплень, які складні у виготовленні, особливо на операціях шліфування у зв'язку із утворенням на оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів (припикань, мікротріщин, мікровідколів тощо).

В останні роки широко застосовують 3D-моделі визначення температури під час механічної обробки, що відкриває нові можливості високоякісної та високопродуктивної обробки, оптимізації технологічних процесів за критерієм найменшої температури різання [117]. Разом із тим, у науково-технічній літературі фактично відсутні спрощені теоретичні підходи до визначення температури різання, що дозволяють оперативно оцінювати технологічні можливості різних методів обробки конкретних виробів із точки зору зменшення теплової напруженості

процесу та підвищення продуктивності обробки без підвищення температури різання. Необхідність застосування спрощених підходів до визначення температури різання продиктовано тим, що вирішуючи складні диференціальні рівняння теплопровідності матеріалів другого порядку із частковими похідними, наприклад, не вдається встановити дійсну глибину поширення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, за якою температура приймає нульове значення і виконуються закони фізики. Відповідно до відомих отриманих рішень рівняння теплопровідності матеріалу [59], ця глибина набуває нескінченного значення, що не дозволяє визначити фактичну товщину поверхневого порушеного (дефектного) шару матеріалу оброблюваної деталі у зв'язку із дією на нього теплового джерела. Це обмежує можливості правильного вибору раціональних параметрів режиму різання та інших умов обробки за температурним критерієм. Тому у роботі поставлено завдання проведення теоретичного аналізу основних напрямів зменшення силової і теплової напруженостей процесів механічної обробки та на цій основі визначення умов підвищення продуктивності та якості обробки.

Традиційно дослідження параметрів силової напруженості процесу різання здійснюють на основі встановлених експериментальних залежностей складових сили різання від параметрів режиму різання, геометричних характеристик інструментів та інших умов обробки. Однак отримані таким шляхом емпіричні залежності, як відомо, справедливі для цілком конкретних (часткових) умов обробки і не дозволяють узагальнено оцінити технологічні можливості досліджуваного процесу різання [6, 84]. Тому для встановлення та аналізу загальних закономірностей процесу різання слід використовувати теоретичні підходи до визначення параметрів силової напруженості процесу різання, які, на жаль, у науково-технічній літературі фактично відсутні. У зв'язку із цим заслуговує на особливу увагу запропонований у роботах [45, 47] теоретичний підхід до визначення складових сили різання, за яким тангенціальна складова сили різання  $P_z$  представлена у вигляді:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}, \quad (2.1)$$

де  $\sigma$  – умовне напруження різання,  $\text{Н/м}^2$  (дорівнює питомій роботі різання або енергоємності обробки,  $\text{Дж/м}^3$ );

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

Під час точіння  $S_{зріз} = a \cdot b = S \cdot t$ , де  $a = S \cdot \sin \varphi$  – товщина зрізу, м;  $b = t / \sin \varphi$  – ширина зрізу, м;  $S$  – подача, м;  $t$  – глибина різання, м;  $\varphi$  – головний кут різця у плані. Як видно, параметр  $S_{зріз}$  цілком однозначно визначається добутком подачі  $S$  і глибини різання  $t$ , що значно спрощує розрахунок і аналіз тангенціальної складової сили різання  $P_z$ .

Виходячи із залежності (2.1), зменшити тангенціальну складову сили різання  $P_z$  можна зменшенням параметрів  $\sigma$  і  $S_{зріз}$ . Однак зменшення  $S_{зріз}$  передбачає зменшення продуктивності обробки, тому доцільно зменшувати  $\sigma$  шляхом зміни геометричних параметрів ріжучого інструменту та зменшення інтенсивності тертя у зоні різання за умови  $S_{зріз} = \text{const}$ . Умовне напруження різання  $\sigma$  визначається аналогічно залежності (1.12):

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсуб}}{\text{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{зсуб}}{\text{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2} \right]}, \quad (2.2)$$

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

$\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, град.;

$\psi$  – умовний кут тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею різця, град. ( $\text{tg} \psi = f$  – коефіцієнт тертя);

$\gamma$  – передній (позитивний) кут різця, град.

Згідно залежності (2.2), зменшити умовне напруження різання  $\sigma$  можна збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  (табл. 2.1, рис. 2.1) відповідно до відомої формули професора Зворикіна К. О. [6]:

$$\beta = 45^\circ + \frac{(\gamma - \psi)}{2}. \quad (2.3)$$

Це досягається шляхом збільшення переднього кута різця  $\gamma$  та зменшення кута  $\psi$  або коефіцієнта тертя  $f$ .

Таблиця 2.1 – Розрахункові значення відношення  $\sigma / 2 \cdot \tau_{зсуб}$

$\beta$ , град.	0	22,5	45	67,5	90
$\sigma / 2 \cdot \tau_{зсуб}$	$\infty$	2,44	1,0	0,42	0

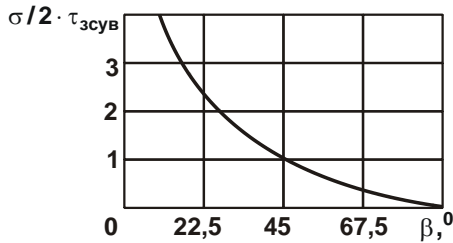


Рисунок 2.1 – Залежність відношення  $\sigma/2 \cdot \tau_{зсув}$  від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$

Радіальна складова сили різання  $P_y$  виражається залежністю:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S_{зріз}, \quad (2.4)$$

де  $K_{різ} = P_z / P_y$  – коефіцієнт різання ( $K_{різ} = \operatorname{tg} 2\beta$  [45]).

Із урахуванням залежності (2.3) коефіцієнт різання визначається:

$$K_{різ} = \operatorname{tg} 2\beta = \frac{1}{\operatorname{tg}(\psi - \gamma)}. \quad (2.5)$$

Під час точіння передній кут інструмента  $\gamma > 0$ , тому кут  $(\psi - \gamma) < 45^\circ$ , відповідно,  $\operatorname{tg}(\psi - \gamma) < 1$  і  $K_{різ} > 1$ .

Під час шліфування умовний передній кут ріжучого зерна  $\gamma < 0$  (тобто негативний), тому кут  $(\psi + \gamma) > 45^\circ$ , відповідно,  $\operatorname{tg}(\psi + \gamma) > 1$  і  $K_{різ} < 1$ .

Підтвердженням отриманого теоретичного рішення є наведені у науково-технічній літературі [6, 53, 45] експериментальні дані складових сили різання. Так, встановлено, що під час точіння тангенціальна складова сили різання  $P_z$  більша за радіальну складову сили різання  $P_y$ . Отже, коефіцієнт різання  $K_{різ} = P_z / P_y > 1$ . Під час шліфування, навпаки,  $P_z < P_y$ , тому  $K_{різ} = P_z / P_y < 1$ .

Очевидно, зменшити радіальну складову сили різання  $P_y$  можна додатково завдяки збільшенню коефіцієнта різання  $K_{різ}$  шляхом збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ . Отже, кут  $\beta$

більшою мірою впливає на  $P_y$ , ніж на  $P_z$ , оскільки  $P_y$  визначається відношенням  $\sigma/K_{різ}$ . Зменшення радіальної складової сили різання  $P_y$  сприяє зменшенню величини пружного переміщення, що виникає в технологічній системі  $y = P_y/c$  (де  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м), та підвищенню точності обробки.

Під час шліфування тангенціальна складова сили різання  $P_z$  визначається залежністю [45, 47]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}}, \quad (2.6)$$

де  $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{кр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перетину зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м<sup>2</sup>;

$Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

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

Із фізичної точки зору параметр  $S_{\text{сум}}$  визначається так. Нехай за час  $\tau$  обробки шліфувальним кругом був видалений із оброблюваної деталі об'єм матеріалу  $\vartheta$  у вигляді смуги довжиною  $L = V_{\text{кр}} \cdot \tau$  та площею поперечного перетину  $S_{\text{мит}}$ . Тоді, представляючи  $\vartheta = Q \cdot \tau$ , маємо:

$$S_{\text{мит}} = \frac{\vartheta}{L} = \frac{Q \cdot \tau}{V_{\text{кр}} \cdot \tau} = \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.7)$$

Таким чином визначено найважливішу характеристику процесу шліфування, що дозволяє оцінювати його технологічні можливості. Наприклад, під час плоского шліфування  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ , де  $B$  – ширина шліфування, м;  $V_{\text{дет}}$  – швидкість переміщення деталі, м/с;  $t$  – глибина шліфування, м (рис. 2.2). Тоді

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.8)$$

Виходячи із отриманої залежності (2.8), зменшити тангенціальну складову сили різання  $P_z$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  і збільшенням швидкості круга  $V_{\text{кр}}$ . Зменшити  $P_z$  також можна завдяки зміні параметрів режиму шліфування, які входять у залежність (2.8). Наприклад, перехід в область високошвидкісного і надвисокошвидкісного шліфування (зі збільшенням  $V_{\text{кр}}$  до значень 300 м/с і більше) дозволяє в 10 разів і більше зменшити  $P_z$  (а також потужність



шліфування) і, відповідно, в таку саму кількість разів збільшити продуктивність обробки  $Q$ .

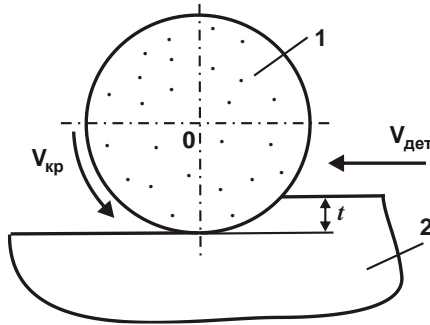


Рисунок 2.2 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:  
1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь

Основною умовою зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ , яке під час шліфування визначається перетвореною залежністю (2.2)

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right]} \quad (2.9)$$

із урахуванням негативного значення переднього кута ріжучого зерна  $\gamma$ , є його зменшення завдяки підтримці на робочій поверхні круга розвиненого ріжучого рельєфу.

Залежність (2.9) отримано із урахуванням лише тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом, що визначається кутом  $\psi$ . У реальних умовах процесу шліфування має місце значне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, яке за інтенсивністю перевищує тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом. У результаті умовне напруження різання  $\sigma$  під час шліфування у багато разів більше, ніж під час мікорізання одиничним зерном, що підтверджується експериментальними даними [73]. Тому під час шліфування необхідно, в першу чергу, домагатися зменшення інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом шляхом забезпечення роботи круга в режимі рівномірного зношування та самозагострювання, виключаючи його роботу в режимі затуплення та періо-

дичного правлення. Як зазначалося раніше, для цього ефективно використовувати, наприклад, процес електроерозійного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці, що здійснюється із безперервним підведенням у зону різання або автономно до алмазного круга електричної енергії у формі електричних розрядів, які завдяки ударно-термічній дії на робочу поверхню алмазного круга забезпечують ерозійне руйнування поверхневого шару металевої зв'язки та продуктів засалювання і таким шляхом підтримують у процесі шліфування високу ріжучу здатність алмазного круга.

Радіальна складова сили різання  $P_y$ , виходячи із залежності (2.8), визначається:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (2.10)$$

Оскільки під час шліфування  $K_{\text{різ}} < 1$ , то виконується умова  $P_y > P_z$ .

Використовуючи залежність (2.10), можна визначити продуктивність обробки  $Q$  під час шліфування за пружною схемою ( $P_y = \text{const}$ ):

$$Q = \frac{K_{\text{різ}}}{\sigma} \cdot P_y \cdot V_{\text{кр}}. \quad (2.11)$$

У цьому випадку можна збільшити продуктивність обробки  $Q$  шляхом збільшення параметрів  $P_y$ ,  $V_{\text{кр}}$  і зменшення відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  завдяки підвищенню ріжучої здатності круга і зниженню інтенсивності тертя у зоні різання.

Використовуючи залежність (2.10), також можна визначити важливий параметр шліфування – коефіцієнт ріжучої здатності

$$\frac{P_y}{Q} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{1}{V_{\text{кр}}}, \quad (2.12)$$

який тим менше, чим менше  $\sigma/K_{\text{різ}}$  і більше швидкість круга  $V_{\text{кр}}$ .

Проведемо теоретичний аналіз шляхів підвищення ефективності механічної обробки (наприклад, точіння) за критерієм потужності металоріжучого верстата:

$$N = P_z \cdot V, \quad (2.13)$$

де  $V$  – швидкість різання, м/с.

Як видно, досягти значення потужності верстата  $N$  можна шляхом збільшення параметрів  $P_z$  і  $V$ . При цьому виникає питання: який із параметрів  $P_z$  або  $V$  слід збільшувати, а який зменшувати для досягнення найбільшого ефекту обробки (для заданого значення  $N$ ), наприклад, із точки зору досягнення максимальної продуктивності обробки  $Q$ .

Для цього залежність (2.13) із урахуванням залежності  $Q = S_{\text{зріз}} \cdot V$  представимо у вигляді:

$$N = \sigma \cdot S_{\text{зріз}} \cdot V = \sigma \cdot Q. \quad (2.14)$$

Таким чином, основним шляхом підвищення продуктивності обробки  $Q$  для заданого значення потужності верстата  $N$  є зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Це досягається, перш за все, зменшенням інтенсивності тертя ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом (застосуванням ефективних технологічних середовищ та оптимальної геометрії ріжучої частини інструмента). Однак, при цьому виникає питання: завдяки збільшенню яких параметрів ( $S_{\text{зріз}}$  або  $V$ ) ефективно збільшувати продуктивність обробки  $Q$ , наприклад, із точки зору досягнення заданої точності обробки, що визначається величиною пружного переміщення у технологічній системі  $y$ . Для вирішення цього питання тангенціальну складову сили різання  $P_z$  під час точіння різцем із нульовим переднім кутом подамо у вигляді:

$$P_z = \frac{P_y}{f} = \frac{c \cdot y}{f}, \quad (2.15)$$

де  $P_y = c \cdot y$  – радіальна складова сили різання, Н;

$f$  – коефіцієнт тертя ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом;

$c$  – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м.

Після підстановки залежності (2.15) у залежність (2.13), отримано:

$$N = \frac{c \cdot y}{f} \cdot V. \quad (2.16)$$

Як видно, досягти заданих значень параметрів  $N$  і  $y$  можна зміною швидкості різання  $V$ . Так, якщо величина  $y$  є незначною, то швидкість різання  $V$  слід збільшувати. Це може мати місце на фінішних операціях обробки. Відповідно, тангенціальна складова сили різання  $P_z$ , виходячи із залежності (2.13), повинна зменшуватися. А це приво-

дить до зменшення величини  $S_{\text{зріз}} = a \cdot B = S \cdot t$  і, відповідно, товщини зрізу  $a$ . Тобто, в умовах фінішної обробки швидкість різання  $V$  ефективно збільшувати, а товщину зрізу  $a$ , навпаки, зменшувати, що підтверджується практичними даними.

На попередніх операціях механічної обробки, коли величина  $u$  може приймати достатньо великі значення, навпаки, швидкість різання  $V$  необхідно зменшувати, а товщину зрізу  $a$  збільшувати, оскільки тангенціальна складова сили різання  $P_z$ , яка визначається залежністю (2.15), буде збільшуватися.

Таким чином, аналітично на основі фізичної залежності (2.13) для визначення потужності процесу різання  $N$  встановлено шляхи зміни параметрів режиму різання за умови забезпечення заданої точності обробки, що визначається величиною  $u$ .

Далі розглянемо шляхи зміни параметрів режиму різання за умов забезпечення заданої температури різання  $\theta$ , що визначає якість обробленої поверхні, на прикладі процесу плоского шліфування (рис. 2.3).

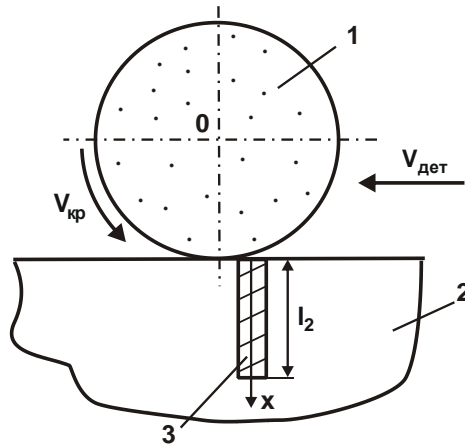


Рисунок 2.3 – Розрахункова схема температури під час плоского шліфування: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

У роботі професора Якимова О. В. [109] температуру різання під час шліфування визначено на основі розрахункової схеми, в якій припуск, що знімається, представлено у вигляді безлічі елементарних

прямолинійних адіабатичних стержнів, які перерізаються із швидкістю переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$  шліфувальним кругом, що обертається зі швидкістю  $V_{\text{кр}}$  (рис. 2.3). На кожен адіабатичний стержень (стілки якого ізолювані) діє теплове джерело щільністю  $q_0$ , що призводить до поширення тепла лише вздовж адіабатичного стержня.

Якщо прийняти, що все тепло, яке виділяється у процесі шліфування, надходить лише до поверхневого шару оброблюваної деталі, то температура різання  $\theta$  (у точці контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем) визначається залежністю [ 52]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}, \quad (2.17)$$

де  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} \text{ – швидкість перерізання шліфувальним кругом}$$

адіабатичного стержня, м/с;

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

$t$  – глибина шліфування, м;

$D_{\text{кр}}$  – діаметр шліфувального круга, м;

$$l_2 = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau \text{ – глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброб-$$

люваної деталі (тобто в адіабатичний стержень), м;

$\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·град.);

$c$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·град.);

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

$$\tau = \frac{t}{V_{\text{різ}}} \text{ – час перерізання шліфувальним кругом адіабатичного}$$

стержня, с;

$$Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t \text{ – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с.}$$

Як витікає із залежності (2.17), зменшити температуру різання  $\theta$  за заданим значенням  $Q_{\text{пит}}$  можна зменшенням глибини шліфування  $t$ .

При цьому швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  повинна пропорційно збільшуватися

за залежністю  $V_{дет} = Q_{пит}/t$ . Якщо  $t = const$ , то, виходячи із залежності (2.17), зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  температура різання  $\theta$  збільшується. За умови  $V_{дет} = const$  зі збільшенням глибини шліфування  $t$  також температура різання  $\theta$  буде збільшуватися, що відповідає практичним даним.

Заслужують на увагу закономірності зміни параметра  $l_2$  (рис. 2.4, де  $\theta_n$  – температура в точці  $x=0$ , рис. 2.3) залежно від параметрів режиму шліфування  $V_{дет}$  і  $t$ :

$$l_2 = \sqrt{\frac{2\lambda \cdot t}{c \cdot \rho \cdot V_{різ}}} = \sqrt{\frac{2\lambda \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}}{c \cdot \rho \cdot V_{дет}}} = \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{Q_{пит} \cdot D_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{1}{V_{дет}}}. \quad (2.18)$$

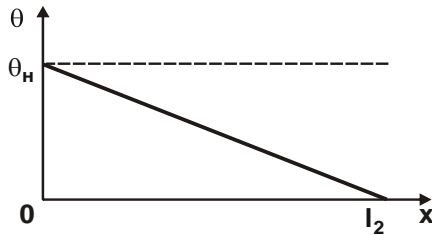


Рисунок 2.4 – Характер зміни температури різання  $\theta_n$  за координатою  $x$

За умов  $t = const$  і  $Q_{пит} = const$  параметр  $l_2$  зменшується, особливо інтенсивно за умови  $Q_{пит} = const$ . Таким чином, зменшити параметр  $l_2$  та, відповідно, можливу товщину дефектного шару оброблюваної деталі можна збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  із одночасним пропорційним зменшенням глибини шліфування  $t$ , що підтверджується відомими експериментальними даними. У цьому випадку фактично все тепло, яке виділяється у процесі шліфування, зосереджується у стружках, що утворюються. У результаті зменшується вірогідність утворення на оброблюваній поверхні різних теплових дефектів, що забезпечує високу якість обробки.

Проведемо аналіз закономірностей зміни температури різання  $\theta$  і параметра  $l_2$  під час лезової обробки (точіння, рис. 2.5). У цьому ви-

падку  $\tau = \frac{l}{V}$ , де  $l = \frac{a}{\text{tg}\beta}$  – довжина зони різання, м;  $a = S \cdot \sin\varphi$  – товщина зрізу, м;  $\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу;  $V$  – швидкість різання, м/с;  $S$  – подача, м/об.;  $\varphi$  – головний кут різця у плані. Тоді

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{a}{V \cdot \text{tg}\beta}}. \quad (2.19)$$

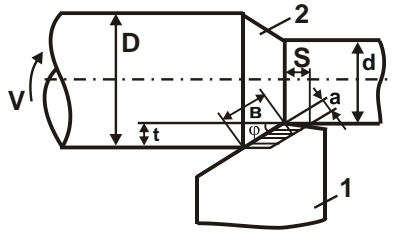


Рисунок 2.5 – Розрахункова схема параметрів поздовжнього точіння: 1 – різець; 2 – деталь

Як видно, зі збільшенням швидкості різання  $V$  та зменшенням товщини зрізу  $a$  параметр  $l_2$  зменшується, що указує на зменшення можливої товщини дефектного шару оброблюваної деталі.

Температура різання  $\theta$  визначається залежністю:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{\sigma \cdot V \cdot \text{tg}\beta}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{a}{V \cdot \text{tg}\beta}} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot \text{tg}\beta} = \\ &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot S \cdot \sin\varphi \cdot V \cdot \text{tg}\beta}. \end{aligned} \quad (2.20)$$

Зі збільшенням параметрів режиму різання  $S$  і  $V$  температура різання  $\theta$  збільшується. Найбільше впливає на температуру різання  $\theta$  умовне напруження різання  $\sigma$ . Тому домогтися суттєвого зменшення температури різання  $\theta$  можна, в першу чергу, завдяки зменшенню  $\sigma$  шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні різання.

Глибина різання  $t$  не входить у залежності (2.19) і (2.20). Тому досягти підвищення продуктивності обробки за заданих значень температури різання  $\theta$  і параметра  $l_2$  можна шляхом збільшення глибини різання  $t$ .

Для більш детального аналізу теплового процесу під час лезової обробки (стругання) розглянемо випадок повного переходу тепла, яке виділяється у процесі різання, до стружки, що утворюється. Тоді робота різання  $A = P_z \cdot l$  дорівнює кількості тепла  $c \cdot m \cdot \theta$ , яке виділяється у процесі різання, де  $m = \rho \cdot l \cdot S_{зріз}$  – маса стружки, кг;  $l$  – довжина шляху різання, м;  $S_{зріз}$  – площа поперечного перетину зрізу, м<sup>2</sup>.

У результаті отримано залежність для визначення тангенціальної складової сили різання  $P_z$ :

$$P_z = \frac{c \cdot m \cdot \theta}{l} = c \cdot \rho \cdot S_{зріз} \cdot \theta. \quad (2.21)$$

Тоді залежність (2.13) із урахуванням продуктивності обробки  $Q = S_{зріз} \cdot V$  набуде вигляду:

$$N = c \cdot \rho \cdot Q \cdot \theta. \quad (2.22)$$

У даному випадку заданих значень потужності процесу різання  $N$  і температури різання  $\theta$  можна досягти шляхом зміни продуктивності обробки  $Q = S_{зріз} \cdot V$  незалежно від зміни параметрів  $S_{зріз}$  і  $V$ , які її визначають. Отже, температура різання  $\theta$  та якість обробленої поверхні залежать, в першу чергу, від продуктивності обробки. Однак, за умов одночасного забезпечення заданих значень температури різання  $\theta$  і величини пружного переміщення у технологічній системі у (що визначає точність обробки) ефективним рішенням слід розглядати попередній випадок. Тобто, на фінішних операціях швидкість різання  $V$  необхідно збільшувати, а товщину зрізу  $a$  зменшувати. На попередніх технологічних операціях, навпаки, швидкість різання  $V$  необхідно зменшувати, а товщину зрізу  $a$  збільшувати.

Як відомо, зі збільшенням швидкості різання  $V$  кількість тепла, яке надходить до стружки, збільшується (рис. 2.6 [6]). Тому отримане рішення є справедливим в умовах фінішної обробки зі збільшеною швидкістю різання  $V$ .

Із залежності (2.22) із урахуванням залежності (2.14) також витікає важлива для практичного застосування залежність для визначення температури різання  $\theta$ :

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.23)$$



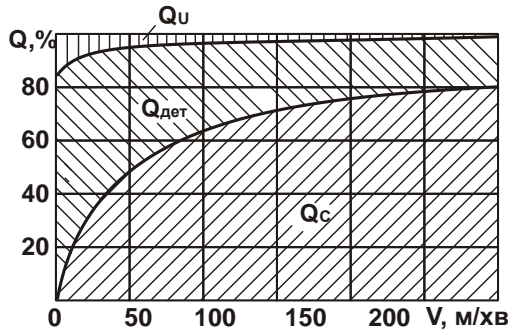


Рисунок 2.6 – Розподіл тепла  $Q$  між стружкою, інструментом та деталлю під час точіння сталі 40X різцем з твердого сплаву Т30К6

Отже, якщо прийняти, що все тепло, яке виділяється у процесі різання (під час точіння), надходить лише до стружки, що утворюється, то температура різання  $\theta$  визначається лише умовним напруженням різання  $\sigma$ .

У розділі 1 показано, що для умов механічної обробки умовне напруження різання  $\sigma$  співпадає з енергоємністю обробки  $E$ :

$$\sigma = E = \frac{N}{Q}. \quad (2.24)$$

Як витікає із залежності (2.23), основним шляхом зменшення температури різання  $\theta$  є зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Особливо це відноситься до процесів шліфування, які характеризуються високою тепловою напруженістю внаслідок інтенсивного тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Виходячи із цього, далі розглянемо теоретичні підходи до визначення температури різання під час шліфування.

## 2.2. Теоретичні підходи до визначення температури різання під час шліфування

У роботі професора Якимова О. В. [108] на основі розрахункової схеми (рис. 2.3) отримано спрощену аналітичну залежність для визначення температури різання під час плоского і круглого (зовнішнього і внутрішнього) шліфування:

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot l}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{\text{дет}}}}, \quad (2.25)$$

де  $q = P_z \cdot V_{\text{кр}} \cdot \bar{\psi} / F$  – щільність теплового потоку, що характеризує кількість теплоти, яка проходить через одиницю поверхні оброблюваної деталі в одиницю часу, Вт/м<sup>2</sup>;

$\bar{\psi}$  – коефіцієнт, що показує, яка частина роботи переходить у теплоту, що поглинається оброблюваною деталлю (за даними роботи [86] для алмазного шліфування приймаємо  $\bar{\psi} = 0,4$ , оскільки у теплоту переходить 80 % від усієї роботи, а оброблювана деталь поглинає 50 % теплоти);

$F = B \cdot l$  – площа контакту круга із оброблюваною деталлю, м<sup>2</sup>;

$l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$  – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м;

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

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

Після перетворень залежність (2.25) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{B} \cdot \bar{\psi} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{\text{дет}}}} \cdot \sqrt{\left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right) \cdot \frac{2 \cdot t}{2 \cdot t}}. \quad (2.26)$$

Із залежності (2.26) витікає, що зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна, головним чином, завдяки зменшенню тангенціальної складової сили різання  $P_z$ , швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  і збільшенню швидкості переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$  та глибини шліфування  $t$ . Однак тангенціальна складова сили різання  $P_z$  є функцією параметрів режиму шліфування  $V_{\text{кр}}$ ,  $V_{\text{дет}}$  і  $t$ . Тому для узагальненого аналізу умов зменшення температури шліфування  $\theta$  необхідно аналітично виразити  $P_z$  через параметри  $V_{\text{кр}}$ ,  $V_{\text{дет}}$  і  $t$ , використовуючи залежність (2.8).

Після підстановки залежності (2.8) у залежність (2.26), отримано:

$$\theta = \sigma \cdot \bar{\psi} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot Q_{\text{пит}}}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right) \cdot t}, \quad (2.27)$$

де  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  – питома продуктивність обробки,  $\text{м}^2/\text{с}$ .

У результаті встановлено аналітичну залежність, яка не містить невизначеної тангенціальної складової сили різання  $P_z$ , а містить умовне напруження різання  $\sigma$ , яке під час шліфування виражається перетвореною залежністю (2.2):

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \approx \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (2.28)$$

де  $\sigma_{\text{ст}}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу,  $\text{Н}/\text{м}^2$ .

Як видно, зменшити  $\sigma$  можна виключно шляхом збільшення  $K_{\text{різ}} = P_z / P_y = \text{tg}2\beta$ , тобто збільшення кута  $\beta = 45^\circ - (\gamma + \psi) / 2$ .

Необхідно зазначити, що умовне напруження різання  $\sigma$  можна порівняти із межею міцності на стиск оброблюваного матеріалу  $\sigma_{\text{ст}}$ . Як відомо, під час шліфування  $K_{\text{різ}} < 1$ , тому  $\sigma > \sigma_{\text{ст}}$ . Це пов'язано із особливостями процесу стружкоутворення під час шліфування, а також із наявністю інтенсивного тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом.

Під час лезової обробки (точіння) умовне напруження різання  $\sigma$  визначається більш складною залежністю [52]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right). \quad (2.29)$$

У цьому випадку, згідно з експериментальними даними,  $K_{\text{різ}} > 1$ . Отже, виконується умова  $\sigma \approx \sigma_{\text{ст}}$ . Тому з'являється можливість суттєвого зменшення сили і температури різання, а, відповідно, підвищення продуктивності, якості та точності обробки. Цим пояснюється перспективність застосування на фінішних операціях процесів лезової обробки замість процесів шліфування.

Аналізуючи залежність (2.27), слід зазначити, що зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна, головним чином, завдяки зменшенню умовного напруження різання  $\sigma$  та меншою мірою – завдяки зменшенню питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  і глибини шліфування  $t$ , тобто застосовуючи звичайне багатопрхідне шліфування, яке здійснюють зі збільшеною швидкістю переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ . Цим пояснюється ефективність застосування на фінішних операціях схеми

багатопохідного шліфування, а на операціях попереднього шліфування – схеми глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю переміщення деталі  $V_{дет}$ , що характеризується збільшеною продуктивністю обробки, а відповідно, і збільшеною температурою шліфування  $\theta$ .

Слід зазначити, що параметр  $\sigma$  входить у залежність (2.27) із ступенем 1, а глибина шліфування  $t$  – із ступенем 0,25. Тому незначне зменшення параметра  $\sigma$  буде призводити до суттєвого зменшення температури шліфування  $\theta$ , тоді як значне збільшення глибини шліфування буде призводити до несуттєвого збільшення температури шліфування  $\theta$ . Виходячи із цього, можна зробити висновок, що застосовуючи в умовах глибинного шліфування, наприклад, високопористі та імпрегновані абразивні круги, які характеризуються високою ріжучою здатністю, можна досягти значного зменшення температури шліфування  $\theta$  та забезпечити високопродуктивну і одночасно високоякісну обробку. Підтвердженням цьому є результати експериментальних досліджень температури різання [123], згідно з якими під час глибинного шліфування, як і під час багатопохідного шліфування, температура різання зменшується, а найбільша температура досягається за глибиною різання, що розділяє глибинне і багатопохідне шліфування.

Отже, в умовах глибинного шліфування необхідно використовувати шліфувальні круги, що характеризуються високою ріжучою здатністю. Це дозволить суттєво підвищити продуктивність обробки без помітного збільшення температури шліфування та забезпечити високопродуктивне знімання достатньо великих припусків, поєднуючи попереднє та остаточне шліфування в одну операцію без застосування, наприклад, попередньої лезової обробки. Це особливо важливо під час обробки матеріалів підвищеної твердості, які традиційно обробляють із застосуванням методу шліфування.

Із залежності (2.27) витікає ще одна важлива умова зменшення температури шліфування  $\theta$ , пов'язана зі зменшенням величини  $\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$ . Для цього необхідно збільшувати радіуси круга  $R_{кр}$  і деталі  $R_{дет} \rightarrow \infty$ , тобто переходити до схеми плоского шліфування. Зменшити величину  $\rho$  і, відповідно, температуру шліфування  $\theta$  можна також під час круглого внутрішнього шліфування, оскільки в цьому випадку радіус деталі  $R_{дет}$  стає негативною величиною, внаслідок чого

величина  $\rho = 1/R_{кр} - 1/R_{дет}$  зменшується. Однак, як показано раніше, основною умовою зменшення температури шліфування  $\theta$  є все ж таки зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  завдяки забезпеченню високої ріжучої здатності шліфувального круга і зниженню інтенсивності тертя у зоні шліфування, особливо тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Таким чином, використовуючи наведені у роботі аналітичні залежності, можна достатньо просто здійснити аналіз технологічних можливостей різних процесів механічної обробки (для цілком конкретних випадків) і науково обґрунтовано підійти до вибору найкращого із них із точки зору забезпечення параметрів якості, точності та продуктивності обробки.

У роботах [75, 98, 109] досліджено умови зменшення температури різання під час шліфування, які отримано на основі рішення диференціального рівняння теплопровідності Лапласа. У результаті встановлено фундаментальні рішення, які дозволили визначити оптимальні параметри режиму шліфування і характеристики шліфувального круга із урахуванням обмеження щодо температурного чинника. Так, теоретично і експериментально доведено ефективність застосування переривчастого шліфування із погляду зменшення температури різання [75, 109]. Разом із тим, у математичній фізиці існують й інші рішення диференціального рівняння теплопровідності [104]. Тому важливо їх проаналізувати щодо процесу шліфування для виявлення нових умов зменшення температури різання.

У роботі [104] отримано рішення диференціального рівняння теплопровідності для теплового процесу, що не встановився у часі в умовах шліфування адіабатичного напівнескінченного стержня (рис. 2.3), на торці якого діє тепловий потік постійної щільності  $q_0$ :

$$\theta(x, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x^2}{4a^2\tau}} - \frac{q_0}{\lambda} \cdot x \cdot \left[ 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right], \quad (2.30)$$

де  $\theta(x, \tau)$  – температура різання під час шліфування, К;

$a^2 = \lambda / c \cdot \rho$  – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м<sup>2</sup>/с;

$q_0$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$\tau$  – час обробки, с;

$x$  – координата (рис. 2.3);

$\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$  – табульована функція (рис. 2.7 [72]).

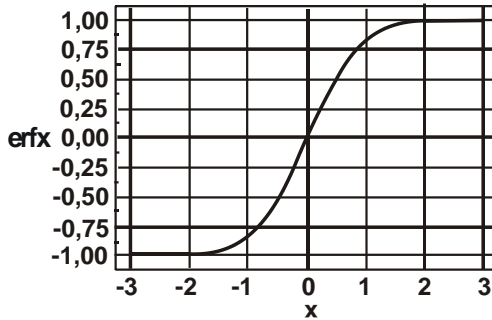


Рисунок 2.7 – Графік табульованої функції  $\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$

Із залежності (2.30) витікає, що максимальна температура різання досягається у точці контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем, тобто у точці  $x=0$  – на оброблюваній поверхні. У міру заглиблення у поверхневий шар оброблюваної деталі ( $x > 0$ ) температура адіабатичного стержня  $\theta$  зменшується, асимптотично наближаючись до нуля. Це відповідає практичним даним і дозволяє використовувати залежність (2.30) для пошуку шляхів зменшення температури різання під час шліфування. Тому залежність для визначення максимальної температури різання під час шліфування  $\theta$ , що дорівнює температурі на торці адіабатичного стержня ( $x=0$ ), набуває вигляду:

$$\theta = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \quad (2.31)$$

Як видно, домогтися зменшення температури різання під час шліфування можна двома шляхами: зменшенням часу контакту круга із фіксованим перетином поверхні оброблюваної деталі  $\tau$  і щільності теплового потоку  $q_0$ . Зменшення часу  $\tau$  передбачає застосування переривчастого шліфування, а також багатопрохідного шліфування, що характеризується збільшеною швидкістю переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ ,

оскільки  $\tau = L/V_{\text{дет}}$ , де  $L$  – довжина контакту круга із оброблюваною поверхнею деталі, м. Однак, як витікає із залежності (2.31), час  $\tau$  меншою мірою впливає на температуру різання під час шліфування  $\theta$ , ніж щільність теплового потоку  $q_0$ . Тому домогтися зменшення температури різання під час шліфування  $\theta$  можна, перш за все, завдяки зменшенню щільності теплового потоку  $q_0$ .

Очевидно, параметри  $\tau$  і  $q_0$  взаємопов'язані один із одним. Тоді залежність (2.31) із урахуванням відомих перетворень [98] ( $q_0 = N/F$ ;  $N = P_z \cdot V_{\text{кр}}$  – потужність шліфування, Вт;  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}}$  – тангенціальна складова сили різання, Н;  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;  $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{кр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перетину зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м<sup>2</sup>;  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;  $B$  – ширина шліфування, м;  $t$  – глибина шліфування, м;  $F = B \cdot l$  – площа контакту круга із оброблюваною поверхнею деталі, м<sup>2</sup>;  $l = \sqrt{2 \cdot t / (1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}})}$ ;  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дет}}$  – радіуси круга і деталі, м;  $\tau = L/V_{\text{дет}}$ ) набуде вигляду:

$$\theta = 0,95 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{\text{пит}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{t \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}, \quad (2.32)$$

де  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с.

Відповідно до залежності (2.32), найбільше впливає на температуру різання під час шліфування  $\theta$  умовне напруження різання  $\sigma$ : із його зменшенням температура  $\theta$  зменшується. Отже, основним шляхом зменшення температури під час шліфування  $\theta$  є підвищення ріжучої здатності круга, завдяки забезпеченню високої гостроти ріжучих зерен, і зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Для цього необхідно застосовувати ефективні методи правлення круга – механічні та електрофізикохімічні (наприклад, під час шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках).

Питома продуктивність обробки  $Q_{\text{пит}}$  впливає на температуру різання під час шліфування  $\theta$  меншою мірою, ніж умовне напруження різання  $\sigma$ . Тому ефективність зменшення температури різання під час шліфування  $\theta$  у зв'язку зі зменшенням  $Q_{\text{пит}}$  нижче, ніж від зменшення

умовного напруження різання  $\sigma$ . Ще нижче ефективність зменшення температури різання під час шліфування  $\theta$  від зменшення глибини шліфування  $t$ , оскільки вона входить у залежність (2.32) у ступені 0,25. Тому доцільно використовувати багатопрохідне шліфування, що характеризується відносно невеликою глибиною шліфування  $t$  та збільшеною швидкістю переміщення деталі  $V_{\text{дет}}$ . Однак, як зазначалося раніше, основний ефект зменшення температури під час 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, що працюють у режимі самозагострювання.

Необхідно зазначити, що за умови значного зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  з'являється можливість збільшення глибини шліфування  $t$  і питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  для заданої температури різання під час шліфування  $\theta$ , тобто з'являється можливість здійснення високопродуктивного глибинного шліфування, що узгоджується із практичними даними.

Основним недоліком отриманого рішення є невизначеність глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, оскільки температура  $\theta$  не досягає кінцевого нульового значення, а лише асимптотично наближається до цього значення. У результаті, це не дозволяє однозначно визначити товщину порушеного або дефектного поверхневого шару оброблюваної деталі у зв'язку із тепловою дією на нього у процесі шліфування.

### **2.3. Визначення та аналіз температури різання залежно від параметрів теплового процесу шліфування**

Метод шліфування матеріалів є найбільш складним і найменш вивченим серед методів механічної обробки різанням, які застосовують на практиці. Незважаючи на значну кількість публікацій у науково-технічній літературі [112–114], присвячених питанням шліфування матеріалів, в даний час недостатньо вивчено закономірності формування



температури різання під час шліфування та інших параметрів теплового процесу, таких як глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, кількість тепла, що надходить в оброблювану деталь і стружки, що утворюються, тощо. Тому для обґрунтування умов зменшення температури різання під час шліфування і підвищення якості оброблюваних поверхонь деталей важливо встановити взаємозв'язки температури різання із параметрами теплового процесу під час шліфування, отримати інженерні залежності для їх розрахунку і здійснити вибір оптимальних умов обробки. Основними науковими передумовами роботи слід розглядати важливі теоретичні рішення, наведені у роботах [52] під час дослідження сталого і несталого у часі теплового процесу шліфування та визначення оптимальних умов обробки за температурним критерієм.

Розглянемо розрахункову схему параметрів плоского шліфування (рис. 2.8), де припуск, що знімається, подано у вигляді пакета нескінченної безлічі прямолінійних адіабатичних стержнів, які перерізає із швидкістю  $V_{\text{різ}}$  шліфувальний круг під час його руху вздовж оброблюваної поверхні.

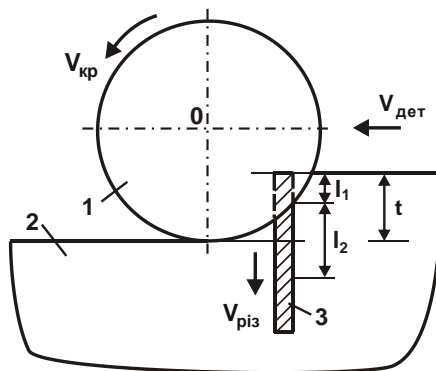


Рисунок 2.8 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:

1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичний стержень

( $l_1$  – товщина шару матеріалу, що знімається, м;  $l_2$  – глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, м;  $t$  – глибина шліфування, м;  $V_{\text{кр}}$  – швидкість круга, м/с;  $V_{\text{дет}}$  – швидкість деталі, м/с)

На основі розрахункової схеми, показаної на рис. 2.8, у роботі [54] запропоновано спрощений підхід до визначення температури різання під час шліфування, який засновано на заданні закону розподілу щільності теплового потоку за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі. Прийнято, що кількість тепла  $Q_1$ , яке увійшло до адіабатичного стержня довжиною  $\Delta x$  і площею поперечного перетину  $F$  за час  $\tau$ , дорівнює:

$$Q_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau, \quad (2.33)$$

а кількість тепла  $Q_2$ , яке необхідне для нагрівання адіабатичного стержня довжиною  $\Delta x$  до температури  $\theta$  за час  $\tau$ , дорівнює:

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot F \cdot \int_0^{\Delta x} \theta(x) \cdot dx, \quad (2.34)$$

де  $q_0$  – щільність теплового потоку у поперечному перетині адіабатичного стержня із координатою  $x = 0$ , Вт/м<sup>2</sup>;

$c$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·град.);

$\rho$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>3</sup>.

Тоді для випадку  $q(x) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)$  із урахуванням граничної умови  $\theta(x = \Delta x) = 0$  отримано:

$$\theta(x) = -\frac{1}{\lambda} \cdot \int q(x) \cdot dx = \theta_{\max 2} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)^2. \quad (2.35)$$

Відповідно, максимальна температура різання під час шліфування визначається:

$$\theta(x = 0) = \theta_{\max 2} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (2.36)$$

За умови рівності значень  $Q_1$  і  $Q_2$  (тобто за умови  $Q_1 = Q_2$ ) встановлено глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі:

$$l_2 = \Delta x = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (2.37)$$

Для випадку  $q(x) = q_0$  і граничної умови  $\theta(x = \Delta x) = 0$  рішення набуває вигляду:

$$\theta(x) = \theta_{\max} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right). \quad (2.38)$$

Максимальне значення температури різання під час шліфування дорівнює:

$$\theta(x=0) = \theta_{\max} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}, \quad (2.39)$$

де  $a = \lambda / (c \cdot \rho)$  – коефіцієнт теплопроводності оброблюваного матеріалу,  $m^2/c$ .

За умови  $Q_1 = Q_2$  визначається глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі:

$$l_2 = \Delta x = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (2.40)$$

Встановлено, що значення максимальної температури різання під час шліфування, які розраховані на основі залежностей (2.36) і (2.39), відрізняються у межах 15 %, тобто незначно. Тому отримане рішення достатньо об'єктивно відображає закономірності формування температури різання під час шліфування і його можна використовувати для практичних розрахунків температури різання.

Наведене рішення отримано за умови, що все тепло, що утворюється під час плоского шліфування периферією круга, надходить до оброблюваної деталі. Щоб врахувати частку тепла, що надходить до стружок, загальну кількість тепла слід подати у вигляді двох складових, обумовлених відведенням тепла із зони різання у поверхневий шар оброблюваної деталі ( $W_1$ ) і нагріванням стружок ( $W_2$ ). Тоді

$$W = W_1 + W_2. \quad (2.41)$$

Розглянемо спочатку випадок, коли щільність теплового потоку під час плоского шліфування не змінюється за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі. У цьому випадку максимальну температуру різання під час шліфування слід визначати аналітичною залежністю (2.39), а глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі – залежністю (2.40). Розв'яжемо залежність (2.39) відносно щільності теплового потоку:

$$q_0 = \frac{\lambda \cdot \theta_{\max}}{1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}}. \quad (2.42)$$

Для зручності розрахунків припустимо, що шліфувальний круг у процесі шліфування періодично зупиняється і за схемою урізного шліфування протягом часу  $\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{V_{\text{дет}}}$  видаляє оброблюваний

матеріал, де  $l = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$  – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м;  $R_{кр}$  – радіус круга, м;  $t$  – глибина шліфування, м;  $V_{дет}$  – швидкість деталі (рис. 2.8), м/с.

Тоді кількість тепла  $W_1$ , що надходить до оброблюваного матеріалу внаслідок його теплопровідності під час плоского шліфування периферією круга, визначиться:

$$W_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau = \frac{\lambda \cdot \theta_{max} \cdot F}{1,414} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}}, \quad (2.43)$$

де  $F = B \cdot l$  – площа контакту круга із оброблюваною деталлю, м<sup>2</sup>;

$B$  – ширина шліфування, м.

Кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, визначається залежністю:

$$W_2 = c \cdot \rho \cdot F \cdot t \cdot \theta_{max}. \quad (2.44)$$

Загальна кількість тепла  $W$ , що виділилося під час плоского шліфування периферією круга, дорівнює роботі різання:  $A = \sigma \cdot \vartheta$ , де  $\sigma$  – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м<sup>2</sup>;  $\vartheta = F \cdot t$  –

об'єм матеріалу, що знімається за час  $\tau = \frac{l}{V_{дет}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}$  контакту круга із адіабатичним стержнем, м<sup>3</sup>. Тоді за умови

$W = A = \sigma \cdot F \cdot t = W_1 + W_2$  із урахуванням  $\tau = \frac{l}{V_{дет}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}$ , маємо:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + 0,84 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}\right)}. \quad (2.45)$$

Якби все тепло, що утворюється під час шліфування, надходило до стружок (тобто  $W_1 = 0$ ), то залежність для визначення  $\theta_{max}$  набула б вигляду:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.46)$$

Отже, перший множник залежності (2.45), рівний  $\sigma/c \cdot \rho$ , визначає температуру нагрівання лише стружок, що утворюються, а другий множник визначає частку тепла, що надходить в оброблювану деталь. Це ви- тікає також із умови, що якби все тепло, що утворюється, під час шліфу-

вання надходило в оброблювану деталь, тобто  $W_2 = 0$ , то залежність для визначення  $\theta_{\max}$  набула б вигляду

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}, \quad (2.47)$$

який відповідає залежності (2.45) без урахування першого доданка у знаменнику, рівного 1, обумовленого теплом, що надходить до стружок, що утворюються.

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  температура різання  $\theta_{\max}$  збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $\theta_{\max} = \sigma / c \cdot \rho$ . Раніше показано, що значення температури різання  $\theta_{\max} = \sigma / c \cdot \rho$  визначається умовою повного переходу тепла до стружок, що утворюються, тобто у цьому випадку відсутній перехід тепла до оброблюваної деталі. Такий самий характер розподілу тепла має місце і зі збільшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ . Однак у цьому випадку відбувається менш інтенсивне збільшення температури різання. За умови  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  зі збільшенням глибини шліфування  $t$  також відбувається підвищення температури різання, проте не суттєве, оскільки глибина шліфування  $t$  входить у залежність (2.45) зі ступенем 0,25.

Для вихідних даних:  $R_{\text{кр}} = 0,15$  м;  $V_{\text{дет}} = 1$  м/с;  $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м; питома продуктивність обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t = 600$  мм<sup>2</sup>/хв =  $10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с;  $a = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с (шліфування сталі ШХ15) другий множник залежності (2.45) набуває невеликого значення, що дорівнює 0,105. Тому наявність другого множника у залежності (2.45) дозволяє зменшити значення  $\theta_{\max}$ , а це приводить у відповідність теорію і практику шліфування. Отже, основна частина тепла, що утворюється під час багатопрохідного шліфування, надходить до оброблюваної деталі, а до стружок, що утворюються, надходить невелика частина тепла. У даному випадку 89,5 % тепла надходить до оброблюваної деталі, а 10,5 % – до стружок, що утворюються.

У разі плоского шліфування, коли щільність теплового потоку за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі зменшується за лінійним законом, максимальна температура різання під час шліфування визначається залежністю (2.36). Перетворимо її відносно щільності теплового потоку

$$q_0 = \frac{\lambda \cdot \theta_{\max}}{1,225 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} \quad (2.48)$$

Тоді кількість тепла  $W_1$ , що надходить до оброблюваної деталі, визначиться:

$$W_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau = \frac{\lambda \cdot \theta_{\max} \cdot F}{1,225} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}} \quad (2.49)$$

Кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, визначається залежністю (2.44).

За умови  $W = \sigma \cdot F \cdot t = W_1 + W_2$  із урахуванням  $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}$ , маємо:

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left( 1 + 0,97 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}} \right)} \quad (2.50)$$

Відмінність значень температури різання під час шліфування, які розраховано за залежностями (2.45) і (2.50) не перевищує 13 %. Це указує на те, що характер зміни щільності теплового потоку вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі несуттєво впливає на характер зміни температури вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі та її абсолютні значення. Тому для розрахунку температури різання можна використовувати обидві залежності.

Із урахуванням частки тепла, яка надходить до стружок, що утворюються, розбіжність значень температури різання, розрахованих за двома залежностями, незначна – у межах 10 %. Це цілком прийнятно для практичних розрахунків. Разом із тим, відмінність значень глибини  $l_2$  проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі для двох випадків більш значні. Тому важливо експериментально оцінити достовірність одержаних теоретичних рішень на основі використання наведених у науково-технічній літературі експериментальних значень  $l_2$ .

На рис. 2.9 [112] показано характер зміни температури за глибиною поверхневого шару оброблюваної деталі, виготовленої із сплаву ЖС6К, під час плоского шліфування за умов обробки:  $a = 3,73 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $V_{дет} = 0,1 \text{ м/с}$ ;  $R_{кр} = 0,3 \text{ м}$ .

Параметр  $l_2$  для двох випадків визначається залежностями:

$$l_2 = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}}; \quad (2.51)$$

$$l_2 = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}}. \quad (2.52)$$

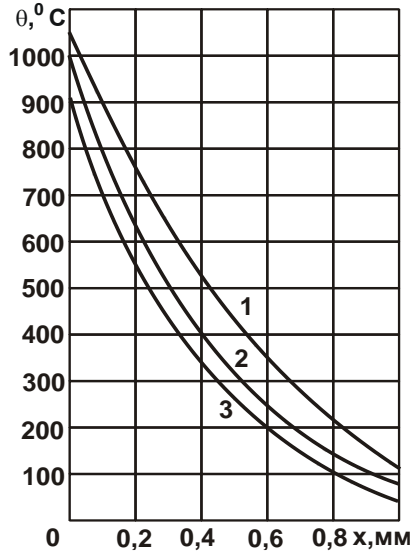


Рисунок 2.9 – Криві розподілення температури за перетином тіла залежно від глибини шліфування сплаву ЖС6К:

1 –  $t = 0,03$  мм; 2 –  $t = 0,02$  мм; 3 –  $t = 0,01$  мм ( $V_{дет} = 0,1$  м/с) [112]

У табл. 2.2 і табл. 2.3 наведено розраховані за залежностями (2.51) і (2.52) значення  $l_2$  для різних глибин шліфування  $t$ . Як видно, значення  $l_2$ , які наведено у табл. 2.3, незначно відрізняються від експериментальних значень (рис. 2.9 [112]) – у межах 10 – 15 %. Це указує на можливість використання залежності (2.52) для розрахунку значення  $l_2$ , а, отже, і залежностей (2.50) і (2.45) для розрахунку максимальної температури під час шліфування. Виходячи із залежності (2.50), основною умовою зменшення температури різання під час шліфування  $\theta_{max}$  слід розглядати зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ , яке найбільше впливає на  $\theta_{max}$ .

Таблиця 2.2 – Розрахункові значення параметра  $l_2$ 

t, мм	0,01	0,02	0,03
$l_2$ , мм	0,606	0,721	0,798

Таблиця 2.3 – Розрахункові значення параметра  $l_2$ 

t, мм	0,01	0,02	0,03
$l_2$ , мм	1,05	1,25	1,382

За заданою питомою продуктивністю обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ , відповідно до залежності (2.50), зменшити температуру різання під час шліфування  $\theta_{\text{max}}$  можна зменшенням глибини шліфування  $t$ , тобто застосуванням багатопрхідного шліфування. Це указує на достовірність встановленої залежності (2.50). Отримані результати використано під час створення та впровадження у виробництво ефективних технологій шліфування на фінішних операціях.

Для визначення характеру розподілу тепла, що надходить в оброблювану деталь і стружок, що утворюються, слід скористатися рівнянням балансу тепла:  $W = W_1 + W_2$ . Після нескладних перетворень дане рівняння набуває вигляду:

$$\sigma \cdot F \cdot t = \frac{\lambda \cdot \theta_{\text{max}} \cdot F}{1,414} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}} + c \cdot \rho \cdot F \cdot t \cdot \theta_{\text{max}} \quad (2.53)$$

або із урахуванням виразу  $\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{V_{\text{дет}}}$ :

$$1 = \frac{1}{\left(1 + 1,19 \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{\text{дет}}}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}\right)} + \frac{1}{\left(1 + 0,84 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{\text{дет}}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t}}\right)}. \quad (2.54)$$

Позначаючи  $u = 1,19 \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$ , рівняння (2.54) виразиться:

$$1 = \frac{1}{(1+u)} + \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{u}\right)}. \quad (2.55)$$

За фізичною суттю, безрозмірна функція  $u$  визначає безрозмірну температуру шліфування, яка описується залежністю (2.47), отрима-



ною за умови  $W_2 = 0$ , тобто за умови, що все тепло, яке утворюється під час шліфування, надходить до оброблюваної деталі. Тоді у загальному випадку із урахуванням тепла, яке надходить до оброблюваної деталі та стружок, що утворюються, температуру різання  $\theta_{\max}$ , яка описується залежністю (2.47), можна представити:

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{u}\right)}. \quad (2.56)$$

У табл. 2.4 і на рис. 2.10,а показано характер зміни безрозмірної функції  $\theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$ , що визначається залежністю (2.56), для різних значень безрозмірної функції  $u$ .

Таблиця 2.4 – Розрахункові значення  $\theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$ , першого  $W_1$  і другого  $W_2$  (у відносних величинах) доданків рівняння (2.55)

$u$	0	0,5	1	2	3	4	5	10	20
$\theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$	0	0,333	0,5	0,667	0,75	0,8	0,833	0,91	0,952
$W_1$	1	0,667	0,5	0,333	0,25	0,2	0,167	0,09	0,048
$W_2$	0	0,333	0,5	0,667	0,75	0,8	0,833	0,91	0,952

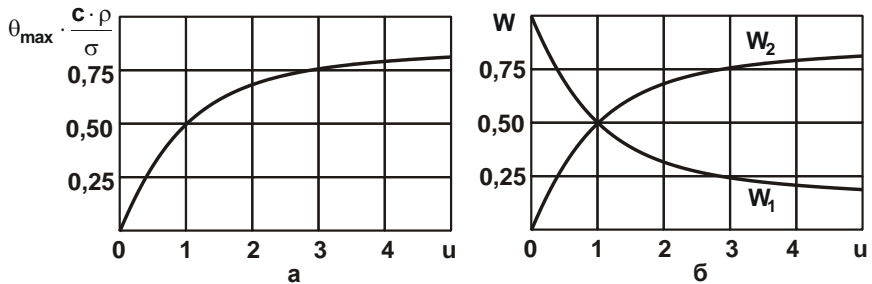


Рисунок 2.10 – Характер зміни безрозмірної функції  $\theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$  (а),

значень  $W_1$  і  $W_2$  (у відносних величинах) (б)  
залежно від безрозмірної функції  $u$

Аналізуючи рівняння (2.55), видно, що перший і другий доданки є взаємопротилежними.

У табл. 2.4 і на рис. 2.10,б наведено розрахункові значення першого  $W_1$  і другого  $W_2$  (у відносних величинах) доданків рівняння (2.55) залежно від безрозмірної функції  $u$ . Перший доданок зі збільшенням безрозмірної функції  $u$  безперервно зменшується, асимптотично наближаючись до нульового значення, а другий доданок, навпаки, безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення 1. При цьому значення  $W_2$  ідентичні значенням безрозмірної функції  $\theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$ , тобто харак-

тер зміни  $W_2$  і  $\theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$  ідентичний залежно від зміни безрозмірної

функції  $u$ . Отже, частка тепла, яка надходить до оброблюваної деталі, зі збільшенням безрозмірної функції  $u$  зменшується, а частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються, збільшується. Збільшення без-

розмірної функції  $u$  згідно залежності  $u = 1,19 \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$  передба-

чає збільшення глибини шліфування  $t$ , швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  та, відповідно, питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{вит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ . Тому, чим більше параметри  $t$ ,  $V_{\text{дет}}$  і  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ , тим менше частка тепла, яка надходить до оброблюваної деталі, і більше частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються.

При цьому глибина  $l_2$  проникнення тепла у поверхневий шар об-

роблюваної деталі із урахуванням виразу  $\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{V_{\text{дет}}}$  визна-

чається залежністю:

$$l_2 = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau} = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{V_{\text{дет}}}}. \quad (2.57)$$

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  параметр  $l_2$  збільшується, а зі збільшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ , навпаки, зменшується. Отже, збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  призводить до одночасного зменшення частки тепла, що надходить до оброблюваної деталі, і глиби-

ни  $l_2$  проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, тоді як збільшення глибини шліфування  $t$  призводить до зменшення частки тепла, що надходить до оброблюваної деталі, і збільшення глибини  $l_2$ .

Отже, збільшення швидкості деталі  $V_{дет}$  більшою мірою сприяє зменшенню теплової дії на поверхневий шар оброблюваної деталі та підвищенню якості обробки, ніж збільшення глибини шліфування  $t$ . Це означає, що із погляду зменшення теплової дії на поверхневий шар оброблюваної деталі і підвищення якості обробки доцільно використовувати схему багатопрхідного шліфування, яка характеризується збільшеними значеннями швидкості деталі  $V_{дет}$  і зменшеними значеннями глибини шліфування  $t$ . Хоча і схема глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі  $V_{дет}$  характеризується приблизно такою ж інтенсивністю теплової дії на поверхневий шар оброблюваної деталі.

Це пов'язано із тим, що, відповідно до рівняння (2.54), частка тепла, що надходить до оброблюваної деталі, за умови  $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t = const$  зі збільшенням глибини шліфування  $t$  зменшується, а глибина  $l_2$  проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі збільшується. У цьому випадку одна і та сама кількість тепла, що надходить до оброблюваної деталі, поширюється на більшу глибину поверхневого шару оброблюваної деталі. Очевидно, це не створює температурних перенавантажень і не викликає появи температурних дефектів у поверхневому шарі оброблюваної деталі, а лише указує на збільшену глибину його прогрівання.

Як показано раніше, зі збільшенням безрозмірної функції  $u$  температура різання  $\theta_{max}$  і частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються, збільшуються, а частка тепла, яка надходить до оброблюваної деталі, зменшується (рис. 2.10). Отже, збільшення температури різання  $\theta_{max}$  обумовлено збільшенням частки тепла, яка надходить до стружок, що утворюються. Це пов'язано зі збільшенням параметрів  $t$ ,  $V_{дет}$  і  $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ , які входять до рівняння (2.54).

У табл. 2.5 і табл. 2.6 наведено розраховані за залежністю  $u = 1,19 \cdot \sqrt{\frac{V_{дет} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{кр}}}$  значення безрозмірної функції  $u$  для широких

діапазонів зміни значень питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t = 600 \dots 1200 \text{ мм}^2/\text{хв} = (1 \dots 2) \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$  і  $t = (0,01 \dots 1,0) \cdot 10^{-3} \text{ м}$  під час плоского шліфування сталі ШХ15 (вихідні дані:  $R_{\text{кр}} = 0,15 \text{ м}$ ;  $V_{\text{дет}} = 1 \text{ м/с}$ ;  $a = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ), а також розрахункові значення першого  $W_1$  і другого  $W_2$  доданків рівняння (2.55).

Таблиця 2.5 – Розрахункові значення безрозмірної функції  $u$ , першого  $W_1$  і другого  $W_2$  доданків рівняння (2.55) за умови

$$Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t = 600 \text{ мм}^2/\text{хв} = 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$$

$t \cdot 10^{-6}, \text{ м}$	0	10	50	100	500	1000
$u$	0	0,117	0,175	0,21	0,311	0,37
$W_1, \%$	100	89,5	85,1	82,6	76,3	73
$W_2, \%$	0	10,5	14,9	17,4	23,7	27

Таблиця 2.6 – Розрахункові значення безрозмірної функції  $u$ , першого  $W_1$  і другого  $W_2$  доданків рівняння (2.55)

$$\text{за умови } Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t = 1200 \text{ мм}^2/\text{хв} = 2 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$$

$t \cdot 10^{-6}, \text{ м}$	0	10	50	100	500	1000
$u$	0	0,165	0,247	0,297	0,44	0,523
$W_1, \%$	100	85,8	80	77,1	69,4	65,7
$W_2, \%$	0	14,2	20	22,9	30,6	34,3

Як видно, безрозмірна функція  $u$  збільшується зі збільшенням глибини шліфування  $t$ , приймаючи відносно невеликі значення, менші 1. Отже, температура різання значно менше максимально можливої температури  $\theta_{\text{max}} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma} = 1$  (рис. 2.10,а). Це означає, що температура різання для діючих процесів шліфування зі збільшенням глибини шліфування  $t$  або швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  буде безперервно збільшуватися, не досягаючи максимального значення. Для його досягнення необхідно суттєво збільшити глибину шліфування  $t$ , наприклад, до значень 100 мм і більше за заданим значенням  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ . Тоді безрозмірна функція  $u$ , згідно

залежності  $u = 1,19 \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$ , збільшиться до значення 3,162 (для  $t = 100$  мм), а температура різання буде дорівнювати  $\theta_{\text{max}} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma} = 0,76$ .

Як видно, реалізувати на практиці максимальне значення температури різання фактично неможливо, навіть багаторазово збільшуючи глибину шліфування  $t$ . Враховуючи, що для діючих процесів шліфування безрозмірна функція  $u$  набуває значення менше 1, із достатньою для практики точністю залежність (2.56) можна спростити і привести до вигляду:

$$\theta_{\text{max}} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot u. \quad (2.58)$$

У даному випадку температура різання  $\theta_{\text{max}}$  під час шліфування прямо пропорційна безрозмірній функції  $u$ .

Із табл. 2.5 і табл. 2.6 витікає, що значення першого  $W_1$  доданку рівняння (2.55) зменшуються зі збільшенням глибини шліфування  $t$ , а значення другого  $W_2$  доданку, навпаки, збільшуються, однак у відносно невеликих межах. Із цього можна зробити висновок про те, що основна частина тепла, яка утворюється під час шліфування, надходить до оброблюваної деталі, а до стружок, що утворюються, надходить невелика частина тепла.

Зі збільшенням питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються, збільшується, однак не суттєво. Тому в умовах багатопрхідного шліфування із достатньою для практики точністю можна вважати, що тепло, яке утворюється під час шліфування, фактично повністю надходить до оброблюваної деталі. У зв'язку із цим, у спрощених розрахунках температури різання  $\theta_{\text{max}}$  під час шліфування тепло, яке надходить до стружок, що утворюються, можна не розглядати.

У роботі [60] наведено уточнене рівняння для визначення температури різання  $\theta$  під час шліфування:

$$-\ln(1-z) - z = \frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}, \quad (2.59)$$

де  $z = \frac{\theta}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho}\right)}$  – відносна величина температури під час шліфування, яка

змінюється у межах 0 ... 1.

Із урахуванням виразу  $u = 1,19 \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$  рівняння (2.59) на-

буває вигляду:

$$-\ln(1-z) - z = u^2. \quad (2.60)$$

Слід зазначити, що отримана аналітична залежність (2.45) аналогічна рівнянню (2.60), якщо розглядати її у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (2.61)$$

де 
$$z = \frac{1}{\left(1 + 0,84 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{\text{дет}}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t}}\right)} = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{u}\right)}. \quad (2.62)$$

У рівнянні (2.58) і залежності (2.59) величина  $z$  є функцією одного аргументу  $u = 1,19 \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$ .

Згідно із отриманим рішенням (2.62), величина  $z$  описується простою функцією, а згідно із відомим рішенням (2.60) – достатньо складним рівнянням, який потребує чисельних розрахунків. Отже, розв'язати це рівняння щодо невідомої величини  $z$  у загальному вигляді складно. Це вимагає проміжних обчислень величини  $z$ , що ускладнює теоретичний аналіз температури різання під час шліфування  $\theta$ . У зв'язку із цим, значно більші можливості має отримане рішення (2.62), в якому величина  $z$  явно виражена через функцію  $u$ , а отже, й параметри режиму шліфування та інші умови обробки.

Враховуючи важливість отриманого рішення, проведемо його кількісне порівняння із відомим рішенням (2.60) для наступних вихідних даних: оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8 ( $\lambda = 50$  Вт/(м·К);  $c = 175,9$  Дж/(кг·К);  $\rho = 15 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>;  $a = 18,95 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с);  $R_{\text{кр}} = 0,15$  м;  $V_{\text{дет}} = 0,5$  м/с. Глибина шліфування  $t$  змінюється у значних межах  $t = (0,02 \dots 0,1) \cdot 10^{-3}$  м (табл. 2.7).

Таблиця 2.7– Розрахункові значення відносної величини температури  $z$ , які отримано на основі залежності (2.62) і рівняння (2.60)

$t \cdot 10^{-3}$ , м	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1
$z$ за залежністю (2.62)	0,085	0,135	0,174	0,2	0,237
$z$ за рівнянням (2.60)	0,09	0,15	0,19	0,24	0,27

Як витікає із табл. 2.7, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  відносна величина температури  $z$  збільшується і приймає для двох випадків значення, що відрізняються у межах 10 ... 15 %. Це цілком прийнятно для практичних розрахунків.

Слід зазначити, що значення  $z$ , розраховані за залежністю (2.62), завжди менше значень  $z$ , розрахованих за рівнянням (2.60). Отже, використовуючи спрощену залежність (2.62):

$$z = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{u}\right)} \approx u, \quad (2.63)$$

яку отримано без урахування тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, можна домогтися більш високої збіжності значень  $z$ , розрахованих на основі відомого рівняння (2.60) і отриманої залежності (2.63). Для порівняння у табл. 2.8 наведено розрахункові значення  $z$ , отримані на основі залежності (2.63) і рівняння (2.60).

Таблиця 2.8 – Розрахункові значення відносної величини температури  $z$ , які отримано на основі залежності (2.63) і рівняння (2.60)

$t \cdot 10^{-3}$ , м	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1
$z$ за залежністю (2.63)	0,093	0,156	0,217	0,263	0,31
$z$ за рівнянням (2.60)	0,09	0,15	0,19	0,24	0,27

У даному випадку значення  $z$ , які розраховано за залежністю (2.55), перевищують значення  $z$ , які розраховано за рівнянням (2.60), у межах 13 %. Отже, із достатньою для практики точністю розрахунки відносної величини температури  $z$  можна здійснити як за залежністю (2.62), так і за залежністю (2.63). В одному випадку вони перевершують значення  $z$ , отримані на основі відомого рішення, а в другому випадку, навпаки, вони менше. Проте, їхня розбіжність не перевищує 15 %. Тому

для практичних розрахунків відносної величини температури  $z$  та температури різання під час шліфування  $\theta$  можна використовувати обидві залежності (2.62) і (2.63), які на відміну від рівняння (2.60) дозволяють у явному вигляді визначити значення  $z$  і  $\theta$ .

Таким чином, слід вважати перспективними дослідження, які пов'язані із розробленням на основі отриманих теоретичних рішень ефективних технологій шліфування, що повністю виключають утворення на оброблюваних поверхнях припикань та інших температурних дефектів і забезпечують підвищення якості та продуктивності обробки завдяки науково обґрунтованому вибору оптимальних умов шліфування.

## 2.4. Визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і підвищення якості обробки

У розрахунковій схемі температури різання під час шліфування (рис. 2.8), припуск, що знімається, представлено у вигляді пакета нескінченної безлічі прямолінійних адіабатичних стержнів, розташованих перпендикулярно руху шліфувального круга. Прийнято, що адіабатичні стержні перерізаються кругом із швидкістю  $V_{\text{різ}}$  і тому тепло, яке виділяється, надходить вглиб адіабатичних стержнів, тобто частково до стружок, що утворюються, і частково до поверхневого шару оброблюваної деталі.

Враховуючи, що під час шліфування, на відміну від процесу різання лезовим інструментом, основна частина тепла, що утворюється, надходить до оброблюваної деталі, температуру різання можна визначити на основі спрощеної аналітичної залежності [98]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (2.64)$$

де  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$  – глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі (тобто в адіабатичний стержень), м;

$\tau$  – час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем, протягом якого відбувається його перерізання (час обробки), с.

Після перетворення залежності (2.64) отримано:



$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} = \sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (2.65)$$

Як видно, найбільше впливає на температуру різання щільність теплового потоку  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  шляхом зміни параметрів  $\sigma$  і  $V_{\text{різ}}$ , тобто чим більше силова напруженість процесу різання під час шліфування (яка визначається параметром  $\sigma$ ) і продуктивність обробки (яка визначається параметром  $V_{\text{різ}}$ ), тим більше температура різання  $\theta$ . Час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем  $\tau$  менше впливає на температуру різання  $\theta$ , однак, як буде показано надалі, є надзвичайно важливим параметром у формуванні температури різання під час шліфування та умов її зменшення.

Представляючи  $V_{\text{різ}} = t / \tau$ , залежність (2.65) виразиться:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{\tau}}, \quad (2.66)$$

де  $t$  – глибина шліфування, м.

У даному випадку зменшити температуру різання  $\theta$  можна зменшенням параметрів  $\sigma$ ,  $t$  і збільшенням часу контакту шліфувального круга з адіабатичним стержнем  $\tau$ , наприклад, завдяки застосуванню шліфування торцем круга, яке характеризується збільшеною довжиною контакту круга із фіксованим адіабатичним стержнем. Цим пояснюється висока ефективність застосування на різних операціях шліфування виробів із важкооброблюваних матеріалів торцевим кругом, які, виходячи із залежності (2.66), завдяки збільшенню часу  $\tau$  дозволяють досягти значного зниження температури різання під час шліфування і, відповідно, підвищення якості оброблюваних поверхонь.

Такий ефект шліфування можна досягнути за умови утворення на робочій поверхні круга забірного конуса, що забезпечує рівномірний розподіл знімання оброблюваного матеріалу вздовж усієї робочої поверхні круга. За відсутності забірного конуса на крузі знімання оброблюваного матеріалу здійснюватиме лише початкова ділянка круга і час обробки  $\tau$  зменшиться. Відповідно до залежності (2.66), це призведе до збільшення температури різання  $\theta$ . Тому вказаний раніше ефект шліфування торцем круга буде відсутній, а процес торцевого шліфування мало чим відрізнятиметься від процесу звичайного шліфування периферією круга.

Необхідно зазначити, що глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі (тобто уздовж адіабатичного стержня)

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$  зі збільшенням часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем  $\tau$  збільшується. Однак при цьому градієнт температури  $\text{grad}\theta$ , виходячи із залежності (2.64)

$$\text{grad}\theta = \frac{\theta}{l_2} = \frac{q}{\lambda} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}}}{\lambda}, \quad (2.67)$$

зменшується зі збільшенням часу  $\tau$ , оскільки  $V_{\text{різ}} = t/\tau$  і, відповідно,  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}} = \sigma \cdot t/\tau$ . Тоді

$$\text{grad}\theta = \frac{\sigma \cdot t}{\lambda \cdot \tau}. \quad (2.68)$$

Як видно, основними умовами зменшення градієнта температури  $\text{grad}\theta$  та підвищення якості обробки є зменшення параметрів  $\sigma$ ,  $t$  і збільшення часу  $\tau$ . Власне, цим обумовлена ефективність застосування шліфування торцем круга замість шліфування периферією круга із метою забезпечення високоякісної обробки.

В умовах плоского шліфування периферією круга швидкість  $V_{\text{різ}}$  перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня визначається за умови [98]:

$$\tau = \frac{t}{V_{\text{різ}}} = \frac{l}{V_{\text{дет}}}, \quad (2.69)$$

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

$R_{\text{кр}}$  – радіус круга, м;

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

Звідки

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (2.70)$$

Тоді

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} \cdot \frac{Q}{B}, \quad (2.71)$$

де  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$B$  – ширина шліфування, м.

Очевидно, під час шліфування периферією круга час  $\tau$  менше, ніж під час шліфування торцем круга. Тому буде більше градієнт температури  $\text{grad}\theta$  і, відповідно, температура різання, що підвищує імовірність утворення на оброблюваній поверхні температурних дефектів.

До такого результату приходимо, аналізуючи залежність (2.66) і вважаючи, що час  $\tau$  шліфування периферією круга менше, ніж час шліфування торцем круга. У цьому випадку температура різання збільшується, що може призвести до погіршення якості оброблюваної поверхні.

Виходячи із залежності (2.71), за фіксованою продуктивністю обробки  $Q$  досягти зменшення температури різання  $\theta$  можна, головним чином, шляхом зменшення умовного напруження різання (енергоємності обробки)  $\sigma$  і значно меншою мірою – шляхом застосування багатопрохідного шліфування, здійснюючи обробку із невеликою глибиною шліфування  $t$  і збільшеною швидкістю деталі  $V_{\text{дет}}$ . Застосування глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі призводить до підвищення температури різання  $\theta$ , тому основною умовою її зменшення в цих умовах слід розглядати зменшення  $\sigma$  шляхом застосування шліфувальних кругів, що характеризуються високою ріжучою здатністю.

Оскільки параметр  $\sigma$  входить у залежність (2.71) із більшим ступенем, ніж температура різання  $\theta$ , то завдяки зменшенню  $\sigma$  можна домогтися і збільшення продуктивності обробки під час глибинного шліфування. Цим підтверджується висока ефективність застосування глибинного шліфування кругами із надтвердих синтетичних матеріалів в умовах обробки деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями [65, 98]. Особливо це відноситься до алмазних кругів на міцних металевих зв'язках, що працюють у режимі безперервного (або періодичного) електроерозійного правлення, що забезпечує їх високу ріжучу здатність і, відповідно, зменшення параметра  $\sigma$  і температури різання  $\theta$ . Крім того, ці круги мають високу зносостійкість і дозволяють суттєво підвищити продуктивність обробки, зокрема, завдяки застосуванню схеми глибинного шліфування, не погіршуючи якість оброблюваної поверхні.

Як відомо, зменшити умовне напруження різання (енергоємність обробки)  $\sigma$  під час шліфування можна різними шляхами: забезпеченням роботи шліфувального круга у режимі самозагострювання; застосуванням ефективних методів безперервного (або періодичного) правлення круга для підтримання у процесі шліфування його високої ріжучої здатності; зменшенням інтенсивності тертя у зоні шліфування завдяки застосуванню імпрегнованих абразивних кругів та нанесенню на робочу поверхню круга твердих мастил; застосуванням переривчастих кругів тощо. В останньому випадку в результаті ударного характеру взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю на робочих виступах переривчастого круга утворюється фронтальна поверхня із розвиненим ріжучим рельєфом, що сприяє зменшенню силової напруженості процесу шліфування [109]. Наприклад, абразивні круги, що працюють у режимі затуплення, в умовах переривчастого шліфування можуть тривалий час ефективно працювати в режимі самозагострювання, забезпечуючи зменшення сили і температури різання, підвищення якості та продуктивності обробки. Крім того, в момент проходження западини переривчастого круга в процесі шліфування відбувається охолодження оброблюваної поверхні, що забезпечує зменшення температури різання під час шліфування майже у 2 рази і створює ефект підвищення якості обробки (виключаються припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти) і, відповідно, підвищення продуктивності обробки. Тому переривчасті круги отримали особливе застосування у випадках, коли традиційні методи шліфування не забезпечують високоякісну обробку. Наприклад, на операціях зубошліфування, під час шліфування і загострювання твердосплавних ріжучих інструментів, під час обробки та розрізання неметалевих матеріалів високої твердості (мармур, граніт, різні будівельні матеріали тощо). Як показує практика, їх застосування у цих випадках дозволяє підвищити якість та продуктивність обробки.

Проведені експериментальні дослідження показали, що під час переривчастого торцевого шліфування твердосплавних пластин Т30К4, які застосовують в багатолезових ріжучих інструментах, продуктивність обробки може бути збільшена до 5 разів за умови забезпечення високої якості оброблюваних поверхонь.

Ефект шліфування досягнуто завдяки застосуванню переривчастого алмазного круга 12A2 45° 150×42×10×5×32 AC6 160/125 4 B1-13 (виробництва Інституту надтвердих матеріалів імені В. М. Бакуля НАН України, рис. 2.11), замість звичайного алмазного торцевого круга. Це дозволило зменшити температуру різання під час шліфування  $\theta$  згідно залежності (2.65) та градієнт температури  $\text{grad}\theta = q/\lambda$  завдяки зменшенню щільності теплового потоку  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  і часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом  $\tau$ . Зменшення щільності теплового потоку  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  у цьому випадку досягнуто, головним чином, завдяки зменшенню умовного напруження різання (енергоємності обробки)  $\sigma$  внаслідок періодичного переривання процесу торцевого шліфування та ударного характеру взаємодії алмазного переривчастого круга із оброблюваною деталлю, що забезпечує безперервне відновлення ріжучих властивостей алмазного круга та підтримання високої ріжучої здатності у процесі шліфування.



Рисунок 2.11 – Переривчастий алмазний круг

Якщо звернутися до залежності (2.67) для визначення градієнта температури  $\text{grad}\theta = q/\lambda$ , то видно, що під час переривчастого шліфування, внаслідок зменшення часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем  $\tau$  завдяки відсутності процесу різання в момент проходження западин переривчастого круга, швидкість  $V_{\text{різ}}$  перерізання адіабатичного стержня робочим виступом збільшується. Очевидно, це призводить до збільшення градієнта температури  $\text{grad}\theta = q/\lambda$  і температури різання відповідно до залежності (2.64). Однак при цьому, як

показано раніше, має місце зменшення умовного напруження різання (енергоємності обробки)  $\sigma$ , що із надлишком компенсує збільшення швидкості  $V_{різ}$  і створює умови зменшення градієнта температури  $grad\theta = q/\lambda$  та температури різання. Тому збільшення градієнта температури  $grad\theta = q/\lambda$  і температури різання під час переривчастого шліфування може спостерігатися лише в початковий момент обробки за умови використання загострених переривчастого та звичайного (суцільного) шліфувальних кругів, коли значення умовного напруження різання (енергоємності обробки)  $\sigma$  приблизно однакові. Із часом обробки ріжуча здатність звичайного шліфувального круга знижується, а переривчастого круга, навпаки, підвищується у зв'язку із ударним характером його контакту із оброблюваним матеріалом, що не вимагає застосування процесу його правлення. У результаті градієнт температури  $grad\theta = q/\lambda$  і температура різання під час переривчастого шліфування стабілізуються у часі, а під час шліфування звичайним кругом – збільшуються, що призводить до зниження продуктивності та якості обробки.

Імпрегнування абразивних кругів, що працюють в умовах шліфування високоточних деталей авіаційної техніки, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, також показало позитивні результати із точки зору підвищення якості та продуктивності обробки. Завдяки зменшенню інтенсивності тертя у зоні шліфування і підвищенню ріжучої здатності абразивного круга досягнуто підвищення якості обробки деталей, які в процесі звичайного шліфування абразивними кругами піддаються інтенсивній тепловій дії із утворенням на оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів.

На основі проведених теоретичних і експериментальних досліджень розроблено науково обґрунтовані рекомендації щодо вибору оптимальних умов високоякісної фінішної механічної обробки, створено ефективні технологічні процеси плоского та круглого шліфування, доведення абразивними пастами високоточних деталей. Це дозволило виключити температурні дефекти обробки та забезпечити твердість оброблюваної поверхні, близьку до вихідного значення, за одночасним збільшенням продуктивності обробки, зменшенням споживання ріжучих інструментів (шліфувальних кругів) та зниженням трудомісткості подальших операцій доведення вільним абразивом.

## 2.5. Уточнений розрахунок температури різання під час шліфування із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок та оброблюваної деталі

Наведені у п. 2.4 аналітичні рішення справедливі за умови повного переходу тепла, що утворюється під час шліфування, до поверхневого шару оброблюваної деталі. У дійсності, частина тепла переходить до стружок, що утворюються, та в шліфувальний круг. Це зменшує температуру різання  $\theta$  і величину  $l_2$ . Щоб врахувати цю умову, традиційно вводиться у залежність для визначення температури різання  $\theta$  поправочний коефіцієнт, що змінюється в межах  $0 \dots 1$ . Наприклад, експериментально встановлено, що за певних умов обробки до стружок, що утворюються, та в поверхневий шар оброблюваної деталі надходить приблизно однакова кількість тепла. Тому в залежність для визначення температури різання  $\theta$  вводиться коефіцієнт 0,5. Однак такий підхід справедливий лише для часткових умов обробки і не дозволяє виконати аналіз параметрів теплового процесу під час шліфування в узагальненому вигляді. У зв'язку із цим, важливо вирішити завдання розподілу тепла під час шліфування, що надходить до стружок, що утворюються, та в поверхневий шар оброблюваної деталі, і на цій основі теоретично визначити умови зменшення температури різання під час шліфування [71].

Для цього у роботах [49, 54] наведено уточнююче аналітичне визначення температури різання під час шліфування із урахуванням розподілу тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, та у поверхневий шар оброблюваної деталі. У розрахунковій схемі параметрів теплового процесу під час плоского шліфування (рис. 2.8) розглядаються умови перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня із швидкістю  $V_{piz} = t/\tau$ , де  $\tau$  – час перерізання адіабатичного стержня, с. За сутністю, розглядаються умови руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня в межах товщини шару матеріалу, що знімається, тобто в межах глибини шліфування  $V_{piz} = t/\tau$ .

В основу розрахунків покладено умову, що все тепло, яке виділяється під час шліфування, витрачається на нагрівання двох ділянок із довжинами  $l_1 = t$  і  $l_2$  (рис. 2.8). Параметр  $l_2$  визначає глибину проник-

нення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Очевидно, величина  $l_2$  в цьому випадку менше, ніж у випадку із нерухомим (уздовж адіабатичного стержня) тепловим джерелом, коли все тепло, що виділяється під час шліфування, надходить лише до поверхневого шару оброблюваної деталі. Тоді, очевидно, час нагрівання невіддаленої частини адіабатичного стержня (довжиною  $l_2$ ) буде менше загального часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем. У зв'язку із цим, необхідно в розрахунках визначити час  $\tau_2$  нагрівання невіддаленої частини адіабатичного стержня, що дозволить окремо визначити частки тепла, які надходять до стружок, що утворюються, і поверхневого шару оброблюваної деталі.

У роботі [54] наведено рівняння теплового балансу під час шліфування із урахуванням розподілу тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, і поверхневого шару оброблюваної деталі:

$$Q = c \cdot \rho \cdot F \cdot V_{\text{піз}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot dt + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot F^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (2.72)$$

Перший і другий доданки рівняння (2.72) дорівнюють кількості тепла, що витрачається на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня із довжинами  $l_1$  і  $l_2$  (другої ділянки – завдяки теплопровідності матеріалу адіабатичного стержня). У даному випадку  $F$  – площа поперечного перетину адіабатичного стержня,  $m^2$ . У розрахунках використано показану на рис. 2.4 закономірність зміни температури різання  $\theta$  на ділянці

адіабатичного стержня довжиною  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ . Виражаючи його від-

носно величини  $l_2$  із урахуванням залежності для визначення кількості тепла, що витрачається на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною  $l_2$ , визначено другий доданок рівняння (2.72):

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot F \cdot l_2 \cdot \theta = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot F^2 \cdot \frac{\theta^2}{N}. \quad (2.73)$$

Як видно, прийнятий характер зміни температури  $\theta$ , показаний на рис. 2.4, є частковим випадком. У загальному випадку кількість тепла  $dQ_2$ , що надходить до невіддаленої частини адіабатичного стержня (у результаті теплопровідності матеріалу адіабатичного стержня) за нескінченно короткий час  $dt_2$ , можна представити у вигляді:



$$dQ_2 = \lambda \cdot F \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot d\tau_2. \quad (2.74)$$

Із іншого боку, кількість тепла  $dQ_2$ , що витрачається на нагрівання невіддаленої частини адіабатичного стержня довжиною  $dx$ , визначається:

$$dQ_2 = N \cdot d\tau_2 = c \cdot \rho \cdot F \cdot \theta \cdot dx. \quad (2.75)$$

Звідки

$$d\tau_2 = \frac{c \cdot \rho \cdot F}{N} \cdot \theta \cdot dx. \quad (2.76)$$

Підставляючи залежність (2.76) у залежність (2.73), маємо:

$$dQ_2 = \lambda \cdot F \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \frac{c \cdot \rho \cdot F}{N} \cdot \theta \cdot dx = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot F^2}{N} \cdot \theta \cdot d\theta = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot F^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau. \quad (2.77)$$

Тоді баланс тепла, що витрачається на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня із довжинами  $l_1$  і  $l_2$  аналітично описується:

$$c \cdot \rho \cdot F \cdot V_{\text{різ}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot F^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau = N \cdot \tau. \quad (2.78)$$

Після диференціювання всіх доданків рівняння (2.78) за часом  $\tau$  отримано:

$$c \cdot \rho \cdot F \cdot V_{\text{різ}} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot F^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = N. \quad (2.79)$$

Із урахуванням  $N = q \cdot F = \sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot F$  [63] рівняння (2.79) остаточно набуває вигляду:

$$c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho}{\sigma \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = \sigma \cdot V_{\text{різ}}, \quad (2.80)$$

де  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>.

Для вирішення диференціального рівняння (2.80), як це запропоновано у роботі [60], його слід подати у вигляді:

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B \quad (2.81)$$

або

$$0,5 \cdot (\theta^2)' + A \cdot \theta = B, \quad (2.82)$$

де  $A = \frac{V_{\text{різ}} \cdot N}{\lambda \cdot F} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}}^2}{\lambda}$ ;

$$B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot F^2} = \frac{\sigma^2 \cdot V_{\text{різ}}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}.$$

Після заміни змінної  $y = \theta^2$ , маємо:

$$0,5 \cdot \frac{dy}{d\tau} + A \cdot \sqrt{y} = B \quad (2.83)$$

або

$$\frac{0,5 \cdot dy}{(B - A \cdot \sqrt{y})} = d\tau. \quad (2.84)$$

Далі слід проінтегрувати обидві частини рівняння:

$$\int \frac{0,5 \cdot dy}{(B - A \cdot \sqrt{y})} = \int d\tau + C. \quad (2.85)$$

Постійна інтегрування  $C$  визначається із початкової умови  $\theta(\tau=0)=0$  або за умови  $y(\tau=0)=0$ . Для визначення інтеграла, що стоїть в лівій частині рівняння (2.85), необхідно провести заміну змінної:  $U = B - A \cdot \sqrt{y}$ . Тоді  $dU = -A \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{y}} \cdot dy$ , звідки  $dy = -\frac{2}{A} \cdot \sqrt{y} \cdot dU$ .

У результаті рівняння (2.85) набуває вигляду:

$$-\int \frac{1}{A^2} \cdot \left(\frac{B}{U} - 1\right) \cdot dU = \int d\tau + C. \quad (2.86)$$

Рішення рівняння (2.86):

$$-\frac{1}{A^2} \cdot (B \cdot \ln U - U) = \tau + C \quad (2.87)$$

або

$$-\frac{1}{A^2} \cdot [B \cdot \ln(B - A \cdot \theta) - (B - A \cdot \theta)] = \tau + C. \quad (2.88)$$

Підпорядковуючи залежність (2.88) початковій умові  $\theta(\tau=0)=0$ , маємо:

$$C = -\frac{1}{A^2} \cdot (B \cdot \ln B - B). \quad (2.89)$$

Тоді рішення рівняння (2.88) набуває вигляду:

$$\ln\left(1 - \frac{A}{B} \cdot \theta\right) = -\frac{A^2}{B} \cdot \left(\tau + \frac{1}{A} \cdot \theta\right) \quad (2.90)$$

або

$$\theta = \frac{B}{A} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{A^2}{B} \left( \tau + \frac{1}{A} \cdot \theta \right)} \right]. \quad (2.91)$$

Із урахуванням постійних  $A$  і  $B$  остаточно отримано:

$$\theta = \theta_{\max} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2}{\lambda} \cdot \tau} \cdot e^{-\frac{\theta}{\theta_{\max}}} \right], \quad (2.92)$$

де  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$  – максимальна температура різання, град.

Для розкриття фізичної сутності залежності  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$  розглянуто умову рівності роботи різання під час шліфування  $A = P_z \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau$  та кількості тепла  $Q = c \cdot m \cdot \theta_{\max}$ , яке виділяється в процесі різання та повністю переходить до стружок, що утворюються, де  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{сум}}$  – тангенціальна складова сили різання, Н;  $S_{\text{сум}} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t / V_{\text{кр}}$  – сумарна миттєва площа поперечного перетину зрізу під час шліфування всіма одночасно працюючими зернами круга,  $\text{м}^2$  [65];  $m = \rho \cdot \vartheta$ ;  $\vartheta = B \cdot t \cdot l$  – відповідно, маса та об'єм матеріалу, що знімається за час  $\tau$ ;  $l = V_{\text{дет}} \cdot \tau$  – довжина переміщення шліфувального круга за час  $\tau$ , м.

Після математичних перетворень отримано:  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ . Цим доведено, що величина  $\theta_{\max}$  є дійсно максимальною температурою різання, за досягнення якої все тепло, яке виділяється в процесі шліфування, повністю переходить до стружок, що утворюються.

Залежність (2.92) слід привести до вигляду, зручному для аналізу:

$$\left( 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2}{\lambda} \cdot \tau}. \quad (2.93)$$

Оскільки відношення  $\theta / \theta_{\max}$  змінюється у межах  $0 \dots 1$ , то множник  $e^{\theta / \theta_{\max}}$  змінюється у межах  $1 \dots e = 2,7183$ , тобто у відносно невеликих межах. Отже, найбільше впливає на характер зміни температури різання  $\theta$  вираз  $(1 - \theta / \theta_{\max})$ , що входить у залежність (2.93) і змінюється у межах  $0 \dots 1$ . За умови  $\tau = 0$ , очевидно, вираз  $(1 - \theta / \theta_{\max})$  і множник  $e^{\theta / \theta_{\max}}$  приймають значення, рівне 1. Тоді  $\theta / \theta_{\max} = 0$ . За умови  $\tau \rightarrow \infty$  ліва частина рівняння (2.93) дорівнює нулю, тоді  $\theta / \theta_{\max} = 1$ . Таким чи-

ном показано, що зі зміною часу обробки  $\tau$  від 0 до  $\infty$  відношення  $\theta/\theta_{\max}$  змінюється у межах 0 ... 1. Це відповідає графіку, наведеному на рис. 2.12.

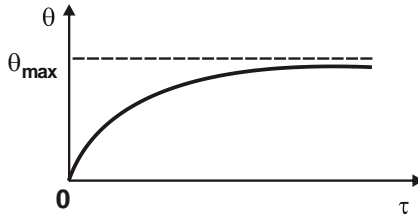


Рисунок 2.12 – Загальний вигляд залежності температури різання  $\theta$  від часу  $\tau$

Під час плоского шліфування (рис. 2.8), як показано у роботі [54], швидкість перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня  $V_{\text{різ}}$  визначається залежністю:

$$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} \quad (2.94)$$

Після підстановки залежності (2.94) у залежність (2.93) із урахуванням виразу  $t = V_{\text{різ}} \cdot \tau$  маємо:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}} \quad (2.95)$$

або

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}} \quad (2.96)$$

У табл. 2.9 і на рис. 2.13 наведено розраховані за залежністю (2.93) значення часу  $\tau$  для заданих значень відношення  $\theta/\theta_{\max}$  і вихідних даних (під час шліфування сталі ШХ15):  $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$  м/с; коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 –  $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с.

Як видно, із часом обробки  $\tau$  відношення  $\theta/\theta_{\max}$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. У табл. 2.9 і на рис. 2.14 наведено розраховані за залежністю (2.89) значення глибини

шліфування  $t$ , швидкості деталі  $V_{дет}$  для заданих значень відношення  $\theta/\theta_{max}$ , питомої продуктивності обробки  $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$  і радіуса шліфувального круга  $R_{кр} = 0,2$  м під час плоского шліфування сталі ШХ15 –  $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с.

Таблиця 2.9 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування

$\theta/\theta_{max}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta/\theta_{max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$\frac{V_{різ}^2}{a} \cdot \tau$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	$\infty$
$\tau$ , с	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	$\infty$
$Q_{пит} = 1000$ мм <sup>2</sup> /хв							
$t$ , мм	0	0,0696	2,11	17,84	114,0	341,5	$\infty$
$V_{дет}$ , м/хв	$\infty$	14,37	0,47	0,056	0,09	0,03	0
$Q_{пит} = 2000$ мм <sup>2</sup> /хв							
$t$ , мм	0	0,0174	0,5275	4,46	28,5	85,375	$\infty$
$V_{дет}$ , м/хв	$\infty$	115,0	3,8	0,45	0,07	0,023	0
$Q_{пит} = 4000$ мм <sup>2</sup> /хв							
$t$ , мм	0	0,00435	0,1318	1,115	7,125	21,343	$\infty$
$V_{дет}$ , м/хв	$\infty$	919,5	30,35	3,6	0,56	0,19	0

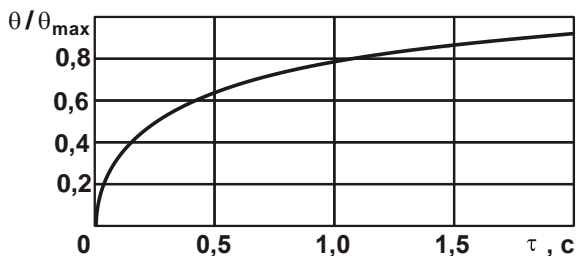


Рисунок 2.13 – Залежність відношення  $\theta/\theta_{max}$  від часу обробки  $\tau$

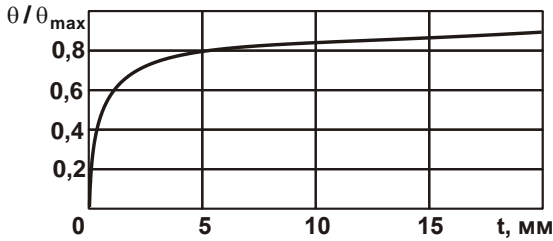


Рисунок 2.14 – Залежність відношення  $\theta/\theta_{\max}$  від глибини шліфування  $t$  для  $Q_{\text{пит}} = 4000 \text{ мм}^2/\text{хв}$

Виходячи із рис. 2.14, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  відношення  $\theta/\theta_{\max}$ , як і на рис. 2.13, збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. При цьому глибина шліфування  $t$  змінюється в достатньо широких межах, охоплюючи як діапазони процесів шліфування (включаючи високопродуктивне глибинне шліфування), так і процесів абразивного розрізання матеріалу зі значними глибинами різання.

Як видно, зі збільшенням питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  збільшення відношення  $\theta/\theta_{\max}$  відбувається із більшою інтенсивністю, охоплюючи менший діапазон можливої зміни глибини шліфування  $t$ .

Швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  зі збільшенням глибини шліфування  $t$  суттєво зменшується, що передбачає застосування схеми глибинного шліфування. Схема багатопрохідного шліфування (зі збільшеною швидкістю деталі  $V_{\text{дет}}$ ) здійсненна, в основному, за умови  $\theta/\theta_{\max} < (0,2 \dots 0,4)$ , тобто за незначних значень відношення  $\theta/\theta_{\max}$ . Цим, власне, і пояснюється ефективність застосування на практиці схеми багатопрохідного шліфування і обмеженість застосування схеми глибинного шліфування (із невеликою швидкістю деталі) у зв'язку зі збільшенням температури різання під час шліфування  $\theta$ .

Для роздільного визначення кількості тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, та у поверхневий шар оброблюваної деталі, необхідно вихідне диференціальне рівняння (2.80) подати в узагальненому вигляді:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} + \frac{\lambda}{\sigma \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\max}} \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = 1. \quad (2.97)$$

Із диференціального рівняння (2.97) витікає, що зі збільшенням температури різання  $\theta$  перший доданок збільшується від 0 до максимального значення, рівного 1, а другий доданок, навпаки, зменшується від 1 до 0. Перший доданок визначає частку тепла, що надходить до стружок, що утворюються, а другий доданок – частку тепла, що надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі. Отже, зі збільшенням часу обробки  $\tau$  та, відповідно, температури різання  $\theta$  частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються, збільшується, а частка тепла, яка надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі, навпаки, зменшується. За сутністю, збільшення температури різання  $\theta$  зумовлює збільшення частки тепла, яка надходить до стружок, що утворюються. Виходячи із цього, частка тепла, яка надходить до стружок, що утворюються, дорівнює  $\theta/\theta_{\max}$ , а частка тепла, яка надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі, дорівнює  $1 - \theta/\theta_{\max}$ .

Рівняння балансу тепла під час шліфування можна виразити також в іншому вигляді:

$$N \cdot (\tau - \tau_2) + N \cdot \tau_2 = N \cdot \tau \quad (2.98)$$

або

$$\frac{(\tau - \tau_2)}{\tau} + \frac{\tau_2}{\tau} = 1, \quad (2.99)$$

де  $\tau$  – час контакту круга із адіабатичним стержнем, с;

$\tau_2$  – час нагрівання частини адіабатичного стержня, що залишилася

після перерізання шліфувальним кругом, с;

$\tau - \tau_2$  – час нагрівання видаленої (у вигляді стружок, що утворюються) частини адіабатичного стержня, с.

Із порівняння перших доданків рівнянь (2.97) і (2.99) отримано:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} = \frac{(\tau - \tau_2)}{\tau} = 1 - \frac{\tau_2}{\tau} \quad (2.100)$$

або

$$\frac{\tau_2}{\tau} = 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}. \quad (2.101)$$

Перший доданок рівняння (2.99), що визначається залежністю (2.100), як витікає із рис. 2.12, зі збільшенням часу обробки  $\tau$  збіль-

шується за законом збільшення температури різання  $\theta$ . Це призводить до збільшення частки тепла, яка надходить в стружок, що утворюються. При цьому відношення  $\tau_2/\tau$ , відповідно до залежності (2.101), зі збільшенням часу обробки  $\tau$  зменшується, оскільки відношення  $\theta/\theta_{\max}$  збільшується.

Для визначення другого доданка рівняння (2.97) необхідно встановити похідну  $\frac{d\theta}{d\tau}$ , використовуючи залежність (2.92), представлену у вигляді:

$$e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} = e^{\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \cdot \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right). \quad (2.102)$$

Після диференціювання за часом  $\tau$  залежності (2.102), отримано:

$$-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2}{\lambda} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} = -e^{\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \cdot \frac{c^2 \cdot \rho^2}{\sigma^2} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau}, \quad (2.103)$$

Звідки

$$\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma^2 \cdot V_{\text{різ}}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda} - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta}. \quad (2.104)$$

Після перетворень залежності (2.104), маємо

$$-\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma^2 \cdot V_{\text{різ}}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta} \cdot \left[ \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda} - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta}\right) - 1 \right] \quad (2.105)$$

або

$$-\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}}^2}{\lambda \cdot \theta} \cdot \left(\theta - \frac{\sigma}{c \cdot \rho}\right). \quad (2.106)$$

Звідки

$$\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}}^2}{\lambda} \cdot \left(\frac{\theta_{\max}}{\theta} - 1\right). \quad (2.107)$$

Тоді другий доданок рівняння (2.97) дорівнює:

$$\frac{\lambda}{\sigma \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\max}} \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}. \quad (2.108)$$

У результаті рівняння (2.97) приймає вигляд:



$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} + \left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) = 1. \quad (2.109)$$

Це указує на достовірність отриманого рішення, виходячи із диференціального рівняння (2.97). Відношення  $\tau_2/\tau$ , яке визначається залежністю (2.101), а, відповідно, й другий доданок рівняння (2.108) зменшуються зі збільшенням часу обробки  $\tau$ . Це указує на зменшення частки тепла, яка надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі.

Згідно залежності (2.101), частка тепла, яка надходить до стружок, визначається відношеннями  $(1 - \tau_2/\tau)$  або  $\alpha_1 = \theta/\theta_{\max}$ , а частка тепла, яка надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі, визначається відношеннями  $\tau_2/\tau$  або  $\alpha_2 = 1 - \theta/\theta_{\max}$ . У табл. 2.10, як і у табл. 2.9, наведено розрахункові значення глибини шліфування  $t$  і питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  для різних значень швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ .

Таблиця 2.10 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування

$\theta/\theta_{\max}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$\frac{V_{\text{різ}}^2}{a} \cdot \tau$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	$\infty$
$\tau, \text{с}$	0	0,01515	0,0833	0,2424	0,6136	1,06	$\infty$
$V_{\text{дет}} = 15 \text{ м/хв} = 0,25 \text{ м/с}$							
$t, \text{мм}$	0	0,056	0,176	0,36	0,665	0,96	$\infty$
$Q_{\text{пит}}, \text{мм}^2/\text{хв}$	0	855	2625	5400	9975	14400	$\infty$
$V_{\text{дет}} = 0,6 \text{ м/хв} = 0,01 \text{ м/с}$							
$t, \text{мм}$	0	0,167	0,513	1,055	1,948	2,813	$\infty$
$Q_{\text{пит}}, \text{мм}^2/\text{хв}$	0	100,2	307,8	633	1168,8	1687	$\infty$

Виходячи із цих значень, на рис. 2.15 наведено розрахункові значення частки тепла  $\alpha_1 = \theta/\theta_{\max}$ , що надходить до стружок, і частки тепла  $\alpha_2 = 1 - \theta/\theta_{\max}$ , що надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі, в залежності від глибини шліфування  $t$  для різних значень

швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ . Як видно, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  параметр  $\alpha_1 = \theta/\theta_{\text{max}}$  збільшується, а параметр  $\alpha_2 = 1 - \theta/\theta_{\text{max}}$ , навпаки, зменшується. Із рис. 2.15 також витікає, що зі зменшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  збільшується діапазон зміни глибини шліфування  $t$ , за яким частка тепла  $\alpha_1 = \theta/\theta_{\text{max}}$ , що надходить до стружок, досягає значення  $\alpha_1 = 0,9$ , а частка тепла  $\alpha_2 = 1 - \theta/\theta_{\text{max}}$ , що надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі, досягає значення  $\alpha_2 = 0,1$ .

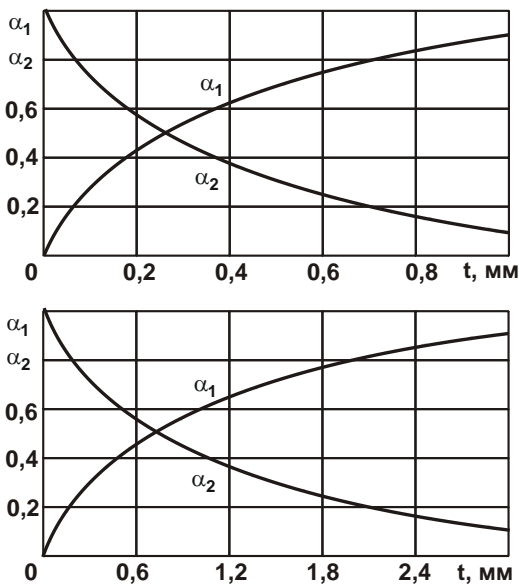


Рисунок 2.15 – Залежності параметрів  $\alpha_1 = \theta/\theta_{\text{max}}$  (1)

і  $\alpha_2 = 1 - \theta/\theta_{\text{max}}$  (2) від глибини шліфування  $t$  :

а –  $V_{\text{дет}} = 15$  м/хв; б –  $V_{\text{дет}} = 0,6$  м/хв

Використовуючи рівняння (2.97), можна окремо аналітично визначити кількість тепла, що надходить до оброблюваної деталі та до стружок, що утворюються. Це має практичне значення, оскільки під час розрахунку температури різання характер розподілу тепла, як правило, встановлюють на основі експериментальних даних, справедливих для конкретних умов обробки [108]. У результаті не вдається в узагальне-

ному вигляді кількісно визначити температуру різання в широких діапазонах зміни параметрів режиму різання, включаючи лезову обробку та шліфування. Наприклад, прийнято вважати, що під час шліфування фактично все тепло, яке виділяється, надходить до оброблюваної деталі, тому в розрахунках прийнято не враховувати тепло, яке надходить до стружок, що утворюються, а це знижує достовірність отриманих результатів.

Використовуючи розрахункові значення температури різання та залежність  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ , можна визначити глибину проникнення тепла до поверхневого шару оброблюваної деталі із урахуванням відношення  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ :

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \theta}{q} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{\text{різ}}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{різ}}} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}. \quad (2.110)$$

Як видно, параметр  $l_2$  тим більше, чим більше температура різання  $\theta$  та, відповідно, відношення  $\theta/\theta_{\text{max}}$ . Знаючи це відношення, можна за залежністю (2.110) розрахувати параметр  $l_2$ . Для цього слід скористатися залежністю (2.93) і розрахованими на її основі значеннями відношення  $\theta/\theta_{\text{max}}$  (табл. 2.9).

Отже, виходячи із залежності (2.110), зі збільшенням відношення  $\theta/\theta_{\text{max}}$  параметр  $l_2$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення  $l_{2\text{max}}$ , яке досягається за умови  $\theta = \theta_{\text{max}}$ :

$$l_{2\text{max}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{різ}}}. \quad (2.111)$$

Згідно залежності (2.111), максимальне значення параметра  $l_{2\text{max}}$  визначається швидкістю переміщення  $V_{\text{різ}}$  теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі в момент контакту круга із деталлю, тобто вздовж адіабатичного стержня. Як видно, чим більше ця швидкість, тим менше величина  $l_2$ . Цим можна пояснити, наприклад, ефективність застосування високошвидкісного різання під час точіння, оскільки швидкість  $V_{\text{різ}} = V \cdot \text{tg}\beta$  [54] залежить від швидкості різання  $V$ . Чим більше швидкість різання  $V$ , тим більше швидкість  $V_{\text{різ}}$ , менше

глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2$  і вище якості обробки. У цьому випадку фактично все тепло, яке утворюється під час різання, надходить до стружок, що утворюються, а до оброблюваної деталі надходить невелика частина тепла. Це створює сприятливі умови для високоякісної обробки, виключає утворення припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів на оброблюваній поверхні. Також це дозволяє суттєво збільшувати продуктивність обробки без збільшення температури різання.

У табл. 2.11 і на рис. 2.16 наведено розраховані за залежністю (2.110) значення параметра  $l_2$  із використанням розрахункових значень відношення  $\theta/\theta_{\max}$  (табл. 2.9) і вихідних даних (під час шліфування сталі ШХ15):  $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$  м/с і  $V_{\text{різ}} = 16,65 \cdot 10^{-3}$  м/с; коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 –  $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с;  $\theta_{\max} = 1200$  °С.

Таблиця 2.11 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування для  $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$  м/с

$\theta/\theta_{\max}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$\theta$ , °С	0	240	480	720	960	1080	1200
$l_2$ , мм	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,25	2,5
$\tau$ , с	0	0,0152	0,0833	0,2424	0,6136	1,061	$\infty$

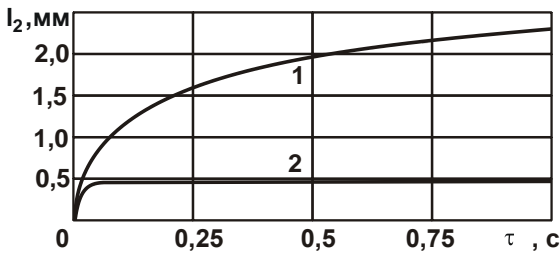


Рисунок 2.16 – Залежність параметра  $l_2$  від часу  $\tau$ :

1 –  $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$  м/с; 2 –  $V_{\text{різ}} = 16,65 \cdot 10^{-3}$  м/с

Зі збільшенням швидкості  $V_{\text{різ}}$  параметр  $l_2$  зменшується, що пов'язано зі зменшенням кількості тепла, яке надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі. При цьому температура різання  $\theta$  збіль-

шується, асимптотично наближаючись до максимального значення  $\theta_{\max}$  (на рис. 2.13 відношення  $\theta/\theta_{\max}$  асимптотично наближається до одиничного значення). Отже, зі збільшенням швидкості  $V_{\text{різ}}$  зменшується інтенсивність теплової дії на поверхневий шар оброблюваної деталі. Це сприяє підвищенню якості оброблюваної поверхні.

На рис. 2.17 для більш наочного уявлення щодо взаємозв'язку температури різання  $\theta$  із параметром  $l_2$  графіки їх зміни об'єднані. Як видно, зі збільшенням швидкості  $V_{\text{різ}}$  відношення  $\theta/\theta_{\max}$  стає більше, а параметр  $l_2$ , навпаки, менше.

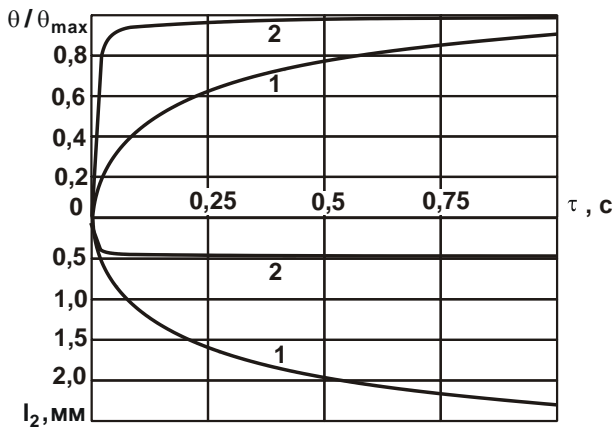


Рисунок 2.17 – Залежності відношення  $\theta/\theta_{\max}$  і параметра  $l_2$  від часу  $\tau$ : 1 –  $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$  м/с; 2 –  $V_{\text{різ}} = 16,65 \cdot 10^{-3}$  м/с

Таким чином, отримане теоретичне рішення дозволяє на відміну від відомих аналітичних рішень визначити кінцеве (а не нескінченне) значення глибини проникнення тепла до поверхневого шару оброблюваної деталі  $l_2$ . По ньому можна визначити товщину дефектного шару, який може утворюватися у процесі обробки від дії температурного чинника.

Знаючи параметр  $l_2$ , який визначається залежністю (2.111), за залежністю  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$  можна визначити час  $\tau_2$  (час нагрівання

частини адіабатичного стержня, що залишилася після перерізання шліфувальним кругом), розглядаючи його замість часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем  $\tau$ :

$$\tau_2 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot l_2^2 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left( \frac{1}{V_{\text{різ}}} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right)^2. \quad (2.112)$$

У табл. 2.12 наведено розраховані за залежністю (2.112) значення часу  $\tau_2$  із використанням розрахункових значень параметра  $l_2$ , наведених у табл. 2.11.

Таблиця 2.12 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування сталі ШХ15 ( $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $\theta_{\text{max}} = 1200 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$ )

$\theta / \theta_{\text{max}}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$\theta, \text{ }^\circ\text{C}$	0	240	480	720	960	1080	1200
$l_2, \text{ мм}$	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,25	2,5
$\tau_2, \text{ с}$	0	0,0151	0,06	0,136	0,242	0,3067	0,3787
$\tau, \text{ с}$	0	0,0152	0,0833	0,2424	0,6136	1,061	$\infty$
$\tau_2 / \tau$	$\infty$	1,0	0,723	0,561	0,394	0,29	0

Як видно, час  $\tau_2$ , аналогічно параметру  $l_2$ , спочатку збільшується зі збільшенням часу  $\tau$ , а потім асимптотично наближається до максимального значення  $\tau_{2\text{max}}$ :

$$\tau_{2\text{max}} = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot l_{2\text{max}}^2. \quad (2.113)$$

Після підстановки залежності (2.111) у залежність (2.113), отримано:

$$\tau_{2\text{max}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{різ}}^2}. \quad (2.114)$$

Час  $\tau_2$  однозначно визначається швидкістю перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом  $V_{\text{різ}}$ : чим більше  $V_{\text{різ}}$ , тим менше час  $\tau_{2\text{max}}$ . У табл. 2.12 наведено розрахункові значення відношення  $\tau_2 / \tau$ , які менше одиниці. Цим пояснюється те, що розрахункові значення

ня параметрів  $\theta$  і  $l_2$  завжди менше під час дії теплового джерела, що рухається вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі, ніж за нерухомим тепловим джерелом.

## 2.6. Уточнена математична модель теплового процесу механічної обробки та умови зменшення температури різання і підвищення продуктивності обробки

Для уточненого розрахунку температури різання під час шліфування слід скористатися аналітичною залежністю для визначення глибини  $l_2 = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}$  проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час плоского шліфування (рис. 2.18), де  $a = \lambda / (c \cdot \rho)$  – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу,  $\text{м}^2/\text{с}$ .

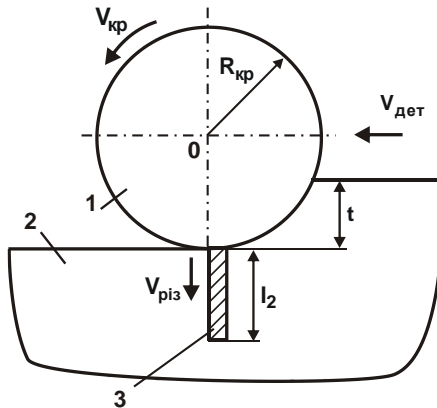


Рисунок 2.18 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:  
1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь;  
3 – адіабатичний стержень

Як витікає із наведеної залежності, зменшити параметр  $l_2$  і, відповідно, інтенсивність теплової дії на оброблювану поверхню можна виключно шляхом зменшення часу  $\tau$  обробки, наприклад, шляхом збільшення швидкості деталі  $V_{дет}$  (рис. 2.18).

Професор Якимов О. В. [98] вперше запропонував враховувати перерізання шліфувальним кругом адіабатичних стержнів, якими умовно представлено припуск, що знімається (рис. 2.18). У цьому випадку теплове джерело, що розглядається, рухається зі швидкістю  $V_{\text{піз}} = t/\tau$  вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі, де  $t$  – глибина шліфування, м.

У роботі [52] математично описано процес формування параметра  $l_2$  (довжини нагрітої частини адіабатичного стержня із урахуванням його перерізання), розглядаючи час переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня у вигляді  $\tau = n \cdot d\tau$ :

$$l_{2_{n-1}} - V_{\text{піз}} \cdot d\tau = l_{2_n}, \quad (2.115)$$

де  $l_{2_{n-1}} = \sqrt{2a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)}$ ;  $l_{2_n} = \sqrt{2a \cdot \tau_n}$  – відповідно, довжини нагрітої ділянки адіабатичного стержня за час нагрівання  $\tau_{n-1}$  і  $\tau_n$ , м;

$n$  – умовно прийнята кількість розбивок часу  $\tau$  на елементарні  $d\tau$ -інтервали.

Подаючи рівняння (2.115) у вигляді:

$$\sqrt{2 \cdot a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)} - \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n} = V_{\text{піз}} \cdot d\tau \quad (2.116)$$

і помножуючи на сполучену величину  $\sqrt{2 \cdot a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)} + \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$  його ліву частину із урахуванням  $\tau_n - \tau_{n-1} = d\tau_n$  і  $\sqrt{2 \cdot a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)} \approx \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ , після перетворень маємо:

$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{a}} \cdot V_{\text{піз}}\right)}. \quad (2.117)$$

Рішення рівняння (2.117) для початкової умови  $\tau_n(\tau=0) = 0$  набуває вигляду [52]:

$$\sqrt{\tau_n} = \sqrt{\frac{a}{2}} \cdot \frac{1}{V_{\text{піз}}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{піз}}^2 \cdot \tau}{a} - \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{a}} \cdot V_{\text{піз}}}\right) \quad (2.118)$$

або

$$l_{2_n} = \frac{a}{V_{\text{піз}}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{піз}}^2 \cdot \tau}{a} - \frac{l_{2_n}}{a} \cdot V_{\text{піз}}}\right). \quad (2.119)$$



Розрахунками встановлено, що час нагрівання адіабатичного стержня  $\tau_n$  зі збільшенням часу  $\tau$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення, за яким виконується умова

$$e^{-\frac{V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{a}} \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{a}} \cdot V_{\text{різ}} \rightarrow 0$$
, виходячи із рівняння (2.118). Тоді сталі значення  $\tau_n = a / (2 \cdot V_{\text{різ}}^2)$ . Отже, завжди виконується умова  $\tau_n < \tau$  та існує час теплового насичення оброблюваного матеріалу, який залежить від швидкості переміщення теплового джерела  $V_{\text{різ}}$ . Чим більше швидкість  $V_{\text{різ}}$ , тим менше час нагрівання адіабатичного стержня  $\tau_n$  і, відповідно, значення параметра  $I_{2n}$ , що змінюється за таким самим законом, як і  $\tau_n$  зі збільшенням часу  $\tau$ . Стале максимальне значення  $I_{2n}$  дорівнює  $I_{2n} = a / V_{\text{різ}}$ , тобто чим більше швидкість  $V_{\text{різ}}$ , тим менше параметр  $I_{2n}$ .

Із цього можна зробити висновок, що зі збільшенням швидкості  $V_{\text{різ}}$  основна частина тепла, що утворюється під час різання, надходить до стружок, що утворюються, і лише невелика частина надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі. Тому із точки зору зменшення імовірності утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні швидкість  $V_{\text{різ}}$  необхідно збільшувати, застосовуючи для цього високошвидкісні методи механічної обробки.

Температура різання  $\theta = q \cdot I_{2n} / \lambda$  із урахуванням щільності теплового потоку  $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$  і максимальної температури різання  $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$  визначається з рівняння [52]:

$$\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} = \left( 1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{a}} \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right). \quad (2.120)$$

Отже, зі збільшенням часу  $\tau$  температура різання  $\theta$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення  $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ . Приймаючи  $V_{\text{різ}} = t / \tau$  і  $\tau = l / V_{\text{дет}}$ , рівняння (2.120) остаточно виразиться:

$$\left( 1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}} = e^{-\frac{t \cdot Q_{\text{плт}}}{a \cdot l}}, \quad (2.121)$$

де  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с;

$l$  – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м.

У табл. 2.9 наведено розрахункові значення виразу

$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}}$  залежно від температури різання  $\theta$ . Як видно, цей ви-

раз зменшується зі збільшенням температури різання  $\theta$ . Отже, зменшити температуру різання  $\theta$  можна підвищенням правої частини рів-

няння (2.121), тобто збільшенням функції  $e^{\frac{t \cdot Q_{\text{пит}}}{a \cdot l}}$ , що досягається зменшенням глибини шліфування  $t$ , питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  і збільшенням довжини дуги контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю  $l$ . У зв'язку із цим, доцільно використовувати шліфування торцем круга, під час якого параметр  $l$  більше, ніж під час шліфування периферією круга, а температура різання  $\theta$ , навпаки, менше.

Із метою досягнення заданої температури різання  $\theta$  і забезпечення максимально можливої продуктивності обробки, виходячи із рівняння (2.121), глибину шліфування  $t$  слід зменшувати, а швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  збільшувати, тобто використовувати схему багатопрохідного шліфування. Як видно, швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  явно не входить до рівняння (2.121), проте неявно впливає на температуру різання шляхом зміни умовного напруження різання – зменшуючи або збільшуючи його залежно від умов обробки.

Така ж закономірність зміни температури різання має місце під час фрезерування. Так, під час торцевого фрезерування довжина дуги контакту фрези із оброблюваною деталлю більше, ніж під час фрезерування циліндричною фрезою. Отже, більше права частина рівняння (2.121) і менше температура різання, згідно даним, наведеним у табл. 2.9.

Зі зменшенням параметрів  $t$  і  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  температура різання також зменшується. Виходячи із цього, збільшити продуктивність обробки для заданої температури різання  $\theta$  можна, як і під час шліфування, шляхом зменшення глибини шліфування  $t$  і збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  (або подачі). Однак під час фрезерування умовне напруження різання  $\sigma$  менше, ніж під час шліфування. Тому менше па-

раметри  $\theta_{\max}$  і  $\theta$ . З'являється також можливість збільшення питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  завдяки збільшенню швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ , особливо в умовах торцевого фрезерування, де більше параметр  $l$ .

Періодична переривчастість процесу фрезерування також сприяє зменшенню температури різання  $\theta$  внаслідок часткового охолодження оброблюваної поверхні за період переривання процесу. У цьому випадку ефект зменшення температури різання  $\theta$ , що має місце, приблизно такий же, як і під час шліфування переривчастим кругом. Хоча у роботі [109] показано, що в умовах переривчастого шліфування відбувається ще й самозаточування круга, тобто відновлення його ріжучої здатності, а це призводить до зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  і додаткового зменшення температури різання  $\theta$ . Отже, під час шліфування переривчастим кругом зменшення температури різання  $\theta$  відбувається за двома каналами [109]: шляхом зменшення часу контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю  $\tau$  і умовного напруження різання  $\sigma$ , що, відповідно до рівняння (2.121), сприяє зменшенню температури різання  $\theta$ .

Важливим чинником зменшення температури різання та глибини  $l_{2n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$  проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час фрезерування слід розглядати застосування високошвидкісного фрезерування. У цьому випадку, як встановлено експериментально [21], відбувається зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  і зниження інтенсивності відведення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Отже, тепло, що утворюється під час різання, в основному надходить до стружок, що утворюються. Це дозволяє збільшити продуктивність обробки завдяки збільшенню швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  (або подачі), а глибину різання доцільно зменшувати, як це витікає із рівняння (2.121).

Необхідно зазначити, що зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  забезпечує зменшення максимальної температури різання  $\theta_{\max}$ . Тому і багаторазове збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  і  $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  лише призведе до посилення виконання умов  $e^{-\frac{t \cdot Q_{\text{пит}}}{a \cdot l}} \rightarrow 0$  і  $\theta \rightarrow \theta_{\max}$ ,

згідно рівняння (2.121). Це не вплине на підвищення температури різання  $\theta$ , оскільки параметр  $\theta_{\max}$  приймає цілком прийнятні, відносно невеликі значення внаслідок зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  під час високошвидкісного фрезерування. Із фізичної точки зору в цьому і полягає ефект високошвидкісного фрезерування.

Рівняння (2.121) справедливе і під час точіння, розглядаючи замість глибини шліфування  $t$  товщину зрізу  $a_{\text{зріз}}$ :

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{a_{\text{зріз}} \cdot Q_{\text{пит}}}{a \cdot l}}, \quad (2.122)$$

де  $Q_{\text{пит}} = V \cdot a_{\text{зріз}}$  – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с;

$V$  – швидкість різання, м/с.

Зменшити температуру різання  $\theta$  виходячи із рівняння (2.122), можна зменшенням параметрів  $a_{\text{зріз}}$  і  $Q_{\text{пит}} = V \cdot a_{\text{зріз}}$ . Із метою підвищення продуктивності обробки для заданої температури різання  $\theta$  товщину зрізу  $a_{\text{зріз}}$  необхідно зменшувати, а швидкість різання  $V$  збільшувати, здійснюючи високошвидкісне різання. У цьому випадку умовне напруження різання  $\sigma$  також зменшується, що дозволяє зменшити  $\theta_{\max}$  до прийнятного рівня (із метою забезпечення високоякісної обробки). Тому, навіть за достатньо значного збільшення швидкості різання  $V$  і продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}} = V \cdot a_{\text{зріз}}$ , це тільки призведе до поси-

лення виконання умов  $e^{-\frac{a_{\text{зріз}} \cdot Q_{\text{пит}}}{a \cdot l}} \rightarrow 0$  і  $\theta \rightarrow \theta_{\max}$ , згідно рівняння (2.122), забезпечуючи досягнення необхідного значення температури різання  $\theta$ . Отже, застосування високошвидкісного різання є важливим чинником зниження інтенсивності теплової дії на поверхневий шар оброблюваної деталі та підвищення якості і продуктивності обробки. Тепло, що утворюється під час різання, в основному надходить до стружки, що утворюється, а в поверхневий шар оброблюваної деталі надходить незначна частина тепла. Параметр  $I_{2_n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$  у цьому випадку завдяки зменшенню часу  $\tau_n$  зменшується та виключає утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні.

Виходячи із рис. 2.19, високошвидкісне різання дозволяє реалізувати верхню частину графіка  $\theta - \tau$ , що характеризується асимптотич-

ним наближенням температури різання  $\theta$  до максимального значення температури  $\theta_{\max}$ . Це відкриває можливості фактично необмежено збільшувати швидкість різання  $V$ , забезпечуючи виконання умови  $\theta \rightarrow \theta_{\max}$  і, тим самим, багаторазово збільшуючи продуктивність обробки. Однак для виконання даної умови необхідно, щоб умовне напруження різання  $\sigma$  зменшилося до значення, за яким максимальна температура різання  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$  приймала б значення, менше критичного значення для оброблюваного матеріалу (що виключає утворення припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів), тобто менше температури його плавлення  $\theta_{\text{пл}}$ .

Якщо значення  $\theta_{\max}$  більше температури плавлення оброблюваного матеріалу  $\theta_{\text{пл}}$ , то виконати дану умову і реалізувати високошвидкісне різання неможливо, оскільки у цьому випадку, виходячи із рис. 2.19, зі збільшенням швидкості різання  $V$  температура різання  $\theta$  безперервно збільшується (для початкової ділянки графіка  $\theta - \tau$ ). Тому для здійснення високошвидкісного різання необхідно виконати умову  $\theta_{\max} < \theta_{\text{пл}}$ , що дозволить реалізувати умову  $\theta \rightarrow \theta_{\max}$  і фактично необмежено збільшити параметри, які входять у праву частину рівняння (2.122):  $a_{\text{зріз}}$  і  $Q_{\text{пит}}$ .

Таким чином, для аналізу закономірностей високошвидкісного різання необхідно знати значення максимальної температури різання  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ , що визначається із умови  $\sigma = P_z / (B \cdot a_{\text{зріз}})$ , де  $P_z$  – тангенціальна складова сили різання,  $H$  (встановлюється експериментально);  $B$  – ширина зрізу, м.

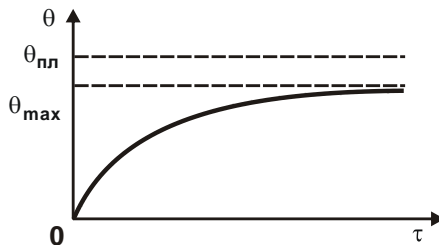


Рисунок 2.19 – Залежність температури різання  $\theta$  від часу обробки  $\tau$

Очевидно, умовне напруження різання  $\sigma$  тим менше, чим більше товщина зрізу  $a_{зріз}$  внаслідок збільшення кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , що визначається за відомою формулою професора Зворикіна К. О. [6] :  $\beta = 45^\circ + (\gamma - \psi)/2$ , де  $\gamma$  – позитивний передній кут ріжучого інструменту;  $\psi$  – умовний кут тертя стружки, що утворюється, із передньою поверхнею інструменту.

Як видно, кут  $\beta$  тим більше, чим більше кут  $\gamma$  і менше кут  $\psi$ . Зменшити кут  $\psi$  можна зменшенням коефіцієнта тертя  $f = \text{tg}\psi$  оброблюваного і інструментального матеріалів, застосовуючи як інструментальний матеріал алмаз та інші синтетичні надтверді матеріали, що характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя, а також наносячи на робочі поверхні ріжучого інструменту зносостійкі покриття із низьким коефіцієнтом тертя. Реалізація цих умов зменшення  $\theta_{\text{max}}$  до значення, яке менше температури плавлення оброблюваного матеріалу  $\theta_{\text{пл}}$  відкриває нові можливості інтенсифікації високошвидкісного різання.

## **2.7. Вплив тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом на температуру різання під час шліфування**

Відповідно до схеми шліфування прямолінійної деталі, що рухається по нормалі до робочій поверхні круга із заданою швидкістю  $V_{\text{дет}}$ , тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання описуються залежностями (1.35) і (1.36).

Температура різання під час шліфування  $\theta$  у цьому випадку визначається залежністю:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \left[ \sigma \cdot V_{\text{дет}0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет}0}) \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (2.123)$$

де  $q = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{F}$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}$  – глибина проникнення тепла, що виникає під час шліфування, у поверхневий шар оброблюваної деталі, м.

Наявність у залежності (2.123) другого доданку, обумовленого тертям зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, дозволяє по-новому встановити технологічні закономірності зміни температури різання під час шліфування  $\theta$ . Так, із залежності (2.123) витікає, що зі збільшенням параметрів  $f_1$ ,  $c$ ,  $(V_{дет} - V_{дет0})$ ,  $V_{кр}$ ,  $\tau$  і зменшенням  $F$  температура різання збільшується. Це призводить до зниження якості оброблюваних поверхонь і продуктивності обробки та узгоджується із відомими експериментальними даними.

Під час шліфування за пружною схемою, тобто із постійним значенням  $P_y$ , тангенціальна складова сили різання  $P_z$  і коефіцієнт шліфування  $K_{ш} = P_z / P_y$  визначаються залежностями:

$$P_z = \left(1 - \frac{f_1}{K_{різ}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot P_y; \quad (2.124)$$

$$K_{ш} = \left(1 - \frac{f_1}{K_{різ}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр} \cdot P_y} + f_1, \quad (2.125)$$

де  $K_{різ} = P_{zріз} / P_{yріз} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$  – коефіцієнт різання.

Відповідно, температура різання  $\theta$  під час шліфування за пружною схемою визначається:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{P_z \cdot V_{кр} \cdot l_2}{\lambda \cdot F} = \left[ \left(1 - \frac{f_1}{K_{різ}}\right) \cdot \sigma \cdot V_{дет0} + \frac{f_1 \cdot P_y \cdot V_{кр}}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (2.126)$$

Із залежності (2.126) витікає, що температура різання  $\theta$  під час шліфування збільшується зі збільшенням часу обробки  $\tau$  лише завдяки збільшенню глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}$ , тобто значно менше порівняно із шліфуванням за жорсткою схемою, що визначається залежністю (2.123). Це допускає достатньо тривалий контакт круга із оброблюваною деталлю, тоді як під час шліфування за жорсткою схемою із метою зменшення температури різання можливий нетривалий контакт. Ця закономірність указує на ефективність застосування пружної схеми шліфування із точки зору зменшення температури різання, незважаючи на те, що при цьому може значно збільшитися параметр  $l_2$  порівняно із жорсткою схемою шліфування.

Виходячи із залежності (2.123), зменшити температуру різання  $\theta$  під час шліфування за жорсткою схемою можна різними шляхами, наприклад, зменшенням першого і другого доданків залежності, а також зменшенням часу обробки  $\tau$ . Проте зменшення параметрів  $V_{дет0}$  і  $\tau$  неефективно, оскільки це призводить до зменшення продуктивності обробки. Тому основною умовою зменшення температури різання під час шліфування  $\theta$  слід розглядати виконання умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  завдяки виключенню в процесі шліфування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це можна досягти шляхом застосування переривчастого шліфування або ефективних методів правлення круга, що забезпечують його високу ріжучу здатність.

Важливо також здійснити аналіз температури різання під час шліфування  $\theta$ , використовуючи перетворену залежність (2.123):

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{P_z \cdot V_{кр} \cdot l_2}{\lambda \cdot F} = \left( \frac{\sigma \cdot Q}{F} + \frac{f_1 \cdot c \cdot n \cdot (t - t_{\phi 1}) \cdot V_{кр}}{F} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}} =$$

$$= \left( \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi 1}}{F} + \frac{f_1 \cdot c \cdot n \cdot (t - t_{\phi 1}) \cdot V_{кр}}{F} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (2.127)$$

Із залежності (2.127) витікає, що основною умовою зменшення температури шліфування  $\theta$  є зменшення або навіть вилучення другого доданка, обумовленого тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, що досягається виконанням умови  $t_{\phi 1} \rightarrow t$ .

Збільшення першого доданка залежності (2.127) у зв'язку зі збільшенням  $t_{\phi 1}$  необхідно компенсувати зменшенням часу  $\tau$  контакту круга із оброблюваною деталлю. Найбільш ефективним шляхом зменшення  $\tau$  слід розглядати періодичне переривання процесу шліфування шляхом застосування круга із переривчастою робочою поверхнею, тобто застосування переривчастого шліфування.

В умовах круглого і плоского шліфування час  $\tau$  слід розглядати як час контакту круга із елементарним адіабатичним стержнем, набором яких представлено припуск, що знімається із оброблюваної деталі (рис. 2.3). Виходячи із такого подання процесу шліфування, відповідно до залежності (2.127), зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна також завдяки збільшенню площі контакту круга із оброблюваним матеріалом  $F$  (для фіксованої продуктивності обробки  $Q$ ), що досягаєть-



ся під час глибинного (однопрохідного) шліфування. Збільшення часу  $\tau$  контакту круга із елементарним адіабатичним стержнем у зв'язку зі зменшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  у цьому випадку може бути не настільки суттєво порівняно зі збільшенням площі контакту круга із оброблюваним матеріалом  $F$ . У результаті температура різання під час шліфування  $\theta$  може зменшитися. Це погодиться із практичним досвідом застосування методу глибинного шліфування, що забезпечує, як правило, досягнення подвійного ефекту – одночасного підвищення продуктивності і якості обробки [123].

Однак, як показує практика круглого і плоского шліфування, найбільш ефективним шляхом зменшення температури шліфування  $\theta$  слід розглядати застосування багатопрохідного шліфування, яке характеризується збільшеними значеннями швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ . У цьому випадку ефект обробки досягається завдяки зменшенню часу  $\tau$  контакту круга із елементарним адіабатичним стержнем.

## Висновки

1. Проведено теоретичний аналіз отриманих теоретичних залежностей для визначення параметрів силової і теплової напруженостей процесів механічної обробки матеріалів та на цій основі науково обґрунтовано основні напрями підвищення параметрів якості, точності та продуктивності обробки. Показано, що традиційно завдання вибору оптимальних параметрів режиму різання вирішують із використанням емпіричних залежностей основних параметрів механічної обробки, які справедливі лише для окремих умов обробки і не дозволяють охопити широкі діапазони зміни параметрів режимів різання, характеристик інструментів і оброблюваних матеріалів. Набагато більшими технологічними можливостями із цього погляду володіють аналітичні залежності параметрів механічної обробки, що зумовлює доцільність їхнього практичного використання. У зв'язку з цим, у роботі на основі отриманих аналітичних залежностей показано, що зменшити складові сили різання і температуру різання можна, головним чином, завдяки зменшенню умовного напруження різання. Теоретично показано, що під час лезової обробки умовне напруження різання менше, ніж під час шліфування. Це визначає можливість ефективного застосування сучасних мето-

дів лезової обробки на фінішних операціях. Показано, що із погляду зменшення температури шліфування доцільно використовувати схему багатопрхідного шліфування. Показано також, що за умови суттєвого зменшення умовного напруження різання завдяки використанню високопористих, імпрегнованих та алмазних кругів, які характеризуються високою ріжучою здатністю, можна значно зменшити температуру, а під час глибинного шліфування (ефективно використовуючи цей прогресивний високопродуктивний метод шліфування як на фінішних, так і попередніх операціях обробки, особливо за умови поєднання їх в одну операцію), забезпечити підвищення продуктивності із одночасним підвищенням якості обробки.

2. Проведено теоретичний аналіз температури різання під час шліфування у взаємозв'язку із основними параметрами теплового процесу, такими як глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, кількість тепла, що надходить до оброблюваної деталі і стружок, що утворюються. Отримано спрощену аналітичну залежність для визначення температури різання під час шліфування. Встановлено, що зі збільшенням глибини шліфування температура різання збільшується – асимптотично наближається до максимального значення. При цьому частка тепла, що надходить до оброблюваної деталі, зі збільшенням глибини шліфування зменшується, а частка тепла, що надходить до стружок, збільшується, причому незначно. Із цього зроблено висновок про те, що основна частина тепла, що утворюється під час шліфування, надходить до оброблюваної деталі і тому в наближених розрахунках температури різання частку тепла, яка надходить до стружок, можна не враховувати. Встановлено, що найменша кількість тепла, яка надходить до оброблюваної деталі, досягається в умовах багатопрхідного шліфування. В умовах глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі також у оброблювану деталь надходить відносно незначна частина тепла, проте у зв'язку зі збільшенням глибини проникнення тепла в її поверхневий шар це не викликає появи температурних дефектів і зниження якості оброблюваної поверхні.

3. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням питомої продуктивності обробки ефективно шліфування здійснювати за схемою глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі. При відносно невеликій питомій продуктивності обробки доцільно викорис-

товувати багатопрохідне шліфування зі збільшеною швидкістю деталі. Встановлено також, що в реальних умовах шліфування відношення заданої і максимальної температур шліфування може змінюватися лише в межах 0 ... 0,4 у зв'язку із перевищенням максимальною температурою шліфування температури плавлення оброблюваного матеріалу через значне збільшення умовного напруження різання під час шліфування. Тому основною умовою зменшення температури різання слід розглядати зменшення умовного напруження різання.

4. Отримано аналітичні залежності для визначення температури різання та градієнта температури під час шліфування торцем та периферією круга. Теоретично встановлено, що під час шліфування торцем круга можна досягти більш суттєвого зменшення температури різання та градієнта температури, ніж під час шліфування периферією круга. Це зумовлено збільшенням часу контакту шліфувального круга з оброблюваним матеріалом та підтверджується відомими експериментальними і практичними даними. Теоретично та експериментально обґрунтовано технологічні можливості зменшення температури різання та підвищення продуктивності обробки за умови забезпечення високої якості оброблюваних поверхонь під час переривчастого торцевого шліфування твердосплавних пластин із застосуванням переривчастого алмазного круга. Показано, що ефект обробки досягається, головним чином, завдяки зменшенню умовного напруження різання (енергоємності обробки) внаслідок ударного характеру контакту переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, що за суттю, не вимагає застосування процесу його правлення. На основі проведених досліджень розроблено практичні рекомендації щодо вибору оптимальних умов високоякісної фінішної механічної обробки.

5. Розроблено уточнену математичну модель теплового процесу під час механічної обробки та обґрунтовано умови зменшення температури різання і підвищення продуктивності обробки. Встановлено, що зі збільшенням швидкості основна частина тепла, що утворюється під час різання, надходить до стружок і лише невелика частина надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі. Тому із точки зору зменшення імовірності утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні швидкість необхідно збільшувати, застосовуючи для цього високошвидкісні методи механічної обробки.

## Розділ 3

### Теоретичне обґрунтування параметрів переривчастого шліфування

#### 3.1. Оптимізація параметрів переривчастого шліфування за температурним критерієм

Переривчасте шліфування є одним з найбільш ефективних методів фінішної абразивної обробки, що забезпечує високі показники якості оброблюваних поверхонь і виключає утворення на них припикань та інших температурних дефектів. Основний ефект обробки, що досягається в умовах переривчастого шліфування, полягає у зменшенні температури різання без зменшення продуктивності обробки. Це відбувається завдяки ударно-циклічній взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю, що дозволяє, по-перше, підтримувати в процесі шліфування високу ріжучу здатність переривчастого круга, по-друге, забезпечує часткове охолодження оброблюваної поверхні в період проходження над зоною різання вирізу переривчастого круга. Як показав професор Якимов О. В. у роботі [93], такий подвійний ефект обробки характерний лише для методу переривчастого шліфування, оскільки досягти його за умов звичайного шліфування суцільним кругом неможливо [116, 120, 121].

Метод переривчастого шліфування отримав широке застосування під час обробки виробів, виготовлених із різних металевих та неметалевих матеріалів підвищеної твердості, особливо під час обробки відповідальних деталей авіаційної техніки [109] на фінішних операціях шліфування, які вимагають забезпечення високоякісної обробки. Завдяки його застосуванню з'явилася можливість зменшення до 50 % температури різання порівняно із звичайним шліфуванням суцільним кругом. Разом із тим, на більш продуктивних операціях шліфування необхідно забезпечити більш суттєве зменшення температури різання.

Найбільш узагальнюючі математичні моделі визначення температури різання під час переривчастого шліфування розроблено Якимовим О. В. [110] і Сипайловим В. А. [86] на основі вирішення диференціального рівняння теплопровідності матеріалів для різних початкових і

граничних умов із урахуванням основних закономірностей процесу шліфування. Теоретично встановлено, що завдяки періодичному перериванню процесу шліфування час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю значно менше часу контакту суцільного круга із оброблюваною деталлю. Це, власне, і визначає можливість зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. Однак при цьому не враховується умова додаткового знімання робочим виступом переривчастого круга шару оброблюваного матеріалу, який не відділено за період проходження зони шліфування вирізом переривчастого круга. У результаті фактичне знімання матеріалу і сили різання в момент контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю збільшуються, що приводить до збільшення температури різання. Аналогічні теоретичні рішення наведено у роботах [33, 38]. Із цього витікає, що процес переривчастого шліфування підпорядковується більш складним фізичним закономірностям, які обмежують можливості більш суттєвого зменшення температури різання та підвищення продуктивності й якості обробки.

Подальшим розвитком математичних моделей теплових процесів під час переривчастого шліфування є роботи [22, 118]. У них наведено теоретичні рішення щодо обґрунтування умов зменшення температури різання для різних умов шліфування, включаючи застосування ефективних технологічних середовищ та високопористих кругів, технологію імпрегнування переривчастих кругів. У роботі [122] здійснено розрахунок довжин робочих виступів та западин переривчастого круга. Однак використовувати ці рішення для оптимізаційних розрахунків параметрів переривчастого шліфування за температурним критерієм достатньо складно, оскільки їх отримано на основі вирішення диференціального рівняння теплопровідності матеріалів і представлено складними математичними залежностями, які потребують чисельних розрахунків. Разом із тим, у роботі [115] теоретично та експериментально цілком однозначно встановлено, що досягти значного зменшення температури різання під час плоского переривчастого шліфування можна збільшенням кількості теплових імпульсів у зоні шліфування. Це відкриває нові технологічні можливості визначення умов суттєвого зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. Тому в роботах [48, 111] обґрунтовано наукові передумови цього положення. Для їх

подальшого розвитку необхідно здійснити оптимізацію параметрів переривчастого шліфування за температурним критерієм на основі застосування нових математичних підходів до розрахунку температури різання. Тому у даному параграфі наведено теоретичне визначення оптимальних умов переривчастого шліфування із урахуванням можливості суттєвого зменшення температури різання та розроблення практичних рекомендацій щодо створення високоефективних процесів переривчастого шліфування.

Для виконання поставленого завдання використано теоретичний підхід, запропонований у роботі [57]. Його суть полягає у визначенні температури різання під час шліфування на основі урахування умов перерізання переривчастим кругом адіабатичних стержнів, якими умовно представлено припуск, що знімається із оброблюваної деталі (рис. 3.1).

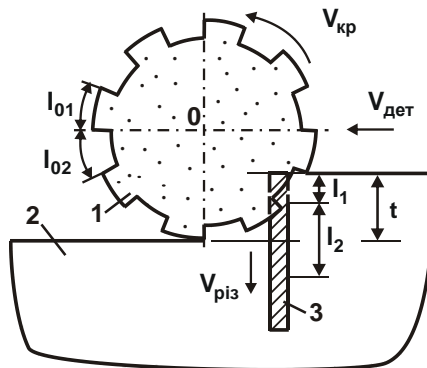


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема температури різання під час плоского переривчастого шліфування: 1 – переривчастий шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень

Виходячи із рис. 3.1, умова безперервності зрізу адіабатичного стержня довжиною  $h$  за час  $(\tau_{01} + \tau_{02})$  визначається залежністю:

$$h = V_{різ} \cdot (\tau_{01} + \tau_{02}) = V_{різ0} \cdot \tau_{01}, \quad (3.1)$$

де  $V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t / R_{кр}}$  – швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом, м/с;

$t$  – глибина шліфування, м;

$V_{\text{різ}_0}$  – швидкість перерізання адіабатичного стержня робочим виступом переривчастого круга, м/с;

$\tau_{01} = l_{01} / V_{\text{кр}}$  – час проходження робочим виступом (довжиною  $l_{01}$ ) переривчастого круга зони шліфування, с;

$\tau_{02} = l_{02} / V_{\text{кр}}$  – час проходження вирізом (довжиною  $l_{02}$ ) переривчастого круга зони шліфування, с.

Із залежності (3.1) отримано:

$$V_{\text{різ}_0} = V_{\text{різ}} \cdot \frac{(\tau_{01} + \tau_{02})}{\tau_{01}} = V_{\text{різ}} \cdot \left( 1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}} \right). \quad (3.2)$$

Як видно, швидкість  $V_{\text{різ}_0}$  завжди більше швидкості  $V_{\text{різ}}$ . За умови  $\tau_{02} = 0$ , тобто під час шліфування суцільним кругом, ці швидкості однакові. Зі збільшенням часу  $\tau_{02}$  швидкість  $V_{\text{різ}_0}$  збільшується і може суттєво перевищити швидкість  $V_{\text{різ}}$ . Отже, збільшення довжини вирізу на переривчастому крузі може призвести до значного збільшення швидкості  $V_{\text{різ}_0}$ . Це пов'язано зі зменшенням кількості ріжучих зерен робочої поверхні переривчастого круга. Відповідно, продуктивність обробки  $Q_0$  у момент контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним адіабатичним стержнем також збільшиться у зв'язку зі збільшенням відношення  $\tau_{02} / \tau_{01}$  і перевищить продуктивність обробки  $Q = F \cdot V_{\text{різ}}$  під час шліфування суцільним кругом:

$$Q_0 = F \cdot V_{\text{різ}_0} = F \cdot V_{\text{різ}} \cdot \left( 1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}} \right) = Q \cdot \left( 1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}} \right), \quad (3.3)$$

де  $F$  – площа поперечного перетину адіабатичного стержня, м<sup>2</sup>.

При цьому середня продуктивність обробки під час переривчастого шліфування залишатиметься такою самою, як і під час шліфування суцільним кругом, тобто дорівнюватиме значенню  $Q = F \cdot V_{\text{різ}}$ .

Встановимо закономірності зміни сили і температури різання під час шліфування суцільним і переривчастим кругами. Тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання під час шліфування суцільним кругом, як показано у п. 1, описуються аналітичними залежностями:

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}}; \quad (3.4)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (3.5)$$

де  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;  
 $V_{кр}$  – швидкість круга, м/с;  
 $K_{ш} = P_z / P_y$  – коефіцієнт шліфування.

Під час переривчастого шліфування залежності (3.4) і (3.5) із урахуванням залежності (3.3) набувають вигляду:

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q_0}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{різ}}{V_{кр}} \cdot \left(1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right); \quad (3.6)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_0}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{F \cdot V_{різ}}{V_{кр}} \cdot \left(1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right). \quad (3.7)$$

Як видно, тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання під час переривчастого шліфування для заданих значень  $\sigma$ ,  $K_{ш}$ ,  $F$ ,  $V_{різ}$  і  $V_{кр}$  більше, ніж під час шліфування суцільним кругом. Це пов'язано із тим, що множник  $(1 + \tau_{02} / \tau_{01}) > 1$ , тобто якщо більше час  $\tau_{02}$ , то більше складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$ .

Однак, як встановлено експериментально у роботах Якимова О. В. [109, 110], умовне напруження різання  $\sigma$  менше, а коефіцієнт шліфування  $K_{ш} = P_z / P_y$  більше під час переривчастого шліфування. Це пов'язано із тим, що переривчастий круг у результаті ударно-циклічної взаємодії із оброблюваною деталлю у процесі шліфування фактично працює в режимі безперервного інтенсивного правлення і постійно зберігає високу ріжучу здатність, тоді як суцільний круг із часом обробки втрачає ріжучу здатність. Так, експериментально встановлено, що в умовах переривчастого шліфування є працездатними абразивні круги підвищеної твердості, які в умовах звичайного шліфування швидко затуплюються і втрачають ріжучу здатність. При цьому значно знижується інтенсивність тертя переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, тобто в процесі переривчастого шліфування переважає енергія, що втрачається на процес різання і знімання оброблюваного матеріалу.



Температура різання під час шліфування суцільним кругом у першому наближенні визначається аналітичною залежністю [98]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (3.8)$$

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

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

$l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$  – глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

$a$  – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м<sup>2</sup>/с;

$\tau$  – час контакту суцільного шліфувального круга із оброблюваним матеріалом.

Із урахуванням залежності (3.4) залежність (3.8) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot Q \cdot \sqrt{2a \cdot \tau}}{\lambda \cdot F} = \frac{\sigma \cdot V_{різ} \cdot \sqrt{2a \cdot \tau}}{\lambda}. \quad (3.9)$$

Як витікає із залежності (3.9), основною умовою зменшення температури різання  $\theta$  є зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  шляхом забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга. Важливим чинником слід розглядати зменшення часу  $\tau$  контакту шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Це досягається, як правило, застосуванням схеми багатопрхідного шліфування, що характеризується невеликою глибиною шліфування та збільшеною швидкістю деталі.

Під час переривчастого шліфування протягом одного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом температура різання описується залежністю:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{різ}}{\lambda} \cdot \left(1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right) \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_{01}}. \quad (3.10)$$

Для узагальненого аналізу залежності (3.10) подамо її у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{різ}}{\lambda} \cdot \left(1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right) \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot \frac{\tau_{01}}{\tau_{02}} \cdot \tau_{02}}. \quad (3.11)$$

Відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  неоднозначно впливає на температуру різання  $\theta$ . У табл. 3.1 і на рис. 3.2 показано характер зміни безрозмірної величини  $\alpha = (1 + \tau_{02}/\tau_{01}) \cdot \sqrt{\tau_{01}/\tau_{02}}$ , що входить у залежність (3.11), зі зміною відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$ .

Таблиця 3.1 – Розрахункові значення безрозмірної величини  $\alpha$  та довжини робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга для  $l_{02} = 10$  мм

$\tau_{01}/\tau_{02}$	0	0,25	0,5	1,0	2	3	4	5	6
$\alpha$	$\infty$	2,5	2,12	2,0	2,12	2,31	2,5	2,68	2,86
$l_{01}$ , мм	0	2,5	5	10	20	30	40	50	60

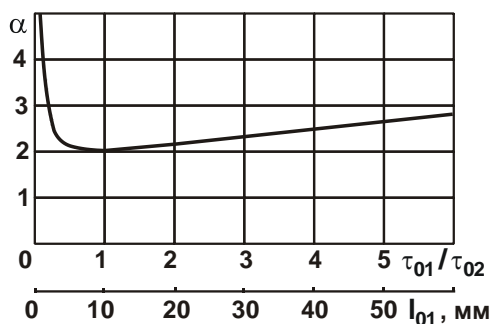


Рисунок 3.2 – Залежність безрозмірної величини  $\alpha$  від відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  і довжини робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга за умови  $l_{02} = 10$  мм

Як видно, безрозмірна величина  $\alpha$  проходить точку мінімуму за умови  $\tau_{01}/\tau_{02} = 1$ . Отже, має місце мінімум температури різання  $\theta$  у випадку  $\tau_{01}/\tau_{02} = 1$ , тобто у випадку  $l_{01} = l_{02}$ . При цьому збільшення відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  у діапазоні  $\tau_{01}/\tau_{02} > 1$  призводить до несуттєвого збільшення безрозмірної величини  $\alpha$  і, відповідно, температури різання  $\theta$ . Так, зі збільшенням відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  у 2 рази величина  $\alpha$  збільшилася лише на 6 %, а зі збільшенням відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  у 6 разів – на 43 % (табл. 3.1). Це указує на можливість застосування переривчастих кругів за умови  $l_{01} > l_{02}$ , що має місце на практиці. Як показано в роботі [86], за таких значень відношення  $l_{01}/l_{02} > 1$  зменшується інтенсивність зношування переривчастого круга та підвищується ефективність шліфування фактично без збільшення температури різання.

У табл. 3.1 і на рис. 3.2 наведено розрахункові значення довжини робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга, отримані на основі залеж-

ності  $\tau_{01}/\tau_{02} = l_{01}/l_{02}$  для заданих значень відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  та довжини вирізу на переривчастому крузі  $l_{02} = 10$  мм. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  довжина робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга збільшується.

Для аналітичного визначення екстремального значення відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  слід підпорядкувати температуру різання  $\theta$ , що визначається залежністю (3.10), необхідній умові екстремуму:  $\theta'_{\tau_1} = 0$ . У результаті отримано:

$$\frac{\tau_{01}}{\tau_{02}} = 1. \quad (3.12)$$

Розрахунками встановлено, що друга похідна  $\theta''_{\tau_1}$  в точці екстремуму  $\tau_{01} = \tau_{02}$  набуває позитивного значення. Тому має місце мінімум температури різання  $\theta$  залежно від відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$ , що відповідає графіку, показаному на рис. 3.2. Тоді мінімальна температура різання  $\theta_{\min}$  із урахуванням залежностей (3.10) і (3.12) визначиться залежністю:

$$\theta_{\min} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_{01}}}{\lambda}. \quad (3.13)$$

Порівняємо значення температури різання під час шліфування суцільним і переривчастим кругами, які встановлено за залежностями (3.9) і (3.13) за час  $\tau = \tau_{01} + \tau_{02}$ , тобто за один контакт робочого виступу переривчастого круга із адіабатичним стержнем (рис. 3.1). Для цього залежність (3.9) із урахуванням умови  $\tau_{01} = \tau_{02}$  подамо у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{різ}} \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot 2 \cdot \tau_{01}}}{\lambda}. \quad (3.14)$$

Із порівняння залежностей (3.13) і (3.14) видно, що температура різання  $\theta$  під час шліфування суцільним кругом менше у 1,41 рази порівняно із температурою різання під час шліфування переривчастим кругом. Це пов'язано із тим, що залежність (3.13) справедлива за умови знімання оброблюваного матеріалу за його один контакт із робочим виступом переривчастого круга. Під час наступних контактів температура різання  $\theta$  буде збільшуватися внаслідок накопичення тепла, що утворюється в адіабатичному стержні. Однак, за умови забезпечення інтенсивного охолодження адіабатичного стержня, як показано в роботі [109],

можливе повне охолодження його до наступного контакту із робочим виступом переривчастого круга. У цьому випадку температура різання  $\theta$  періодично прийматиме максимальне значення, що дорівнює  $\theta_{\min}$ , за умови  $\tau_{01} = \tau_{02}$ . Тому час  $\tau_{01}$  може бути значно менше часу контакту суцільного шліфувального круга із оброблюваним адіабатичним стержнем. Тому і мінімальна температура різання  $\theta_{\min}$  буде менше температури різання під час шліфування суцільним кругом, що визначається залежністю (3.9). Це створює основний ефект переривчастого шліфування.

Для порівняння температур різання під час шліфування переривчастим і суцільним кругами, що визначаються залежностями (3.9) і (3.13), розглянемо їх відношення із урахуванням умов  $\tau/(\tau_{01} + \tau_{02}) = n$  і  $\tau_{01} = \tau_{02}$  для заданих значень  $\sigma$ ,  $V_{\text{різ}}$ ,  $\lambda$ , а:

$$\frac{\theta_{\min}}{\theta} = 2 \cdot \sqrt{\frac{\tau_{01}}{\tau}} = \sqrt{\frac{2}{n}}, \quad (3.15)$$

де  $n$  – кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем (рис. 3.1) до його повного зрізу, тобто за час  $\tau$ .

Із залежності (3.15) витікає, що відношення  $\theta_{\min}/\theta$  цілком однозначно визначається величиною  $n$ : чим вона більше, тим менше відношення  $\theta_{\min}/\theta$  і тим ефективніше застосування переривчастого шліфування порівняно зі звичайним шліфуванням суцільним кругом.

У табл. 3.2 і на рис. 3.3 наведено розрахункові значення відношення  $\theta_{\min}/\theta$  і довжини робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга для  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с і  $\tau = 10^{-2}$  с.

Таблиця 3.2 – Розрахункові значення відношення  $\theta_{\min}/\theta$  і довжини робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга для  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с і  $\tau = 10^{-2}$  с

$n$	2	4	6	8	10	20	40	80	160
$\theta_{\min}/\theta$	1	0,7	0,58	0,5	0,447	0,316	0,22	0,158	0,11
$l_{01}$ , мм	75	38	25	19	15	8	4	2	1

Розрахунок значень  $l_{01}$  виконано із застосуванням залежностей:  $l_{01} = \tau_{01} \cdot V_{\text{кр}}$ ;  $\tau/(\tau_{01} + \tau_{02}) = n$  і  $\tau_{01} = \tau_{02}$ . У результаті встановлено:  $l_{01} = \tau \cdot V_{\text{кр}} / 2 \cdot n$ .

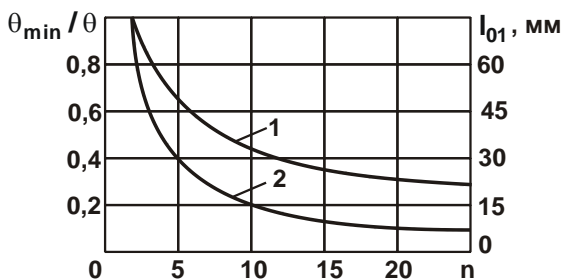


Рисунок 3.3 – Залежності відношення  $\theta_{\min}/\theta$  (1) і довжини робочого виступу  $l_{01}$  (2) переривчастого круга від величини  $n$ :

$$V_{кр} = 30 \text{ м/с}; \tau = 10^{-2} \text{ с}$$

Розрахункове значення  $\tau = 10^{-2}$  с (табл. 3.2) отримано із урахуванням залежності:  $\tau = l/V_{дет} = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}/V_{дет}$  для  $t = 0,02$  мм;  $R_{кр} = 100$  мм;  $V_{дет} = 0,2$  м/с;  $V_{кр} = 30$  м/с, де  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$  – довжина дуги контакту суцільного круга із оброблюваною деталлю, м.

Як витікає із табл. 3.2, зі збільшенням величини  $n$  відношення  $\theta_{\min}/\theta$  зменшується в широких межах, досягаючи значення 0,11 за умови  $n = 160$  і  $l_{01} = 1$  мм. Отже, зменшуючи довжину робочого виступу  $l_{01}$  переривчастого круга, можна до 10 разів зменшити температуру різання під час шліфування переривчастим кругом порівняно із шліфуванням суцільним кругом.

У працях професора Якимова О. В. [109, 110] показано, що завдяки застосуванню переривчастого шліфування можна зменшити температуру різання до 50 %. Виходячи із табл. 3.2, це пов'язано зі збільшенням величини  $n$  в межах до  $n = 6$  і застосуванням переривчастих кругів зі збільшеною довжиною робочого виступу  $l_{01} > 20$  мм. Тому, збільшуючи величину  $n$  у більш значних межах ( $n > 10$ ) і, відповідно, зменшуючи довжину робочого виступу  $l_{01}$  (до значень  $l_{01} = 1$  мм), можна значно зменшити температуру різання під час переривчастого шліфування. Основним обмеженням зменшення довжини робочого виступу  $l_{01}$  є зменшення його міцності та підвищення зношування переривчастого круга. Цим підтверджується ефективність застосування пере-

ривчастих кругів на операціях розрізання матеріалів, які здійснюються із глибиною різання до 100 мм і більше [32]. У результаті досягається значне зниження теплової і силової напруженостей процесу обробки та, відповідно, температура різання, що дозволяє забезпечити високі показники якості і продуктивності обробки.

Як витікає із залежності (3.15), за умови  $\tau_{01}/\tau < 4$  температура різання під час шліфування переривчастим кругом буде менше температури різання під час шліфування суцільним кругом. Тому розглянемо більш повно основні закономірності зменшення температури різання під час плоского шліфування переривчастим кругом. Із урахуванням часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю  $\tau_{01} = l_{01}/V_{кр}$  залежність (3.15) набуде вигляду:

$$\frac{\theta_{\min}}{\theta} = 2 \cdot \sqrt{\frac{l_{01} \cdot V_{\det}}{l \cdot V_{кр}}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{l_{01} \cdot Q_{\text{пит}}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}} \cdot t \cdot V_{кр}}}, \quad (3.16)$$

де  $Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\det}$  – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с.

Виходячи із залежності (3.16), зменшити відношення температур різання під час шліфування переривчастим і суцільним кругами  $\theta_{\min}/\theta$  для заданої питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  можна зменшенням довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$ , збільшенням глибини шліфування  $t$  і швидкості круга  $V_{кр}$ . Очевидно, найбільшого ефекту від застосування переривчастих кругів можна досягти в умовах глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі  $V_{\det}$ , оскільки глибина шліфування  $t$  входить у залежність (3.16) із найбільшим показником ступеня.

Наприклад, величина  $n$  із урахуванням залежностей  $\tau/(\tau_{01} + \tau_{02}) = n$  та  $\tau_{01} = \tau_{02}$  для заданих значень  $t = 0,1$  мм;  $R_{кр} = 100$  мм;  $V_{\det} = 0,05$  м/с;  $V_{кр} = 30$  м/с;  $l_{01} = 10$  мм дорівнює  $n = 134$ . Відповідно, відношення  $\theta_{\min}/\theta = 0,122$ , тобто за умов глибинного переривчастого шліфування можна значно (до 10 разів) зменшити температуру різання порівняно зі звичайним шліфуванням суцільним кругом. При цьому питома продуктивність обробки  $Q_{\text{пит}}$  дорівнює 300 мм<sup>2</sup>/хв, що є достатньо високим значенням, яке досягається на практиці в умовах високопродуктивного шліфування.

В умовах багатопрохідного переривчастого шліфування (для  $t=0,01$  мм;  $R_{кр}=100$  мм;  $V_{дет}=0,5$  м/с;  $V_{кр}=30$  м/с;  $l_{01}=10$  мм;  $Q_{пит}=300$  мм<sup>2</sup>/хв) величина  $n=5$ , а відношення  $\theta_{\min}/\theta=0,632$ . Це дозволяє лише незначно (не більше 50 %) зменшити температуру різання порівняно із звичайним шліфуванням суцільним кругом.

Таким чином, найефективніше використовувати переривчасті круги за умов глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, близькою до висоти круга. Це узгоджується із практикою застосування алмазних переривчастих кругів під час знімання значних припусків на операціях шліфування виробів із високотвердих неметалевих матеріалів, у тому числі на операціях розрізання матеріалів, шліфування глибоких пазів [32] тощо.

Залежність (3.15) отримано за умови досягнення екстремуму (мінімуму) температури різання під час переривчастого шліфування, тобто за умови  $\tau_{01} = \tau_{02}$ .

У загальному випадку відношення  $\theta_{перер}/\theta_{суціл}$ , яке визначається залежностями (3.10) і (3.9), опишеться:

$$\frac{\theta_{перер}}{\theta_{суціл}} = \left(1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{\tau_{01}}{\tau}}. \quad (3.17)$$

Як видно, за умови  $\tau_{01} = \tau_{02}$  залежності (3.17) і (3.15) ідентичні.

Для заданого часу  $\tau$  контакту суцільного шліфувального круга із оброблюваним матеріалом характер зміни відношення  $\theta_{перер}/\theta_{суціл}$  зі зміною довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$  ідентичний характеру зміни безрозмірної величини  $\alpha = \left(1 + \tau_{02}/\tau_{01}\right) \cdot \sqrt{\tau_{01}/\tau_{02}}$ , що входить у залежність (3.11).

За умови  $\tau_{01} > \tau_{02}$  відношення  $\theta_{перер}/\theta_{суціл}$  буде збільшуватися зі збільшенням відношення  $\tau_{01}/\tau_{02}$  та довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$  (табл. 3.1), проте не так суттєво. Це дозволяє ефективно використовувати переривчасті круги, у яких довжина робочого виступу перевищує довжину вирізу на крузі, забезпечуючи зменшення зношування переривчастого круга та підвищення продуктивності обробки фактично без збільшення температури різання і зниження якості обробки.

### 3.2. Закономірності формування температури під час переривчастого шліфування у шарі припуску, що знімається, і поверхневому шарі оброблюваної деталі

У наукових працях професора Якимова О. В. наведено теоретичні основи переривчастого шліфування, що включають розрахунок температури різання та вибір за температурним критерієм оптимальних умов обробки: параметрів режиму різання, характеристик круга та технологічних середовищ. Розрахунки температури різання виконано із використанням рівняння теплопровідності, розглядаючи схему поширення тепла в поверхневому шарі оброблюваної деталі і враховуючи поширення тепла в стружках, що утворюються, із урахуванням поправочного коефіцієнта. Тому для поглибленого оцінювання теплової напруженості процесу переривчастого шліфування необхідно в розрахунковій схемі розглядати закономірності знімання матеріалу і формування температури різання як у шарі припуску, що знімається, так і в поверхневому шарі оброблюваної деталі. Це дозволить виявити та більш повно обґрунтувати технологічні можливості переривчастого шліфування. Для вирішення поставленого завдання слід скористатися аналітичною залежністю для визначення температури різання  $\theta$  під час плоского шліфування, що ураховує перерізання шліфувальним кругом адіабатичних стержнів, якими умовно представлено припуск, що знімається (рис. 3.4) [54]:

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot [\ln(1-z) + z], \quad (3.18)$$

де  $V_{\text{різ}} = Q_{\text{пит}} / \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$  – швидкість переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня, м/с;

$Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$  – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с;

$z = \theta / \theta_{\text{max}}$  – відносна величина температури, що змінюється в межах 0 ... 1;

$\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$  – максимальна температура різання, град.

Для зручності аналізу залежність (3.18) слід подати у вигляді:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau = -[\ln(1-z) + z] = G. \quad (3.19)$$



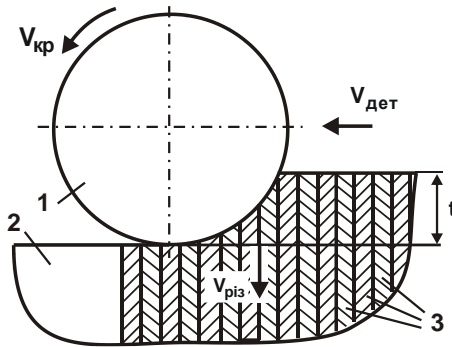


Рисунок 3.4 – Розрахункова схема параметрів процесу плоского шліфування: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичні стержні

Функція  $G$  залежить лише від відносної величини температури  $z$  і набуває позитивних значень, оскільки вираз  $[\ln(1-z)+z]$  негативний. Тому, чим більше  $z$ , тим більше  $G$ . Згідно залежності (3.19), зі збільшенням часу шліфування  $\tau$  відносна величина температури  $z$  збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $z \rightarrow 1$  (рис. 3.5), що відповідає максимальній температурі різання  $\theta_{\max}$ .

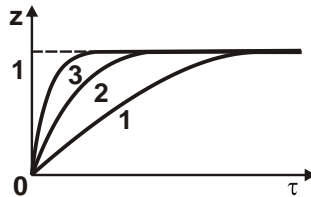


Рисунок 3.5 – Залежність відносної величини температури  $z$  від часу  $\tau$ :  $V_{різ1} < V_{різ2} < V_{різ3}$

Найбільше впливає на відносну величину температури  $z$  швидкість  $V_{різ}$ , що входить до залежності (3.19) у другому ступені. Зі збільшенням значення  $V_{різ}$  і, відповідно, параметрів режиму шліфування  $V_{дет}$  і  $t$ , зменшується час шліфування  $\tau$ , за досягненням якого температура різання  $\theta$  досягає максимального значення  $\theta_{\max}$ .

Розрахунок температури різання  $\theta$  на основі залежності (3.18) наступний. За заданими вихідними значеннями  $Q_{\text{пит}}$ ,  $t$  і  $R_{\text{кр}}$  визначають безрозмірну величину  $z$ , а потім за заданим значенням  $\sigma$  визначають температуру різання  $\theta$ . Розрахунки показали, що температура різання  $\theta$  залежить несуттєво від зміни параметрів  $Q_{\text{пит}}$ ,  $t$  і  $R_{\text{кр}}$ , особливо за невеликих значень  $\theta$  – змінюється в межах від 0 до 500 °С. При цьому температура різання  $\theta$  пропорційно змінюється зі зміною умовного напруження різання  $\sigma$ . Отже, основний ефект зменшення  $\theta$  пов'язано зі зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$ . Тому із метою забезпечення максимально можливої продуктивності обробки зменшення параметрів режиму шліфування  $V_{\text{дет}}$  і  $t$  недоцільно, а зменшувати температуру різання  $\theta$  необхідно шляхом зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ .

У даний час на практиці накопичено достатньо значну кількість методів зниження параметра  $\sigma$ , що відповідає енергоємності обробки. Це забезпечення роботи круга в режимі самозагострювання, що виключає інтенсивне тертя в зоні різання, застосування ефективних технологічних середовищ, що також дозволяє знизити інтенсивність тертя в зоні різання тощо. Важливе місце серед цих методів займає переривчасте шліфування, у процесі якого завдяки ударному характеру взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом відбувається самооформлення його профілю. Це призводить до більш глибокого впровадження ріжучих зерен у оброблюваний матеріал, що забезпечує роботу круга у режимі самозаточування та дозволяє постійно підтримувати високу ріжучу здатність круга і зменшувати параметр  $\sigma$  у процесі шліфування. На це указують результати експериментальних досліджень [109]. Так, встановлено, що ефект переривчастого шліфування, який полягає у зменшенні температури різання до 40 %, досягається як завдяки охолодженню оброблюваної поверхні в момент переривання процесу шліфування, так і завдяки зменшенню умовного напруження різання  $\sigma$ .

Для визначення оптимального відношення довжини робочого виступу  $l_{01}$  і западини  $l_{02}$  переривчастого круга, за яким температура різання набуває найменшого значення, слід в залежності (3.19) прийняти:  $\tau = l_{01}/V_{\text{кр}}$ ;  $V_{\text{різ}} = V_{\text{різ0}} \cdot (l_{01} + l_{02})/l_{01} = V_{\text{різ0}} \cdot (1 + l_{02}/l_{01})$ , де  $V_{\text{кр}}$  –

швидкість круга, м/с;  $V_{pi30}$  – задане значення швидкості переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, м/с. Тоді

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{pi30}^2}{V_{kp}} \cdot l_{01} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right)^2 = -[\ln(1-z) + z] = G. \quad (3.20)$$

Як видно, параметр  $l_{01}$  неоднозначно впливає на функцію  $G$ , тобто існує екстремум функції  $G$  від параметра  $l_{01}$ . Для визначення екстремального значення  $l_{01}$  слід підпорядкувати функцію  $G$  необхідній умові екстремуму:  $G'_{l_{01}} = 0$ . Звідки отримано:

$$l_{01} = l_{02}. \quad (3.21)$$

Розрахунками встановлено, що  $G'_{l_{01}} > 0$ , тобто у точці екстремуму має місце мінімум функції  $G$ , а отже, мінімуми відносної величини температури  $z$  і температури різання  $\theta$ . Із цього витікає, що застосування переривчастого шліфування дозволяє зменшити температуру різання  $\theta$ . Такий же результат отримано в роботі [48] іншим методом розрахунку. Отже, найбільший ефект у зменшенні температури різання від охолодження оброблюваного матеріалу в момент переривання процесу шліфування досягається за умови рівності довжин робочого виступу і западини переривчастого круга. Мінімальну температуру різання  $\theta_{min}$  під час шліфування можна визначити, виходячи із вирішення рівняння (3.20), після підпорядкування його умові (3.21):

$$\frac{4 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{pi30}^2}{V_{kp}} \cdot l_{01} = -[\ln(1-z) + z] = G_{min}. \quad (3.22)$$

Як видно, мінімальне значення функції  $G_{min}$ , а отже, і мінімальне значення відносної величини температури  $z$  та температури різання  $\theta_{min}$  під час переривчастого шліфування досягається за умови  $l_{01} \rightarrow 0$ . Таким чином, довжину робочого виступу переривчастого круга необхідно зменшувати. Однак, як відомо, це призводить до зменшення кількості зерен, розташованих на робочій поверхні круга, і, відповідно, до підвищення зношування круга. Тому параметр  $l_{01}$  слід зменшувати до певного значення за умови забезпечення допустимого зношування круга.

Виходячи із залежності (3.21), зменшити функцію  $G_{min}$ , а, відповідно, відносну величину температури  $z$  і температуру різання  $\theta_{min}$

можна також збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$  і швидкості  $V_{різ}$ , яка визначає швидкість переміщення теплового джерела уздовж адіабатичних стержнів, якими умовно в розрахунковій схемі шліфування подано припуск, що знімається. Зменшити швидкість  $V_{різ} = Q_{пит} / \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$  під час плоского переривчастого шліфування для заданого значення питомої продуктивності обробки  $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$  можна збільшенням глибини шліфування  $t$  і зменшенням швидкості деталі  $V_{дет}$ , тобто застосуванням схеми глибинного шліфування. Чим більше глибина шліфування  $t$  і менше швидкість деталі  $V_{дет}$ , тим менше швидкість  $V_{різ}$ , та, відповідно, менше значення функції  $G_{min}$ ,  $z$ , і температури різання  $\theta_{min}$ .

Тому найбільшого ефекту обробки, пов'язаного зі зменшенням температури різання під час переривчастого шліфування, можна досягти в умовах глибинного шліфування, що узгоджується із відомими експериментальними даними [108]. Цим пояснюється ефективність застосування переривчастих кругів із погляду зменшення температури різання під час вишліфування глибоких пазів і канавок у загартованих сталях і високоміцних сплавах, розрізання матеріалів відрізними переривчастими кругами тощо. Причому, зі збільшенням глибини шліфування  $t$  завдяки зменшенню знаменника в залежності  $V_{різ} = Q_{пит} / \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$  з'являється можливість збільшення питомої продуктивності обробки  $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$  за заданою швидкістю  $V_{різ}$ . Отже, однакову температуру різання  $\theta_{min}$ , згідно залежності (3.22), можна забезпечити зі збільшенням питомої продуктивності обробки  $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ . Це указує на ефективність застосування глибинного переривчастого шліфування, яке дозволяє одночасно підвищити якість і продуктивність обробки.

Як показано раніше, виходячи із залежності (3.18), зменшення температури різання  $\theta$  відбувається, по-перше, завдяки зменшенню відносної величини температури  $z$ , по-друге, завдяки зменшенню параметра  $\sigma$ , який пов'язаний із температурою різання  $\theta$  лінійною залежністю. Очевидно, із кожним наступним контактом робочого виступу круга із деталлю сумарний час  $\tau$  нагрівання оброблюваного матеріалу збільшується, а завдяки проходженню западини переривчастого круга – зменшується на деяку величину, що визначається інтенсивністю

охолодження оброблюваного матеріалу. Чим інтенсивніше охолодження, тим більше зменшення часу  $\tau$ . За певної інтенсивності охолодження оброблюваного матеріалу час його нагрівання в момент контакту із робочим виступом круга може дорівнювати часу його охолодження в момент проходження западини круга. У цьому випадку температура різання періодично змінюватиметься, однак максимальні значення температури залишатимуться постійними із часом шліфування.

Щоб досягти такого ефекту під час переривчастого шліфування, необхідно забезпечити суттєве зменшення максимального значення температури різання  $\theta$  завдяки зменшенню параметра  $\sigma$ . Для цього необхідно застосовувати абразивні круги на відносно м'яких зв'язках, що забезпечують режим самозагострювання, який встановився із часом обробки, оскільки в іншому випадку круг працюватиме в режимі затуплення, і ефект переривчастого шліфування не буде досягнуто. Отже, процес переривчастого шліфування, забезпечуючи роботу круга в режимі самозагострення, передбачає його підвищене зношування, що узгоджується із експериментальними даними [109].

Тому складно досягти суттєвого ефекту обробки, використовуючи алмазні переривчасті круги на високоміцних металевих зв'язках. Ці круги, як правило, працюють у режимі затуплення і не забезпечують рівномірного самооформлення профілю робочого виступу круга, а, відповідно, не дозволяють досягти необхідного зменшення параметра  $\sigma$  і температури різання  $\theta$  під час шліфування. Ефективним рішенням у цьому випадку слід розглядати застосування електроерозійного правлення алмазного круга, що забезпечує постійне видалення із робочої поверхні затуплених зерен і підтримання високої ріжучої здатності круга. У цьому випадку цілком можливе самооформлення профілю робочого виступу круга, що дозволить зменшити параметр  $\sigma$  і, відповідно, температуру різання  $\theta$  під час шліфування.

Важливим чинником зменшення параметра  $\sigma$  під час переривчастого шліфування слід розглядати, наприклад, застосування переривчастих абразивних імпрегнованих кругів, які дозволяють суттєво зменшити інтенсивність тертя в зоні різання і, відповідно, параметр  $\sigma$ . Це створює об'єктивні передумови зменшення температури різання  $\theta$  [108].

Із метою перевірки правильності запропонованого теоретичного рішення було проведено експериментальні дослідження параметрів

процесу плоского шліфування пластин із твердого сплаву Т30К4, якими оснащують ріжучі інструменти, торцем переривчастого алмазного круга 12А2 45° 150×42×10×5×32 АС6 160/125 4 В1-13 із довжиною робочого виступу  $l_{01} = 3,5$  мм та довжиною западини  $l_{02} = 3,5$  мм. Це дозволило реалізувати встановлене теоретичне рішення (3.21), за яким температура різання набуває мінімального значення. Досліди здійснювали на заточувальному верстаті в інструментальному виробництві ДП ХМЗ "ФЕД". Експериментально встановлено, що застосування переривчастого алмазного круга порівняно зі звичайними (суцільними) алмазними та абразивними кругами різних характеристик дозволяє у декілька разів збільшити глибину шліфування через відсутність на оброблених поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Із цього можна зробити висновок щодо зменшення теплової напруженості переривчастого шліфування.

Безперечно, ефект обробки досягнуто завдяки застосуванню алмазного переривчастого круга на органічній зв'язці В1-13, яка порівняно із металевими зв'язками є менш твердою і дозволяє реалізувати режим самозагострювання круга, забезпечуючи його високу ріжучу здатність тривалий час. У результаті відбувається самооформлення профілю робочого виступу круга, що значно підвищує можливості шліфування, встановлені на основі залежності (3.18): зменшення параметра  $\sigma$  та стабілізацію температури різання протягом тривалого періоду часу. Цю закономірність встановлено експериментально – протягом 60 хвилин переривчастий алмазний круг працював стабільно, а на оброблених поверхнях твердосплавних пластин були відсутні будь-які температурні дефекти. Причому, обробка здійснювалася із глибиною шліфування  $t = 0,05$  мм, тоді як під час шліфування звичайними (суцільними) кругами припикання та мікротріщини з'являлися навіть за глибиною шліфування  $t = 0,01$  мм. Це указує на меншу температуру різання під час переривчастого шліфування та можливість збільшення продуктивності обробки до 5 разів порівняно із шліфуванням звичайними (суцільними) кругами.

Необхідно зазначити, що застосування алмазних переривчастих кругів на металевій зв'язці М1-01 під час шліфування твердосплавних пластин не дозволило досягти ефективної обробки із-за їх низької ріжучої здатності. У зв'язку із цим, під час шліфування пластин із най-

більш важкооброблюваних твердих сплавів, наприклад, сплаву Т30К4, в інструментальному виробництві машинобудівного підприємства вже тривалий час застосовують алмазні переривчасті круги на органічній зв'язці В1-13, які забезпечують високі показники якості та продуктивності обробки.

### 3.3. Фізичні закономірності підвищення ефективності застосування переривчастого шліфування

У роботах професора Якимова О. В. [108 – 110] наведено результати фундаментальних експериментальних досліджень основних технологічних показників переривчастого шліфування: сили та температури різання, параметрів якості та продуктивності обробки тощо. На основі цих результатів обґрунтовано переваги переривчастого шліфування і розроблено практичні рекомендації щодо підвищення ефективності процесу шліфування шляхом переходу від звичайного шліфування суцільними кругами до шліфування переривчастими кругами. Наведені результати експериментальних досліджень відкривають нові технологічні можливості здійснення високоефективного шліфування переривчастими кругами. Однак для їх практичного використання потрібно розробити та застосувати на практиці нові методичні підходи до визначення оптимальних умов переривчастого шліфування. Тому актуальними питаннями слід розглядати подальші дослідження умов зменшення сили та температури різання під час переривчастого шліфування, підвищення якості та продуктивності обробки.

Для цього важливо теоретично виявити і обґрунтувати його технологічні можливості на основі визначення та аналізу тангенціальної  $P_z$  і радіальної  $P_y$  складових сили різання (рис. 1.14), що визначаються залежностями (1.35) і (1.36), температури різання  $\theta$  і градієнта температури  $\text{grad}\theta$  із урахуванням процесів різання і тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом:

$$\theta = \left[ \sigma \cdot V_{\text{дет}0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет}0}) \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}; \quad (3.23)$$

$$\text{grad}\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}0}}{\lambda} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет}0}) \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\lambda \cdot F}, \quad (3.24)$$

де  $F$  – площа поперечного перетину оброблюваного прямолінійного зразка,  $\text{м}^2$ ;

$V_{\text{дет}}$  – номінальна лінійна швидкість знімання оброблюваного матеріалу,  $\text{м/с}$ ;

$V_{\text{дет0}}$  – фактична лінійна швидкість знімання оброблюваного матеріалу,  $\text{м/с}$  ( $V_{\text{дет0}} < V_{\text{дет}}$ );

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

$K_{\text{різ}} = P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$  – коефіцієнт різання;

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

$\gamma$  – умовний (негативний) передній кут ріжучого зерна;

$f_1$  – коефіцієнт тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом;

$c$  – жорсткість технологічної системи,  $\text{Н/м}$ ;

$\tau$  – час обробки,  $\text{с}$ ;

$c_m$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу,  $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{град.})$ ;

Другі доданки у залежностях (1.35), (1.36), (3.23) і (3.24) обумовлені пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі у зв'язку із наявністю тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом та відмінністю номінальної  $V_{\text{дет}}$  і фактичної  $V_{\text{дет0}}$  лінійних швидкостей знімання оброблюваного матеріалу. Тому зменшити складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$ , температуру різання  $\theta$  і градієнт температури  $\text{grad}\theta$  можна за умови  $V_{\text{дет0}} = V_{\text{дет}}$ . Наприклад, шляхом застосування переривчастого шліфування [110], яке, завдяки ударно-циклічній взаємодії круга із оброблюваною деталлю, сприяє зменшенню пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, внаслідок запізнення переміщень від дії короткочасної сили різання. Це інтенсифікує процес правлення круга і призводить фактично до виключення других доданків у залежностях (1.35), (1.36), (3.23) і (3.24). У результаті складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$ , температура різання  $\theta$  і градієнт температури  $\text{grad}\theta$  не залежать від часу обробки, а процес переривчастого шліфування може протікати стабільно у часі. Складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  опишуться:



$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right); \quad (3.25)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет0}}}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right), \quad (3.26)$$

де  $l_{01}$ ,  $l_{02}$  – довжини робочого виступу та западини переривчастого круга, м.

Безрозмірний вираз  $(1 + l_{02}/l_{01})$  визначає ступінь збільшення фактичної лінійної швидкості знімання оброблюваного матеріалу  $V_{\text{дет0}}$  робочим виступом переривчастого круга у зв'язку із відсутністю знімання матеріалу в період проходження западини круга зони шліфування. Із залежностей (3.25) і (3.26) витікає, що складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  тим більше, чим більше відношення  $(l_{02}/l_{01})$ . Найменші значення  $P_z$  і  $P_y$  досягаються за умови  $l_{02} = 0$ , тобто під час звичайного шліфування суцільним кругом. Однак, як показано раніше, у цьому випадку розрахункові складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  слід виконувати за залежностями (1.35) і (1.36) із урахуванням других доданків, обумовлених тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тому складові сили різання і під час звичайного шліфування суцільним кругом завжди будуть більше, ніж під час переривчастого шліфування.

Крім того, під час переривчастого шліфування зменшується умовне напруження різання  $\sigma$ , що призводить до зменшення складових сил різання  $P_z$  і  $P_y$ .

Виходячи із залежності (3.23), температура різання  $\theta$  під час шліфування збільшується зі збільшенням параметрів  $\sigma$ ,  $V_{\text{дет0}}$ ,  $f_1$ ,  $c$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $V_{\text{дет}} - V_{\text{дет0}}$ ,  $\tau$  і зменшенням  $F$ . Цим, зокрема, пояснюються складовості збільшення швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  із метою підвищення продуктивності та точності обробки, зменшення шорсткості оброблюваної поверхні.

Найбільше впливає на температуру різання  $\theta$  час обробки  $\tau$ , що призводить до її безперервного збільшення. У цих умовах процес шліфування фактично неможливо здійснити, оскільки через деякий час його необхідно припинити із-за значного збільшення температури різання. Тому основною умовою зменшення температури різання  $\theta$  під час шліфування слід розглядати виключення із залежності (3.23) другого

доданку завдяки виконанню умови  $V_{\text{дет}0} = V_{\text{дет}}$  шляхом забезпечення високої ріжучої здатності круга і зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Цим можна пояснити можливість суттєвого зменшення температури різання  $\theta$  під час переривчастого шліфування, що має місце на практиці. Причому, завдяки зменшенню часу  $\tau$  контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом можна додатково зменшити температуру різання  $\theta$ .

Зменшення коефіцієнта тертя  $f_1$  також сприяє зменшенню температури різання  $\theta$ , проте, зі збільшенням часу обробки  $\tau$  другий доданок у залежності (3.23) безперервно збільшується, викликаючи інтенсивне збільшення  $\theta$ . Тому основною умовою зменшення температури різання  $\theta$  є забезпечення високої ріжучої здатності круга у процесі шліфування та виконання умови  $V_{\text{дет}0} = V_{\text{дет}}$ .

Залежність для визначення температури різання під час переривчастого шліфування приймає вигляд:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}0}}{\lambda} \cdot \left( 1 + \frac{l_{02}}{l_{01}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}. \quad (3.27)$$

У цьому випадку час обробки  $\tau$  значно менше впливає на температуру різання, ніж в умовах звичайного шліфування суцільним кругом. Причому, за умови повного охолодження зони шліфування за період переривання процесу шліфування час обробки  $\tau$  – це час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом. Він значно менше часу обробки, який необхідно враховувати із визначення температури різання в умовах звичайного шліфування суцільним кругом.

Основним напрямом зменшення  $\text{grad}\theta$  є виключення другого доданку в залежності (3.24) завдяки виконанню умови  $V_{\text{дет}0} = V_{\text{дет}}$ . В іншому випадку із часом обробки на оброблюваних поверхнях можуть з'являтися припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти. Обмеження, які накладаються на  $\text{grad}\theta$ , вимагають зменшення швидкості круга  $V_{\text{кр}}$ , що має місце на практиці. Однак, це знижує ефективність процесу шліфування.

Під час переривчастого шліфування, внаслідок незначності другого доданку залежності (3.24) та можливості його не враховувати у розрахунках, градієнт температури  $\text{grad}\theta$  виражається залежністю:

$$\text{grad}\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет0}}}{\lambda} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right). \quad (3.28)$$

Із порівняння залежностей (3.24) і (3.28) видно, що під час переривчастого шліфування  $\text{grad}\theta$  менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Тому менше імовірність появи температурних дефектів на оброблюваних поверхнях, що підтверджується практикою шліфування [110].

Необхідно зазначити, що під час переривчастого шліфування завдяки зменшенню пружного переміщення  $y = P_y / c$ , що виникає в технологічній системі

$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет0}}}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma) + (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет0}}) \cdot \tau, \quad (3.29)$$

та у зв'язку зі зменшенням тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом (виключенням другого доданку в залежності) можна підвищити точність обробки. Це зрештою забезпечує високоякісну обробку деталей, особливо виготовлених із важкооброблюваних матеріалів.

### **3.4. Визначення та порівняння температури різання під час шліфування суцільним і переривчастим кругами із фіксованою безперервною радіальною подачею**

У роботі [21] експериментально встановлено, що під час шліфування суцільним кругом зі збільшенням швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  температура різання  $\theta$  збільшується (рис. 3.6 – 3.8). На основі графоаналітичної обробки даних експерименту отримано залежність для визначення температури різання під час шліфування пластин твердого сплаву ВК6 алмазним кругом 12A2 45° 125×10 АСР 125/100 4 МО13 із охолодженням та із урахуванням швидкості круга  $V_{\text{кр}}$ , поздовжньої  $S_{\text{позд}}$  і поперечної  $S_{\text{поп}}$  подач [21]:

$$\theta = 82 \cdot S_{\text{позд}}^{0,50} \cdot S_{\text{поп}}^{0,40} \cdot V_{\text{кр}}^{0,78}. \quad (3.30)$$

Виходячи із наведеної залежності (3.30), температура різання  $\theta$  зі збільшенням швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  збільшується фактично за лінійним законом, що відповідає аналітичній залежності (3.23). Цим показано,

що наявність другого доданку у залежності (3.23), який визначається тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, дозволяє виявити характер зміни температури різання  $\theta$  зі збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$ . Це відкриває нові можливості підвищення ефективності процесу шліфування.

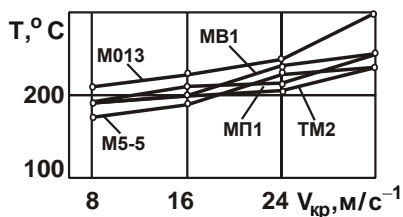


Рисунок 3.6 – Залежність температури різання від швидкості круга  $V_{кр}$  для кругів на зв'язках із Cu – Al – Zn основою [21]

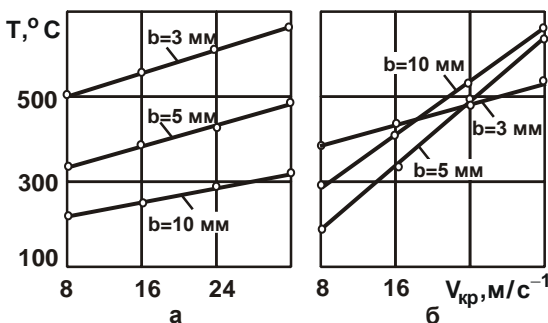


Рисунок 3.7 – Залежність температури поверхневого шару пластини твердого сплаву від частоти обертання круга і ширини алмазного шару кругів із неметалізованих (а) і металізованих (б) алмазів [21]

Додатковим підтвердженням імовірності отриманої залежності (3.23) є те, що, як експериментально встановлено у роботі [109], температура різання у зоні контакту в умовах звичайного шліфування безупинно збільшується зі збільшенням часу шліфування зразка із сталі, тоді як під час переривчастого шліфування максимальна температура мало змінюється – фактично залишається постійною. Збільшення по-

точної температури під час переривчастого шліфування  $\theta$  зі збільшенням часу шліфування, виходячи із залежності (3.23), обумовлено лише збільшенням другого доданку і множника  $\sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}$ .

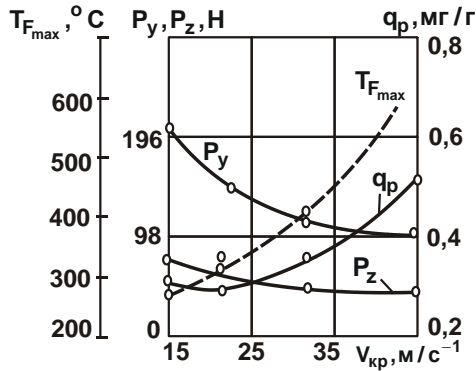


Рисунок 3.8 – Залежність питомої витрати алмазів, складових сили різання  $P_y$ ,  $P_z$  і температури поверхневого шару пластини твердого сплаву ВК6 від швидкості круга  $V_{кр}$  [21]:

$$S_{поп} = 0,05 \text{ мм/подв. хід}; S_{позд} = 2 \text{ м/хв}$$

Сталість максимальної температури під час переривчастого шліфування  $\theta$ , відповідно до залежності (3.23), пов'язано, по-перше, із відсутністю в ній другого доданку у зв'язку із ударним характером взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом (як показано раніше – під час аналізу складових сили різання в умовах переривчастого шліфування). У результаті залежність (3.23) набуває спрощеного вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (3.31)$$

По-друге, як встановлено у роботі [109], це пов'язано із періодичною зміною температури різання (рис. 3.9), яка за час контакту робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом досягає максимального значення, а за час переривання процесу шліфування зменшується до

певного значення і потім знову збільшується до сталого максимального значення.

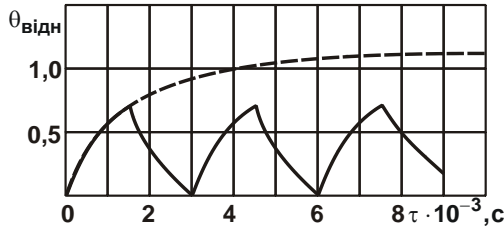


Рисунок 3.9 – Розрахункові значення відносної температури  $\theta_{\text{відн}}$  в умовах шліфування суцільним і переривчастим кругами [109]

Із залежності (3.31) витікає, що температура різання в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  тим менше, чим менше час контакту робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом  $\tau$ . Зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  внаслідок ударного характеру взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом також призводить до зменшення температури шліфування  $\theta$ . Наприклад, якщо час  $\tau$  у два рази менше часу контакту суцільного круга із оброблюваним матеріалом, то температура різання 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 різання  $\theta$ . У результаті температура різання  $\theta$  в умовах переривчастого шліфування  $\theta$  зменшиться більш ніж на 30 %.

Важливо провести аналіз залежності (3.23) із урахуванням залежності (1.12) для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ :

$$\theta = \left[ \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg} \left( 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right)} \cdot V_{\text{дет}0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет}0}) \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (3.32)$$

Як зазначено раніше, у міру зношування зерен круга їх негативний передній кут  $\gamma$  збільшується, що призводить до збільшення температури різання  $\theta$ . Така ж закономірність має місце й зі збільшенням умовного кута тертя  $\psi$  ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом. Це

указує на ефективність застосування переривчастого шліфування, яке характеризується меншими значеннями негативного переднього кута  $\gamma$  ріжучого зерна у зв'язку із 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 (3.23) витікає, що зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна різними шляхами, наприклад, шляхом зменшення першого і другого доданків залежності (3.23), а також шляхом зменшення часу обробки  $\tau$ . Однак зменшення параметрів  $V_{дет0}$  і  $\tau$  неефективно, оскільки це призводить до зменшення продуктивності обробки. Тому основною умовою зменшення температури різання  $\theta$  є виконання умови  $V_{дет0} = V_{дет}$  завдяки вилученню в процесі шліфування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Цього можна досягнути шляхом застосування переривчастого шліфування або ефективних методів правлення круга, які забезпечують його високу ріжучу здатність. У цьому випадку залежність (3.23) набуває спрощеного вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (3.33)$$

Залежність (3.33) не містить швидкість круга  $V_{кр}$  та інших параметрів, що входять у другий доданок залежності (3.23).

Виходячи із залежності (3.33), зменшити температуру шліфування  $\theta$  для заданих значень  $V_{дет0}$  і  $\tau$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  шляхом підтримання на робочій поверхні круга розвиненого ріжучого рельєфу. Очевидно, для цього необхідно реалізувати режим інтенсивного самозагострювання круга або використати ефективні методи правлення круга, вчасно усуваючи із його робочої поверхні затуплені зерна і виключаючи процес засалювання круга.

Динамічний характер взаємодії переривчастого круга із оброблюваним матеріалом також сприяє зменшенню 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. 3.10) із оброблюваним матеріалом дорів-

нює  $\tau = l_{01} / V_{кр}$ . Невилучений матеріал за час проходження западиною переривчастого круга (довжиною  $l_{02}$ , рис. 3.10) зони шліфування віддаляється наступним робочим виступом круга із більшою швидкістю:

$$V_{дет0_1} = V_{дет0} \cdot \frac{(l_{01} + l_{02})}{l_{01}} = V_{дет0} \cdot \left( 1 + \frac{l_{02}}{l_{01}} \right). \quad (3.34)$$

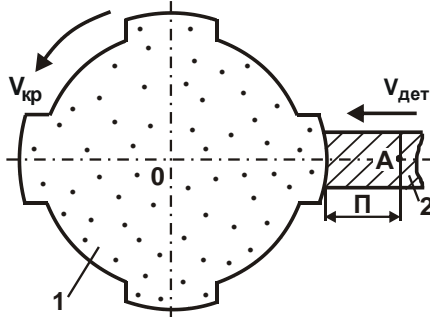


Рисунок 3.10 – Розрахункова схема параметрів переривчастого шліфування: 1 – круг; 2 – оброблювана деталь

Отже, чим більше відношення  $l_{02} / l_{01}$ , тим більше швидкість  $V_{дет0_1}$ . Після підстановки залежності (3.34) у залежність (3.33) із урахуванням умови  $\tau = l_{01} / V_{кр}$ , отримано:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \quad (3.35)$$

Відповідно до залежності (3.35), збільшення швидкості круга  $V_{кр}$  сприяє зменшенню температури різання  $\theta$  в умовах переривчастого шліфування. Довжина робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$  неоднозначно впливає на температуру різання  $\theta$ . У зв'язку із цим важливо встановити характер зміни температури різання  $\theta$  в умовах переривчастого шліфування залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$ . Для цього слід підкорити залежність (3.35) необхідній умові екстремуму:

$$\theta'_{l_1} = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot (0,5 \cdot l_{01}^{-0,5} - 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5} \cdot l_{02}) = 0. \quad (3.36)$$



Звідси витікає, що екстремальне значення довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$  дорівнює довжині западини переривчастого круга  $l_{02}$ , тобто

$$l_{01} = l_{02}. \quad (3.37)$$

Для визначення характеру екстремуму (мінімуму або максимуму) функції  $\theta$  необхідно встановити знак її другої похідної у точці екстремуму, тобто у точці  $l_{01} = l_{02}$ :

$$\begin{aligned} \theta''_{l_1} &= \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot (-0,25 \cdot l_{01}^{-1,5} + 0,75 \cdot l_{01}^{-2,5} \cdot l_{02}) = \\ &= \sigma \cdot V_{\text{дет}0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5}. \end{aligned} \quad (3.38)$$

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. 3.11 і в табл. 3.3 наведено розрахункові значення множника  $I_\Sigma = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ , який входить у залежність (3.35) і визначає її змінну частину для  $l_{02} = 20$  мм.

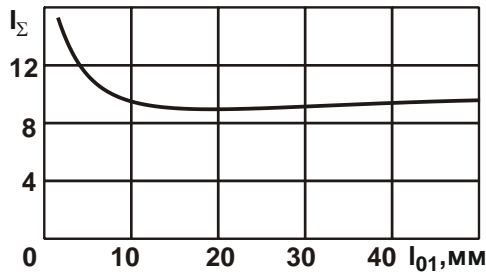


Рисунок 3.11– Залежність множника  $I_\Sigma$  від довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_{01}$

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 із однаковою ефективністю виконується обробка із довжиною робочого виступу круга  $l_{01} \geq 20$  мм.

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення множника  $I_{\Sigma}$  для  $l_{02} = 20$  мм

$l_{01}$ , 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 із поглядом зменшення температури різання  $\theta$ .

Мінімальна температура різання  $\theta_{\min}$  в умовах переривчастого шліфування визначається за залежністю (3.35) із урахуванням умови  $l_{01} = l_{02}$ :

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot l_{01}}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (3.39)$$

Із 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 за умови забезпечення припустимого зношування круга.

Виходячи із отриманих аналітичних залежностей важливо здійснити порівняння температури різання  $\theta$  в умовах переривчастого шліфування і звичайного шліфування суцільним кругом.

В умовах переривчастого шліфування у точці екстремуму (мінімуму) температури різання  $\theta$ , тобто за умови  $l_{01} = l_{02}$ , множник

$I_{\Sigma} = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) = 2 \cdot \sqrt{l_{01}}$ . Це означає, що під час першого контакту ро-

бочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом  $l_{01}$

множник  $I_{\Sigma} = \left( \sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right) = \sqrt{l_{01}}$ , оскільки западина круга не приймає

участі у процесі обробки ( $l_{02} = 0$ ). Якщо до початку другого контакту робочого виступу переривчастого круга із 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. 3.12).

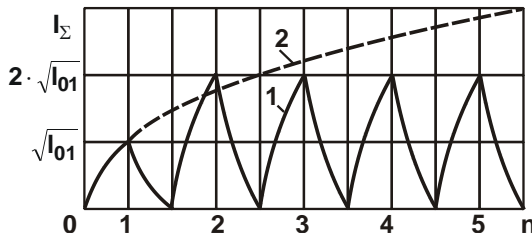


Рисунок 3.12 – Характер зміни множника  $I_{\Sigma}$  в умовах переривчастого (1) і звичайного шліфування (2)

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 із оброблюваним матеріалом. Отже, зі збільшенням  $l_{01}$  множник  $I_{\Sigma}$  безупинно збільшується (рис. 3.12).

Порівняння графічних залежностей, наведених на рис. 3.12, показало, що під час першого контакту робочого виступу переривчастого круга із 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 – множник

$I_{\Sigma} = \sqrt{5 \cdot l_{01}} = 2,236 \cdot \sqrt{l_{01}}$ . Отже, починаючи із третього контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом  $l_{01}$  множник  $I_{\Sigma}$  стає менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Для більш повного уявлення щодо характеру зміни мінімальної температури  $\theta_{\min}$  під час переривчастого шліфування необхідно залежність (3.33) подати у вигляді, справедливому за умови  $n \geq 2$ :

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(2 \cdot n - 1) \cdot c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (3.40)$$

де  $n$  – кількість робочих виступів переривчастого круга за умови  $l_{01} = l_{02}$ .

Вхідний у знаменник підкореневого вираження залежності (3.40) множник  $2 \cdot n - 1$  визначає, у скільки разів зменшується час контакту круга із оброблюваним матеріалом у зв'язку із проходженням западини переривчастого круга довжиною  $l_{02}$ .

Після перетворень залежності (3.40) із урахуванням умови  $l_{01} = l_{02}$  отримано:

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{[0,25 \cdot (2 \cdot n - 1)] \cdot c_m \cdot \rho \cdot \lambda}} = \frac{\theta_0}{\sqrt{0,25 \cdot (2 \cdot n - 1)}}, \quad (3.41)$$

де  $\theta_0 = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda}}$  – температура в умовах звичайного шліфування суцільним кругом.

Як видно, залежність (3.41) відрізняється від початкової залежності (3.33), справедливої для звичайного шліфування суцільним кругом, наявністю у знаменнику множника  $0,25 \cdot (2 \cdot n - 1)$ . Зі збільшенням цього множника (завдяки збільшенню  $n > 2$ ) температура в умовах переривчастого шліфування  $\theta_{\min}$  зменшується, що указує на доцільність використання переривчастих кругів.

На рис. 3.13 і в табл. 3.4 показано характер зміни відношення  $\theta_{\min} / \theta_0$  від  $n$ , який установлений на основі залежності (3.41). Як видно, зі збільшенням кількості робочих виступів переривчастого круга  $n$  від 3 до 12 відношення  $\theta_{\min} / \theta_0$  зменшується більш ніж у 2 рази, а зі зміною  $n$  від 3 до 32 відношення  $\theta_{\min} / \theta_0$  зменшується у 3,55 рази порівняно зі звичайним шліфуванням суцільним кругом.

Таким чином, отримані розрахункові значення відношення  $\theta_{\min}/\theta_0$  погодяться із експериментальними даними (рис. 3.14 [109]). Це указує на достовірність розробленої розрахункової схеми температури різання  $\theta$  під час переривчастого шліфування. Наприклад, із рис. 3.14 витікає, що в початковий момент обробки температура різання під час шліфування переривчастим кругом більше, ніж під час шліфування звичайним кругом. Такий самий результат отримано і теоретично, як це показано на рис. 3.13.

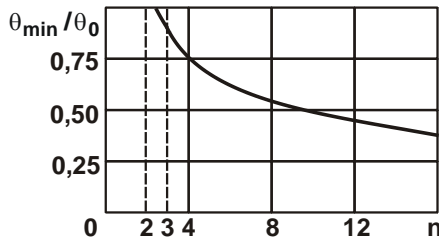


Рисунок 3.13 – Залежність  $\theta_{\min}/\theta_0$  від  $n$

Таблиця 3.4 – 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

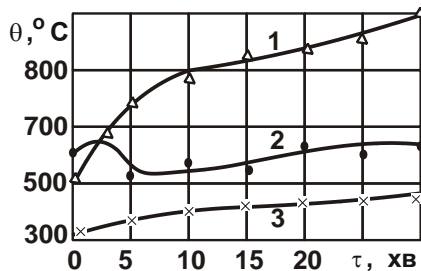


Рисунок 3.14 – Залежність температури в зоні контакту від часу шліфування зразків зі сталі 40ХЗСМВФЮ звичайним (1) і переривчастим (2) кругами Е9А40СМ2К, стрічкою (3) СТЕБ 40 [109]:

$$V_{кр} = 38 \text{ м/с}; t = 0,05 \text{ мм}; V_{дет} = 7,5 \text{ м/хв}$$

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 у роботі [109], виконати на практиці дану умову достатньо складно, оскільки оброблюваний метал за час переривання процесу шліфування повністю не охолоджується. Це не дозволяє реалізувати на практиці повною мірою переваги переривчастого шліфування. Реально вдається зменшити температуру  $\theta$  під час переривчастого шліфування в меншу кількість разів, ніж це встановлено теоретично. Так, згідно із експериментальними даними, наведеними у роботі [109], температура шліфування  $\theta$  гарантовано може бути зменшена всього на 40 %. Однак і це становить достатньо велику величину, яка дозволяє у ряді випадків (в умовах шліфування складнопрофільних поверхонь деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів) забезпечити якісну обробку.

Разом із тим, для більш радикального вирішення проблеми зменшення температури шліфування і підвищення якості обробки (вилучення припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів) необхідно забезпечити більш суттєве зменшення температури шліфування. Тому, використовуючи отримане теоретичне рішення, можна визначити умови обробки, за яких у максимальному ступені реалізуються переваги переривчастого шліфування.

Наведені на рис. 3.12 графіки показують, що чим більше у часі переривчастий круг контактує із фіксованою точкою на обробленій поверхні, тим вище ефективність застосування переривчастого шліфування порівняно зі звичайним шліфуванням. Наприклад, у процесі шліфування за схемою, показаною на рис. 3.10, час нагрівання оброблюваного матеріалу у фіксованій точці А умовно визначається величиною припуску П і може бути достатньо великим ( $n \gg 3$ ). Отже, у цьому випадку можна максимально реалізувати потенційні можливості переривчастого шліфування із погляду забезпечення заданої температури різання.

У процесі плоского шліфування (рис. 3.15) час контакту круга із фіксованою точкою А, розташованою на оброблюваній поверхні, визначається:

$$\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}}, \quad (3.42)$$

де  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$  – довжина контакту круга із оброблюваним матеріалом, м.

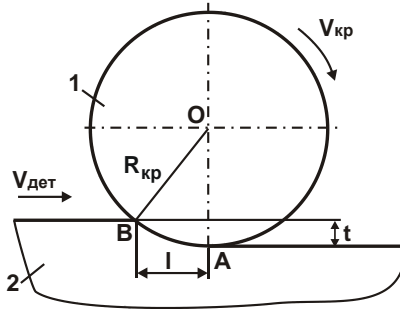


Рисунок 3.15 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:  
1 – круг; 2 – оброблюваний матеріал

Довжина контакту робочої поверхні круга із фіксованою точкою  $A$ , розташованою на оброблюваній поверхні, із урахуванням залежності (3.42), набуває вигляду:

$$L = \tau \cdot V_{\text{кр}} = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (3.43)$$

В умовах плоского багатопрохідного шліфування:  $t=0,01$  мм;  $R_{\text{кр}}=200$  мм;  $V_{\text{кр}}=30$  м/с;  $V_{\text{дет}}=30$  м/хв, отримано  $L=120$  мм. Як встановлено раніше, мінімум температури різання 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 різання під час переривчастого шліфування  $\theta_{\text{мін}}$ . Однак ефект від застосування переривчастого шліфування щодо звичайного шліфування (табл. 3.4) незначний, оскільки  $\theta_{\text{мін}}/\theta_0 = 0,894$ , тобто мінімальна температура різання в умовах переривчастого шліфування незначно відрізняється від температури різання в умовах звичайного шліфування.

Щоб збільшити довжину  $L$  і, відповідно, кількість робочих виступів круга  $n$ , що контактують із фіксованою точкою  $A$  на оброблюваній поверхні, необхідно збільшити параметр  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$  і відношення  $V_{кр} / V_{дет}$ . Це досягається шляхом збільшення глибини шліфування  $t$  і зменшення швидкості деталі  $V_{дет}$ , тобто завдяки застосуванню глибинного шліфування. У цьому випадку глибина шліфування  $t$  може набувати значення більше 1 мм, а  $V_{дет}$  – менше 0,5 м/хв. Наприклад, для  $t = 1$  мм і  $V_{дет} = 0,6$  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 різання під час переривчастого шліфування  $\theta_{min}$  буде в багато разів менше температури різання під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Властиво, цим можна пояснити той факт, що шліфувальні круги із переривчастою робочою поверхнею широко використовуються на практиці в процесі шліфування зі значними глибинами шліфування, наприклад, в умовах розрізання матеріалів на частини, прорізання глибоких пазів і канавок, профільного шліфування тощо. 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 із тим, що в умовах переривчастого шліфування зі зменшенням часу контакту робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом  $\tau$  зменшується глибина проникнення утвореного в процесі шліфування тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}$ . Так, зменшуючи час  $\tau$  у 2 рази, за умови  $l_{01} = l_{02}$ , відповідно до залежності (3.37), параметр  $l_2$  зменшується у 1,42 рази.

Це сприяє зниженню імовірності появи дефектного шару оброблюваного матеріалу і підвищенню якості обробки. Таким чином, ефект переривчастого різання полягає не тільки в зменшенні температури шліфування  $\theta$ , але також і в зменшенні глибини проникнення утвореного в процесі шліфування тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2$ .



Поряд із цим, як уже зазначалося, переривчасте шліфування сприяє зменшенню умовного напруження різання  $\sigma$  (енергоємності обробки) завдяки ударному характеру взаємодії зерен круга із оброблюваним матеріалом, що також сприяє зменшенню температури різання  $\theta$  і підвищенню продуктивності обробки.

Необхідно зазначити, що в цьому випадку фактична швидкість знімання оброблюваного матеріалу  $V_{\text{дет}01}$ , яка описується залежністю (3.34), перевищує номінальну швидкість знімання оброблюваного матеріалу  $V_{\text{дет}0}$ . Із одного боку, це призводить до зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  завдяки більш глибокому впровадженню ріжучих зерен в оброблюваний матеріал, а з іншого боку – до їхнього підвищеного зношування, що погодиться із експериментальними даними, наведеними у роботі [110].

Таким чином, завдяки отриманому рішенням вдалося виявити нові технологічні можливості переривчастого шліфування, пов'язані зі зменшенням як температури різання  $\theta$ , 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 і западини переривчастого круга ( $l_{01} = l_{02}$ ).

Як витікає із залежності (3.33), найбільше впливає на температуру різання  $\theta$  швидкість деталі  $V_{\text{дет}0}$ , що є основним параметром, який визначає силову і теплову напруженість процесу шліфування та фактичну продуктивність обробки. Із її збільшенням розширюються межі "чистого" різання, що призводить до зменшення сили і температури шліфування та підвищує точність і 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, наведених у роботі [65], за якими швидкість  $V_{\text{дет}0}$  може бути встановлена на основі аналітичної залежності для визначення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет0}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}, \quad (3.44)$$

де  $b$  – максимальна висота виступу вершин зерен круга над рівнем зв'язки круга, м;

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

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

Якщо прийняти, що параметр  $H_{\max}$  дорівнює граничній товщині зрізу окремим зерном круга (яка обумовлена міцністю зерна на роздавлювання), то залежність (3.44) виразиться:

$$V_{\text{дет0}} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3}{9 \cdot b}. \quad (3.45)$$

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 (3.45) із найбільшим ступенем. Отже, збільшуючи міцність абразивних зерен і забезпечуючи їхнє міцне утримання у зв'язці круга, можна суттєво збільшити швидкість  $V_{\text{дет0}}$ . Щодо алмазного круга параметри  $k$  і  $b$  виражаються відомими залежностями:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}; \quad (3.46)$$

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}, \quad (3.47)$$

де  $m$  – об'ємна концентрація алмазних зерен круга (для 100-відсоткової концентрації зерен алмазного круга  $m = 100$ );

$\bar{X}$  – зернистість круга, м;

$(1 - \varepsilon)$  – безрозмірний коефіцієнт, що ураховує ступінь виступу вершини ріжучого зерна над рівнем зв'язки круга.

Тоді залежність (3.45) набуває вигляду:

$$V_{\text{дет0}} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3}{600 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (3.48)$$

Відповідно до залежності (3.48), швидкість  $V_{\text{дет0}}$  тим більше, чим більше параметри  $\gamma$ ,  $m$ ,  $V_{\text{кр}}$  і відношення  $H_{\max} / \bar{X}$ . Як видно, об'ємна концентрація алмазних зерен круга  $m$  і швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  в явному вигляді впливають на швидкість  $V_{\text{дет0}}$ , тоді як зернистість круга  $\bar{X}$

впливає на швидкість  $V_{\text{дет0}}$  завдяки зміні відношення  $H_{\text{max}}/\bar{X}$ , оскільки параметр  $H_{\text{max}}$  є характеристикою міцності ріжучого зерна.

На основі аналізу залежностей (1.44) і (3.48) можна зробити висновок, що швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  неоднозначно впливає на енергоємність обробки  $E$ . Із одного боку, зі збільшенням швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  збільшується швидкість  $V_{\text{дет0}}$ , що призводить до збільшення швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ , за якої у процесі шліфування починається інтенсивне тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це сприяє зменшенню енергоємності обробки  $E$  завдяки зменшенню другого доданка у залежності (1.44). Із другого боку, в умовах інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом збільшення швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  призводить до збільшення енергоємності обробки  $E$ . Тому швидкість круга  $V_{\text{кр}}$  повинна бути строго пов'язана зі швидкістю деталі  $V_{\text{дет}}$ , забезпечуючи виконання умови  $V_{\text{дет0}} = V_{\text{дет}}$  й, виключаючи таким чином, другий доданок у залежності (1.44). У остаточному підсумку це сприяє зменшенню енергоємності обробки  $E$  і підвищенню якості оброблюваної поверхні.

### **3.4. Порівняння отриманих теоретичних рішень із результатами досліджень професора Якимова О. В.**

Як відомо, значний внесок у розвиток переривчастого шліфування зробив видатний вчений-технолог професор Якимов О. В., який розробив науково-практичні основи переривчастого шліфування та здійснив його широке впровадження на промислових підприємствах. У 1986 році колективу вчених під керівництвом професора Якимова О. В. присуджено Державну премію України за розробки в галузі створення та промислового застосування технологій переривчастого шліфування. У даний час проводяться подальші роботи із дослідження та впровадження у виробництво технологій переривчастого шліфування, особливо, із застосуванням алмазних переривчастих кругів. Тому постійно виникають і нові завдання, пов'язані із розробленням ефективних технологічних процесів переривчастого шліфування та визначенням опти-

мальних умов обробки, що забезпечують високі показники якості, точності та продуктивності обробки.

У загальному вигляді тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання, а також умовне напруження різання  $\sigma = P_z / S_{\text{мит}}$  (енергоємність обробки) під час шліфування аналітично описуються залежностями:

$$P_z = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{ш}}} \cdot S_{\text{мит}}; \quad (3.49)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{ш}}^2} \cdot S_{\text{мит}}; \quad (3.50)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{ш}}}, \quad (3.51)$$

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

$K_{\text{ш}} = P_z / P_y = \text{tg}2\beta = \text{ctg}(\gamma + \psi)$  – коефіцієнт шліфування;

$\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;

$\gamma$  – негативний передній кут ріжучого зерна;

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

$S_{\text{мит}} = Q / V_{\text{кр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перетину зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м<sup>2</sup>;

$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

$B$  – ширина шліфування, м;

$V_{\text{дет}}$ ,  $V_{\text{кр}}$  – швидкості деталі і круга, м/с;

$t$  – глибина шліфування, м.

Як видно, параметри силової напруженості процесу шліфування  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  однозначно визначаються коефіцієнтом шліфування  $K_{\text{ш}}$ , який в умовах шліфування завжди менше одиниці. Чим більше  $K_{\text{ш}}$ , тим більше  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$ . Радіальна складова сили різання  $P_y$  більшою мірою залежить від коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$ , тобто набуває більших значень, ніж тангенціальна складова сили різання  $P_z$ . Зі збільшенням кутів  $\gamma$  і  $\psi$  коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  збільшується, що інтенсифікує силову напруженість процесу шліфування, тобто призводить до збільшення параметрів  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$ . Тому із метою зменшення цих параметрів слід

зменшувати кути  $\gamma$  і  $\psi$  шляхом забезпечення роботи шліфувального круга в режимі самозагострювання або застосування безперервного (або періодичного) правлення круга, а також застосування ефективних технологічних середовищ, що знижують інтенсивність тертя у зоні шліфування.

Під час переривчастого шліфування у зв'язку із періодичним ударним характером взаємодії переривчастого круга із оброблюваним матеріалом відбувається самооформлення профілю робочої поверхні круга, утворення та підтримання розвиненого ріжучого рельєфу круга, що працює, за суттю, у режимі інтенсивного самозагострювання [109, 110]. Ріжучі зерна, що затупилися, своєчасно випадають із зв'язки круга, а в роботу підключаються нові незношені зерна. Це забезпечує постійне підтримання високої ріжучої здатності переривчастого круга, підвищення продуктивності та якості обробки (виключення утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів). У зв'язку зі збільшеним виступом ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга суттєво зменшується інтенсивність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, тоді як в умовах звичайного шліфування суцільним кругом частка енергії тертя в загальному енергетичному балансі шліфування є визначальною [109]. Такий режим роботи зерен сприяє зменшенню кута  $\gamma$  і, відповідно, зменшенню параметрів  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$ , а особливо, радіальної складової сили різання  $P_y$ , яка квадратичною залежністю пов'язана із коефіцієнтом шліфування  $K_{\text{ш}}$ .

Тому під час переривчастого шліфування зі збільшенням товщини зрізу  $i$ , відповідно, радіальної складової сили різання  $P_y$  коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  залишається фактично постійним у зв'язку із постійним значенням кута  $\gamma$ . Під час звичайного шліфування у зв'язку із затупленням зерен та утворенням на них майданчиків зношування кут  $\gamma$  буде зменшуватися від  $90^\circ$  до певного сталого значення, викликаючи спочатку збільшення коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$ , а потім його сталість.

Отже, досягнення сталого значення  $K_{\text{ш}}$  під час звичайного шліфування можливе завдяки збільшенню значень  $P_y$ , що узгоджується із аналогічними експериментальними даними, встановленими професором Сагардою А. О. [85]. Цим показано можливість зменшення параме-

трів силової напруженості процесу шліфування  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  в умовах переривчастого шліфування, що узгоджується із відомими експериментальними даними [109].

Проведемо аналіз динамічного стану технологічної системи під час переривчастого шліфування. Як відомо, у зв'язку із переривчастим характером шліфування на початку взаємодії робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом технологічна система не встигає відреагувати на імпульс сили й отримати відповідне пружне переміщення. Це витікає також із аналітичної залежності для визначення амплітуди коливань, що виникають у технологічній системі від дії короточасної сили різання без урахування дисипативних сил (рис. 3.16) [60]:

$$y = y_{\text{стат}} \cdot (1 - \cos k\tau), \quad (3.52)$$

де  $y_{\text{стат}}$  – статичне переміщення у технологічній системі, м;

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

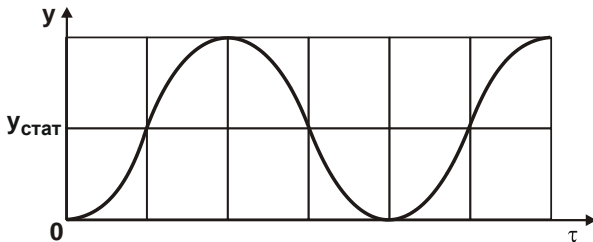


Рисунок 3.16– Характер зміни амплітуди коливань від часу  $\tau$

Згідно залежності (3.52), для відносно невеликого значення  $k\tau < \pi/2$  амплітуда коливань  $y \rightarrow 0$ . У роботі [109] 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 із оброблюваним матеріалом за умови швидкості круга  $V_{\text{кр}} = 40$  м/с дорівнює  $\tau = \frac{l_{01}}{V_{\text{кр}}} = \frac{20 \text{ мм}}{40 \cdot 10^3 \text{ мм/с}} = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ с}$ .

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 пе-

реривчастого круга із оброблюваним матеріалом значно менше періоду коливань пружної системи верстата  $T$ . Отже, відповідно до залежності (3.52), величина пружного переміщення значно менше величини  $u_{\text{стат}}$ . Іншими словами, в момент контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом пружне переміщення фактично відсутнє у зв'язку із його динамічним запізнюванням від дії сили різання. Це сприяє більш глибокому впровадженню абразивних зерен у оброблюваний матеріал і підвищенню інтенсивності знімання матеріалу, що фактично вилучає із залежностей (1.35) і (1.36) другі доданки, пов'язані із виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Отже, у процесі переривчастого шліфування можна реалізувати умови  $V_{\text{дет0}} \rightarrow V_{\text{дет}}$  і  $Q \rightarrow Q_{\text{ном}}$ , які визначають сталість у часі складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ . Це погодиться із експериментальними даними (рис. 3.17) [110]. Установлено, що в процесі шліфування неімпрегнованими кругами коефіцієнт ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  із часом обробки  $\tau$  зменшується. Це пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки  $Q$ .

В умовах шліфування імпрегнованими кругами інтенсивність зменшення коефіцієнта ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  значно менше, ніж в умовах шліфування неімпрегнованими кругами, що обумовлено зменшенням інтенсивності тертя зв'язки і зерен круга із оброблюваним матеріалом. Отже, застосування переривчастих кругів дозволяє фактично вилучити зменшення коефіцієнта ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  завдяки збільшенню продуктивності обробки  $Q$ .

Розглянемо залежність (1.12) для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ , що дозволяє уточнити характер зміни складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ , які визначаються залежностями (1.35) і (1.36). Після підстановки залежності (1.12) у залежності (1.35) і (1.36) отримано:

$$P_z = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}\right)} \cdot \frac{F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет0}}) \cdot \tau; \quad (3.53)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}\right)} \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \quad (3.54)$$

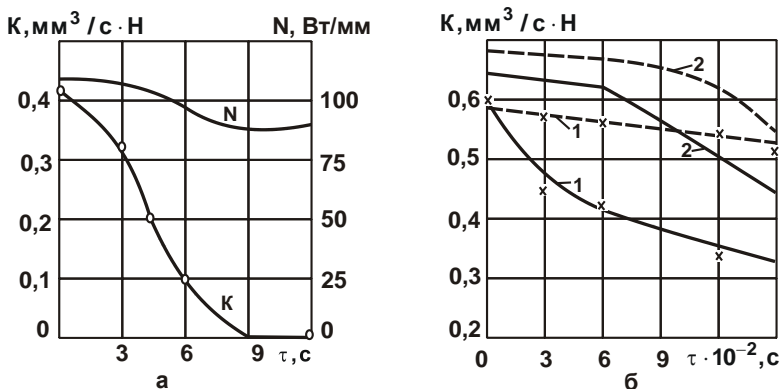


Рисунок 3.17 – Залежність від часу шліфування суцільним (контурні лінії) і переривчастим (пунктирні лінії) кругами потужності  $N$ , затрачуваної на різання (а), і коефіцієнта ріжучої здатності  $K$  (б): 1 – шліфування неімпрегнованими кругами; 2 – шліфування імпрегнованими кругами [110]

Як витікає із залежностей (3.53) і (3.54), в міру зношування і затуплення ріжучих зерен круга збільшується їх негативний передній кут  $\gamma$ , що призводить фактично до необмеженого збільшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ . Причому, в значно більшому ступені збільшення радіальної складової сили різання  $P_y$ , оскільки залежність (1.36) 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 із такого

аналітичного подання процесу шліфування, в початковий період обробки в залежностях (1.35) і (1.36) будуть переважати перші доданки, які й визначають інтенсивне збільшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  зі збільшенням часу обробки  $\tau$ . Потім через певний час обробки  $\tau$  другі



доданки можуть перевищити перші доданки і збільшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  буде відбуватися завдяки збільшенню других доданків. Особливо це може мати місце в процесі звичайного абразивного шліфування в умовах роботи круга у режимі затуплення.

У процесі переривчастого шліфування внаслідок більш глибокого впровадження ріжучих зерен в оброблюваний матеріал їх негативний передній кут  $\gamma$  менше, що, згідно із залежностями (3.53) і (3.54), призведе до зменшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ . Очевидно, цим можна пояснити зменшення силової напруженості переривчастого шліфування порівняно зі звичайним шліфуванням. Крім того, в умовах переривчастого шліфування, у зв'язку із більш інтенсивним відновленням ріжучого рельєфу круга і збільшенням виступу ріжучих зерен над рівнем зв'язки, зменшується інтенсивність тертя зв'язки і зерен із оброблюваним матеріалом, тобто зменшуються параметри  $\psi$  і  $f_1$ , що призводить до додаткового зменшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ .

Отримані теоретичні рішення погодяться із відомими експериментальними даними. Так, у роботі [109] показано (рис. 3.18), що в умовах звичайного абразивного шліфування деталей із сталі Х12М абразивним кругом Е9А25СМ2К із часом обробки  $\tau$  складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  безупинно збільшуються, а в умовах переривчастого шліфування фактично залишаються постійними.

Установлено, що коефіцієнт ріжучої здатності  $K=Q/P_y$  із часом обробки в умовах звичайного абразивного шліфування зменшується (рис. 3.19 [109]) у зв'язку зі зменшенням коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$ , що знижує ефективність обробки (тобто зменшується продуктивність обробки і збільшується сила різання). В умовах переривчастого шліфування коефіцієнт ріжучої здатності  $K=Q/P_y$  залишається фактично постійним із часом обробки (тобто постійно забезпечується висока ріжуча здатність круга і, відповідно, висока продуктивність обробки).

Виходячи із залежностей (1.35) і (1.36), сталість складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  із часом обробки  $\tau$  в процесі переривчастого шліфування пов'язана із виконанням умови  $V_{дет0} \approx V_{дет}$ , у результаті чого другі доданки в залежностях (1.35) і (1.36) фактично дорівнюють нулю і

тому складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  не залежать від часу обробки  $\tau$ . У процесі звичайного абразивного шліфування виконується умова  $V_{дет} > V_{дет0}$ , що призводить до збільшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  із часом обробки  $\tau$ .

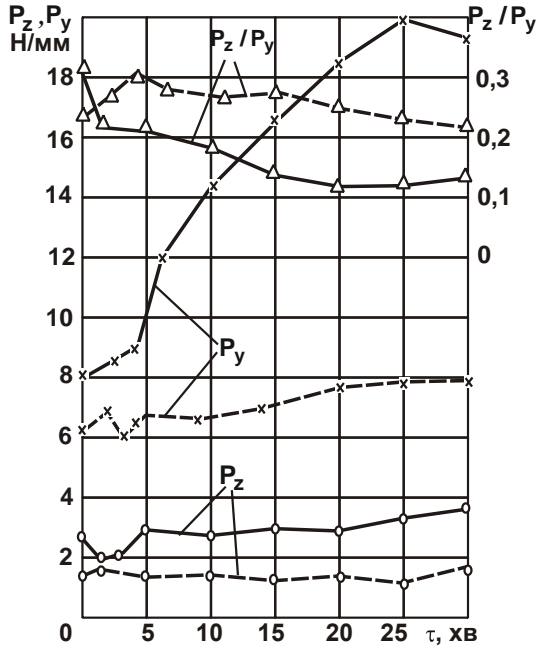


Рисунок 3.18 – Залежності тангенціальної і радіальної складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  та їх відношення  $P_z/P_y$  від часу роботи круга

( $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 10$  м/хв; контурні лінії – суцільний круг; штрихові – переривчастий круг) [109]

Виконання умови  $V_{дет0} \approx V_{дет}$  у процесі переривчастого шліфування пов'язане із ударним характером взаємодії ріжучих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом і збільшенням глибин впровадження в нього ріжучих зерен, у результаті чого забезпечується знімання фактично всього оброблюваного матеріалу, що підводиться в зону різання, тобто фактична і номінальна продуктивності обробки в цьому випадку приблизно однакові.

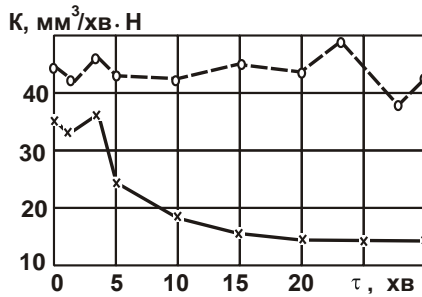


Рисунок 3.19 – Залежність коефіцієнта ріжучої здатності  $K$  від часу шліфування деталей із сталі X12M (абразивний круг – E9A25CМ2K;  $V_{кр} = 25$  м/с;  $V_{дет} = 10$  м/хв; контурні лінії – суцільний круг; штрихові – переривчастий круг) [109]

Цьому також сприяє імпрегнація переривчастих кругів (рис. 3.17 [110]), що, відповідно до залежностей (1.35) і (1.36), призводить до збільшення швидкості  $V_{дет0}$  (тобто фактичної продуктивності обробки  $Q$ ) і зменшення тангенціальної  $P_z$  і радіальної  $P_y$  складових сили різання.

Таким чином, теоретично показано, що в процесі переривчастого шліфування суттєво зменшується інтенсивність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Отже, у різанні приймають участь в основному абразивні зерна, що зменшує силову напруженість процесу шліфування. Виходячи із цього, відповідно до залежностей (1.35) і (1.36), основною умовою зменшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  із часом обробки  $\tau$  у процесі переривчастого шліфування є зменшення умовного напруження різання  $\sigma = 2\tau_{зсyv} / \text{tg}(45^\circ - 0,5 \cdot (\psi + \gamma))$  і тригонометричної функції  $\text{tg}(\psi + \gamma)$  завдяки зменшення кутів  $\psi$  і  $\gamma$ . Це досягається, в першу чергу, застосуванням кругів із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються найменшими значеннями коефіцієнта тертя із оброблюваним матеріалом  $f_1$  і високою гостротою ріжучих зерен (невеликими кутами  $\gamma$ ). Із урахуванням сказаного можна зазначити, що в умовах переривчастого шліфування розрахунок складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  можливий за спрощеними залежностями (1.35) і (1.36) без урахування в них других доданків, які визначають тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Підтвердженням сказаному є графіки зміни складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$ , які отримано у процесі шліфування твердого сплаву Т15К6 алмазними кругами на бакелітовій Б1 і металевій М5 зв'язках (рис. 3.20 [73]). Як видно, у першому випадку складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  залишаються фактично незмінними із часом обробки, а у другому випадку – збільшуються із часом обробки, що обумовлено роботою круга у режимі затуплення та інтенсивним тертям зв'язки із оброблюваним матеріалом.

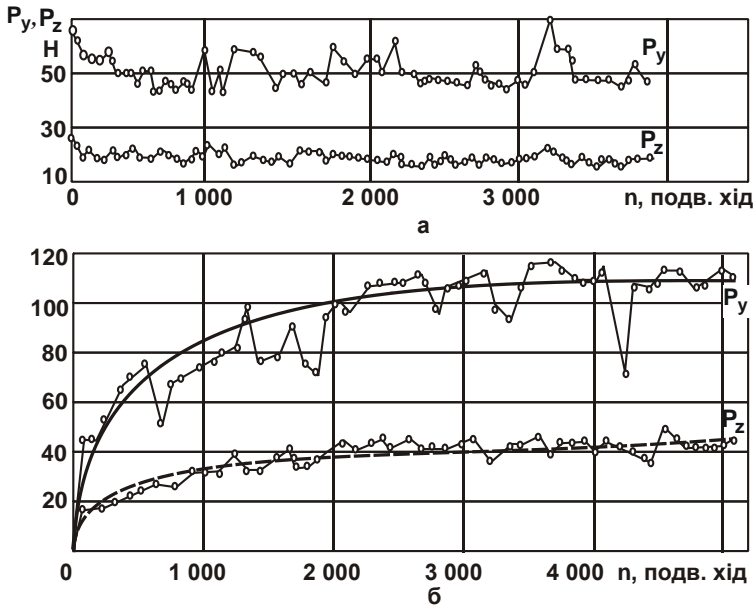


Рисунок 3.20 – Зміна складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  в умовах шліфування твердого сплаву Т15К6 алмазними кругами на бакелітовій Б1 (а) і металевій М5 (б) зв'язках [73]

Вилучити другі доданки у залежностях (1.35) і (1.36) можна також шляхом введення в зону різання електричного струму під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках (рис. 3.21 [73]). У цьому випадку коефіцієнт ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  зі збільшенням тривалості обробки залишається фактично постійним, тоді як в умовах

звичайного алмазного шліфування (під час роботи круга в режимі за-  
туплення) безупинно зменшується – у зв'язку із тим, що  $V_{дет} > V_{дет0}$ .  
Крім того, сталість у часі величини  $K = Q/P_y$  під час шліфування із вве-  
денням у зону різання електричного струму сприяє зменшенню умовно-  
го напруження різання  $\sigma = 2\tau_{зсуб} / \text{tg}(45^\circ - 0,5 \cdot (\psi + \gamma))$  завдяки зменшен-  
ню кутів  $\psi$  і  $\gamma$ .

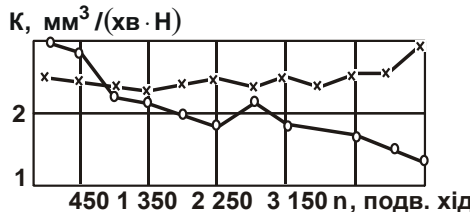


Рисунок 3.21 – Графіки зміни коефіцієнта ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  залежно від тривалості роботи в умовах роботи із електричним струмом (штрихові лінії) і без електричного струму (суцільні лінії): режим шліфування –  $V_{кр} = 17,6$  м/с;  $S = 2$  м/хв;  $U = 6$  В;  $I = 30$  А;  $t = 0,03$  мм/подв. хід; круг АС6 100/80, М5–5, 100 % [73]

Виходячи із залежностей (3.49) і (3.50), зменшити значення  $P_z$  і  $P_y$  можна також шляхом зменшення продуктивності обробки  $Q$  і збільшення швидкості круга  $V_{кр}$ . Із залежності (3.49) можна встановити зв'язок між складовими сили різання  $P_z$  і  $P_y$ :

$$P_z = \sqrt{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot S_{мит} \cdot P_y} \quad (3.55)$$

Із фізичної точки зору добуток параметрів  $\sigma_{ст} \cdot S_{мит} = P_{z0}$  є сила, за умови досягнення якої можливе руйнування прямолінійного бруса (площею поперечного перетину  $S_{мит}$ ) під час його стиску, тоді

$$P_z = \sqrt{2 \cdot P_{z0} \cdot P_y} \quad (3.56)$$

Як видно, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  завжди більше сили  $P_{z0}$ , оскільки  $P_{z0} < P_y$ , тобто процес стружкоутворення під час різання характеризується більшою силовою напруженістю порівняно із процесом руйнування прямолінійного бруса за умов його стиску.

Із залежності (3.56) витікає, що тангенціальна складова сили різання  $P_z$  змінюється менш інтенсивно, ніж радіальна складова сили різання  $P_y$ . Це підтверджується експериментальними даними, отриманими в умовах звичайного шліфування (рис. 3.18 [109]). В умовах переривчастого шліфування також спостерігається більш інтенсивне збільшення  $P_y$  порівняно із  $P_z$  (із часом обробки), проте із меншою інтенсивністю, ніж в умовах звичайного шліфування суцільним кругом.

Із залежності (3.50) можна визначити коефіцієнт ріжучої здатності

$$K = \frac{Q}{P_y} = \frac{K_{\text{ш}}^2 \cdot V_{\text{кр}}}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}, \quad (3.57)$$

який тим більше, чим більше коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш}}$  і швидкість круга  $V_{\text{кр}}$ . Тому під час переривчастого шліфування коефіцієнт ріжучої здатності  $K = Q/P_y$  завжди більше, ніж під час звичайного шліфування у зв'язку зі збільшеним значенням коефіцієнта шліфування  $K_{\text{ш}}$ , що підтверджується експериментальними даними (рис. 3.19 [109]).

Таким чином, наведені аналітичні залежності цілком адекватно описують параметри силової напруженості процесів переривчастого і звичайного шліфування та дозволяють здійснювати теоретичний аналіз закономірностей їх функціонування, що відкриває нові технологічні можливості інтенсифікації процесу шліфування.

Як встановлено раніше, температура різання під час переривчастого шліфування менше, ніж під час звичайного шліфування. Це пов'язано, по-перше, із переривчастим характером контакту круга із оброблюваним матеріалом і можливістю періодичного (хоча і достатньо короткочасного) охолодження оброблюваної поверхні в момент проходження западини переривчастого круга. По-друге, із зменшенням сили різання та, відповідно, умовного напруження різання  $\sigma$ , яке прямо пропорційно пов'язано із температурою різання. Причому, зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  більшою мірою впливає на зменшення температури різання, ніж переривчастість контакту і періодичне короткочасне охолодження оброблюваної поверхні в момент проходження западини переривчастого круга.

Очевидно, зі збільшенням глибини впровадження ріжучих зерен в оброблюваний матеріал у момент контакту робочого виступу перерив-

частого круга із оброблюваним матеріалом буде збільшуватися шорсткість оброблюваної поверхні. Тому з метою її зменшення необхідно зменшувати зернистість круга  $\bar{X}$ , яка найбільше впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні [65]:

$$R_{\max} = 10 \cdot \left( \frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{0,4}, \quad (3.58)$$

де  $m$  – об'ємна концентрація зерен круга;

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

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

Як витікає із залежності (3.58), для зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  доцільно також зменшувати швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , а для підтримання продуктивності обробки на заданому рівні – збільшувати глибину шліфування  $t$ , яка входить у залежність (3.58), тобто переходити у область високопродуктивного глибинного шліфування. Цим підтверджується ефективність застосування на практиці алмазних переривчастих кругів під час обробки пазів, канавок, профільного шліфування та розрізання матеріалів.

### 3.5. Узагальнений аналіз основних закономірностей переривчастого шліфування

Як встановлено, ефективність переривчастого шліфування можна оцінювати з позиції впливу на сили і температуру різання множника  $(1+l_2/l_1)$ , що характеризує час переривання процесу шліфування в момент проходження западиною переривчастого круга зони різання, а також умовного напруження різання (енергоємності механічної обробки)  $\sigma$ , яке залежить від суми умовного переднього кута ріжучого зерна  $\gamma$  та умовного кута тертя зерна з матеріалом  $\psi$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{\text{tg} \left( 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right)}, \quad (3.59)$$

де  $l_1$ ,  $l_2$  – відповідно, довжини робочого виступу та западини переривчастого круга, м;

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

Чим менші умовні кути  $\gamma$  і  $\psi$ , тим менше умовне напруження різання  $\sigma$  і вище ефективність шліфування. Очевидно, під час переривчастого шліфування, внаслідок ударного характеру взаємодії робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, процес оновлення ріжучого контуру круга відбуватиметься інтенсивніше, ріжучі зерна виступатимуть над рівнем зв'язки на більшу висоту і будуть гострішими. Тому умовні кути  $\gamma$  і  $\psi$  будуть меншими, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Відповідно до залежності (3.59) це призведе до зменшення умовного напруження різання (енергоємності обробки). Однак це може не призвести до зменшення тангенціальної складової сили різання  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}}$ , яка залежить від продуктивності обробки  $Q = Q_0 \cdot (1 + l_2 / l_1)$ , що досягається в момент контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом:

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q_0 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}{V_{\text{кр}}}, \quad (3.60)$$

де  $S_{\text{мит}} = Q / V_{\text{кр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перетину зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга,  $\text{м}^2$ ;

$Q_0$  – продуктивність обробки під час шліфування суцільним кругом,  $\text{м}^3/\text{с}$ .

Оскільки робочий виступ переривчастого круга змушений видаляти шар металу, що залишився після проходження западини, то, очевидно, продуктивність обробки  $Q$  в момент проходження робочого виступу круга більше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом  $Q_0$ . Це, відповідно, призводить до збільшення тангенціальної складової сили різання  $P_z$ . Тому  $P_z$  залежить від двох протилежно змінних параметрів:  $\sigma$  і  $Q$ , перший із яких зменшується, а другий збільшується в умовах переривчастого шліфування.

Експериментально встановлено [109], що під час переривчастого шліфування, як правило, тангенціальна складова сили різання  $P_z$  менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Отже, інтенсивність зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  більше інтенсивності збільшення множника  $(1 + l_2 / l_1)$ . Це пов'язано з тим, що відношення  $(l_2 / l_1)$  змінюється в невеликих межах і не призводить до суттє-



вого збільшення множника  $(1 + l_2/l_1)$  та, відповідно, тангенціальної складової сили різання  $P_z$ , тоді як навіть незначне зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  призводить до відчутного (пропорційного) зменшення  $P_z$ . У цьому полягає фізична сутність ефекту зменшення силової напруженості переривчастого шліфування: завдяки зменшенню суми кутів  $(\psi + \gamma)$  зменшується умовне напруження різання  $\sigma$ , що визначає зменшення  $P_z$  і, відповідно, температури різання.

У п. 2.1 показано, що в загальному випадку тангенціальна складова сили різання  $P_z$  визначається двома складовими, зумовленими процесом різання і процесом тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет0}}}{V_{\text{кр}}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{\text{дет}} - V_{\text{дет0}}) \cdot \tau. \quad (3.61)$$

Ця залежність справедлива для звичайного шліфування суцільним кругом. Під час переривчастого шліфування, внаслідок більш значного виступу ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга та їх більшої гостроти, тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом буде менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Тому у першому наближенні другим доданком залежності (3.61) можна знехтувати, оскільки  $V_{\text{дет0}} \approx V_{\text{дет}}$ . У результаті це призведе до зменшення тангенціальної складової сили різання  $P_z$ . Крім того, зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  в першій складовій залежності (3.61) також призведе до зменшення  $P_z$  під час переривчастого шліфування. Однак при цьому необхідно замість  $V_{\text{дет0}}$  розглядати  $V_{\text{дет0}} \cdot (1 + l_2/l_1)$ . Тоді залежність (3.61) набуде вигляду:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}{V_{\text{кр}}}. \quad (3.62)$$

Температура різання  $\theta$  під час переривчастого шліфування описується:

$$\theta = \frac{q \cdot l}{\lambda} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}, \quad (3.63)$$

де  $q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F}$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$l = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}$  – глибина проникнення тепла, що утворюється в процесі шліфування, в поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

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

Із урахуванням виразу  $\tau = l_1 / V_{кр}$  залежність (3.63) виразиться:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \left( \sqrt{l_1} + \frac{l_2}{\sqrt{l_1}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \quad (3.64)$$

Як видно, має місце екстремум температури різання  $\theta$  від довжини робочого виступу переривчастого круга  $l_1$ . Підпорядковуючи функцію  $\theta$  необхідній умові екстремуму  $\theta'_1 = 0$ , отримано:  $l_1 = l_2$ , тобто екстремальні значення довжини робочого виступу та западини переривчастого круга однакові.

Друга похідна  $\theta''_1 > 0$ . Отже, у точці екстремуму досягається мінімум температури різання  $\theta$ . Тому досягти найменшої температури різання під час переривчастого шліфування можна за умови  $l_1 = l_2$ :

$$\theta_{\min} = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot l_1}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \quad (3.65)$$

Під час шліфування суцільним кругом за умов  $l_2 = 0$  і  $\tau = 2 \cdot l_1 / V_{кр}$  залежність (3.63) набуває вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot l_1}{c_m \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \quad (3.66)$$

Як видно, під час шліфування суцільним кругом температура різання  $\theta$  менше, ніж під час переривчастого шліфування. Однак при цьому слід враховувати, що умовне напруження різання  $\sigma$  під час переривчастого шліфування менше, а додаткове охолодження зони різання в момент переривання процесу шліфування також призводить до зменшення температури різання  $\theta_{\min}$ . Тому, очевидно, температура різання  $\theta_{\min}$  під час переривчастого шліфування буде менше, ніж під час шліфування суцільним кругом, що підтверджується відомими експериментальними даними. Таким чином, збільшення температури різання  $\theta_{\min}$

під час переривчастого шліфування відбувається внаслідок того, що робочий виступ переривчастого круга змушений видаляти шар металу, що залишився після проходження западини, з надлишком компенсується зменшенням умовного напруження різання і додатковим охолодженням зони різання в момент переривання процесу шліфування. Це призводить до зменшення температури різання  $\theta_{\min}$  під час переривчастого шліфування, що узгоджується з експериментальними даними.

Із наведеного аналізу витікає, що температура різання залежить переважно від двох параметрів:  $P_z$  і  $l = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_m \cdot \rho}}$ . Як встановлено раніше,

тангенціальна складова сили різання  $P_z$  під час переривчастого шліфування менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Час контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом  $\tau$  і, відповідно, параметр  $l$  також менше під час переривчастого шліфування внаслідок періодичності процесу різання. Тому температура різання  $\theta_{\min}$  під час переривчастого шліфування менше, що підтверджується відомими експериментальними даними. Як видно, зменшення температури різання  $\theta_{\min}$  під час переривчастого шліфування відбувається шляхом зменшення  $P_z$  і  $\tau$ . Це указує на значні технологічні можливості переривчастого шліфування, оскільки жоден із відомих методів шліфування не має таких можливостей суттєвого зменшення температури різання та виключення утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях без зменшення продуктивності обробки. Цим підтверджується висока ефективність практичного застосування розробленого професором Якимовим О. В. прогресивного методу переривчастого шліфування.

## Висновки

1. У роботі теоретично та експериментально обґрунтовано умови зменшення температури різання під час шліфування, які полягають у забезпеченні переривчастості контакту круга з оброблюваним матеріалом та зменшенні умовного напруження різання у результаті самооформлення профілю робочого виступу переривчастого круга в процесі шліфування та переведення його роботи в режим сталого у часі інтен-

сивного самозагострювання, застосовуючи для цього абразивні та алмазні круги на відносно м'яких зв'язках. Цим показано, що сила і температура різання, а також градієнт температури під час переривчастого шліфування менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Встановлено, що умовне напруження різання прямо пропорційно пов'язане із температурою різання і тому, завдяки його зменшенню, можна досягти більшого ефекту обробки з точки зору зменшення температури різання, ніж шляхом регулювання параметрами режиму переривчастого шліфування.

2. Доведено, що існує оптимальне значення часу контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом, що забезпечує досягнення мінімальної температури різання, і яке можна використати для розрахунку оптимальної кількості робочих виступів і западин на робочій поверхні переривчастого круга. На цій основі проведено аналітичну оптимізацію параметрів переривчастого шліфування за температурним критерієм та визначено умови суттєвого зменшення температури різання, які полягають, головним чином, у збільшенні кількості контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим поперечним перетином оброблюваної деталі. Розрахунками встановлено, що за умови забезпечення 20 контактів температуру різання можна зменшити до 3-х разів порівняно зі звичайним шліфуванням суцільним кругом. Це досягається в умовах глибинного переривчастого шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі, оскільки в умовах багатопрхідного переривчастого шліфування, яке традиційно застосовується, реалізується не більше 6 контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим поперечним перетином оброблюваної деталі. У результаті температура різання зменшується лише в межах 50 %. Таким чином показано, що найбільшого ефекту зменшення температури різання під час переривчастого шліфування можна досягти в умовах глибинного шліфування внаслідок збільшення відношення швидкостей круга і деталі та кількості контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі.

3. Розрахунками встановлено, що мінімум температури різання під час переривчастого шліфування досягається за умов рівності довжин робочого виступу і вирізу на переривчастому крузі та їх одночасного зменшення. Це також указує на ефективність створення на робочій

поверхні переривчастого круга великої кількості виступів і западин. Встановлено, що перевищення довжиною робочого виступу довжини вирізу переривчастого круга призводить до несуттєвого збільшення температури різання. Це дозволяє зменшити зношування переривчастого круга і підвищити продуктивність обробки фактично без збільшення температури різання і, відповідно, зниження якості обробки завдяки виключенню утворення припикань та інших температурних дефектів, що традиційно виникають на оброблюваних поверхнях. Показано, що отримані теоретичні рішення є необхідною, але недостатньою умовою забезпечення суттєвого зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. Достатньою умовою слід розглядати необхідність повного або часткового охолодження зони шліфування між контактами оброблюваної деталі із робочими виступами переривчастого круга шляхом інтенсивного підведення в зону шліфування ефективних технологічних середовищ.

4. Встановлено, що під час переривчастого шліфування можна суттєво зменшити інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що є основним джерелом силової та теплової напруженостей процесу шліфування. На цій основі розкрито закономірності формування тангенціальної складової сили різання та температури різання під час переривчастого шліфування. Показано, що у зв'язку із періодичним ударним характером контакту переривчастого круга із оброблюваним матеріалом на його робочій поверхні утворюється ріжучий рельєф, що забезпечує зменшення сили і температури різання. У результаті сила і температура різання із часом обробки залишаються фактично незмінними, тоді як під час звичайного шліфування вони суттєво збільшуються у результаті затуплення круга, збільшуючи енергоємність обробки та погіршуючи параметри якості. Встановлено, що теоретично виявлені закономірності процесів переривчастого і звичайного шліфування відповідають відомим експериментальним даним. Це указує на їхню достовірність. Показано, що шорсткість обробки під час переривчастого шліфування більше, ніж під час звичайного шліфування, а зменшити її можна зменшенням зернистості круга і швидкості деталі із відповідним збільшенням глибини шліфування. На основі отриманих результатів досліджень розроблено практичні рекомендації щодо підвищення ефективності застосування переривчастого шліфування.

## Розділ 4

### Теоретичні основи визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки

#### 4.1. Загальний теоретичний підхід до аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки

У сучасному виробництві під час виготовлення високоточних деталей машин надзвичайно гострою є проблема забезпечення високих показників шорсткості оброблюваних поверхонь. Незважаючи на значний арсенал можливих методів абразивної обробки, що забезпечують суттєве зменшення висот мікронерівностей на оброблюваних поверхнях, їх застосування на практиці не завжди ефективно. Основною причиною є низька продуктивність обробки на фінішних операціях доведення та абразивного полірування. Тому отримали застосування комбіновані методи фінішної абразивної обробки, що вдало поєднують ефекти доведення вільним абразивом і шліфування. Наприклад, використання шліфувальних кругів фактично з одновисотним виступом ріжучих зерен над рівнем зв'язки дозволяє суттєво зменшити висоти мікронерівностей на оброблюваних поверхнях із забезпеченням достатньо високої продуктивності обробки. Для визначення оптимальних умов обробки з використанням таких методів необхідно розробити математичні моделі формування шорсткості оброблюваної поверхні та обґрунтувати умови її зменшення. Особливо це важливо під час обґрунтування та реалізації на практиці технологічних можливостей абразивної обробки прецизійних деталей для досягнення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  на рівні 0,01 мкм і менше. Тому практичне застосування цих прогресивних методів є важливим чинником підвищення ефективності абразивної обробки за критерієм найменшої шорсткості оброблюваної поверхні.

У даному розділі наведено теоретичний аналіз умов зменшення шорсткості оброблюваних поверхонь під час абразивної обробки. Для аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні спочатку

розглянуто найпростіший випадок – процес доведення абразивними зернами однакового розміру (рис. 4.1,а), коли оброблюваний зразок залишається нерухомим (за відсутності радіальної подачі), а інструмент із розташованими на його робочій поверхні абразивними зернами виконує переміщення в горизонтальній площині із швидкістю  $V_{\text{інстр}}$ .

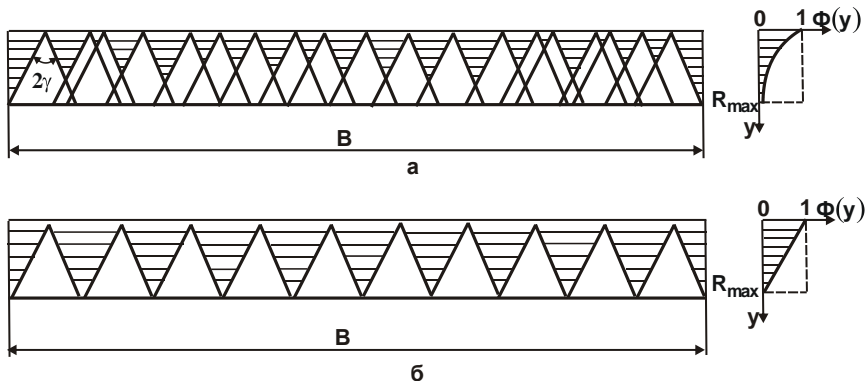


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема імовірнісної функції  $\Phi(y)$  за умови нерівномірного (а) і рівномірного (б) розташування проєкцій зерен на оброблюваній поверхні зразка

Для аналітичного описання параметрів шорсткості поверхні необхідно скористатися теоретико-імовірнісним підходом [28, 66]. Відповідно до цього підходу, закономірності формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки аналітично описуються функцією  $\Phi(y)$ , що характеризує імовірність невилученого матеріалу із поверхні оброблюваного зразка, тобто визначальну частку матеріалу, що залишилася на оброблюваній поверхні, у вигляді мікронерівностей:

$$\Phi(y) = \left(1 - \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot y}{B}\right)^n = (1 - x)^n, \quad (4.1)$$

де  $2\gamma$  – кут у вершини конусоподібної частини ріжучого зерна;

$n$  – кількість абразивних зерен, що приймають участь у процесі різання;

$B$  – ширина зразка, м;

$y$  – координата, яка відлічується від вершини ріжучого зерна, м;

$x = 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot y / B$  – безрозмірна величина.

За фізичною сутністю функція  $\Phi(y)$  відповідає класичній відносній опорній довжині мікропрофілю обробленої поверхні – одному з основних параметрів шорсткості поверхні [80].

Із метою спрощення розрахунків замість бінома Ньютона  $(1-x)^n$  слід використати експонентну функцію  $e^{-n \cdot x}$ . При цьому важливо обґрунтувати можливість переходу від бінома Ньютона  $(1-x)^n$  до експонентної функції  $e^{-n \cdot x}$ , тобто показати межі зміни параметрів  $x$  і  $n$ , за яких, по-перше, можливий такий перехід і, по-друге, можливість досягнення необхідного ступеня сходження значень функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$ . Іншими словами, важливо оцінити, за якими значеннями  $x$  і  $n$  можна функцію  $(1-x)^n$  із достатньою для практики точністю виразити функцією  $e^{-n \cdot x}$ .

Як показують розрахунки, безрозмірна величина  $x = 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot y / B$ , яка у межі дорівнює  $x = 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot R_{\text{max}} / B$ , із урахуванням умови  $B \gg R_{\text{max}}$  приймає значення  $x \ll 0,01$  (де  $R_{\text{max}}$  – параметр шорсткості оброблюваної поверхні, який чисельно дорівнює максимальній висоті мікронерівностей оброблюваної поверхні). Це пов'язане із тим, що параметр  $B > 10$  мм, а параметр шорсткості оброблюваної поверхні  $R_{\text{max}} < 1$  мкм. У результаті безрозмірна величина  $(1-x)$  приймає значення, близькі до одиниці, наприклад: 0,9; 0,99; 0,999; 0,9999 ... Якщо звернутися до експонентної функції  $e^{-x}$ , то за значень  $x < 0,01$  виконується умова:

$$(1-x) = e^{-x}. \quad (4.2)$$

Підтвердженням тому є дані, які наведено у табл. 4.1, оскільки для значень  $x < 0,01$  значення функцій  $(1-x)$  і  $e^{-x}$  ідентичні. Отже, із високим ступенем точності (до 100 %) можна замість функції  $(1-x)$  у розрахунках використовувати спрощену та зручну експонентну функцію  $e^{-x}$ . Тоді для значень  $x < 0,01$  функція  $\Phi(y)$  може бути виражена залежністю (4.1).

У табл. 4.2 наведено розрахункові значення функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$ , які наочно підтверджують, що за умови  $x = 0,3$  спостерігається достатньо суттєва відмінність значень функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$ . За умови  $x = 0,1$  ця відмінність менше, а за  $x = 0,01$  – повністю зникає, тобто із



точністю до 100 % розрахунки параметрів шорсткості поверхні можна виконувати за спрощеною і достатньо зручною для аналізу залежністю  $e^{-n \cdot x}$ , яка в узагальненому вигляді описується:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y} \quad (4.3)$$

Таблиця 4.1 – Розрахункові значення функцій  $(1-x)$  і  $e^{-x}$

x	0,3	0,1	0,01	0,001	0,0001
$(1-x)$	0,7	0,9	0,99	0,999	0,9999
$e^{-x}$	0,74	0,905	0,99	0,999	0,9999

Таблиця 4.2 – Розрахункові значення функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$

n	$(1-x)^n$			$e^{-n \cdot x}$		
	x=0,01	x=0,1	x=0,3	x=0,01	x=0,1	x=0,3
1	0,99	0,9	0,7	0,99	0,905	0,74
2	0,98	0,81	0,49	0,98	0,818	0,548
3	0,97	0,729	0,343	0,97	0,74	0,4
4	0,96	0,656	0,24	0,96	0,67	0,3
5	0,95	0,59	0,168	0,951	0,606	0,22
6	0,941	0,531	0,117	0,942	0,549	0,165
7	0,932	0,478	0,082	0,932	0,496	0,122
8	0,922	0,43	0,057	0,923	0,449	0,09
9	0,913	0,387	0,04	0,914	0,407	0,067
10	0,904	0,348	0,028	0,905	0,37	0,05
11	0,895	0,313	0,019	0,896	0,333	0,037
12	0,886	0,282	0,013	0,887	0,3	0,027
13	0,877	0,254	0,009	0,878	0,272	0,02
14	0,869	0,228	0,007	0,869	0,46	0,015
15	0,86	0,206	0,004	0,86	0,223	0,011
16	0,851	0,185	0,003	0,852	0,202	0,008
17	0,843	0,166	0,002	0,844	0,183	0,006
18	0,834	0,15	0,0016	0,835	0,165	0,004
19	0,826	0,135	0,001	0,827	0,15	0,003
20	0,818	0,121	0,0008	0,819	0,135	0,0024

Загальний вигляд імовірнісної функції  $\Phi(y)$ , що описується залежністю (4.3), показано на рис. 4.1,а. Показаний на рис. 4.1,а параметр  $R_{\max}$  визначає максимальну висоту мікронерівностей оброблюваної поверхні. За умови  $y = 0$  функція  $\Phi(y = 0) = 1$ . Зі збільшенням координати  $y$  функція  $\Phi(y)$  зменшується, необмежено наближаючись до нульового значення  $\Phi(y) \rightarrow 0$ . У цьому випадку максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні (параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ ) можна встановити лише із наперед заданим ступенем точності, оскільки функція  $\Phi(y)$  ніколи не перетинає лінію  $\Phi(y) = 0$ . Це, безсумнівно, є суттєвим недоліком теоретико-імовірнісного підходу до описування шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Іншими словами, користуючись залежністю (4.3), не можна точно визначити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Із огляду на сказане, за умови  $\Phi(y = R_{\max}) = \Phi_0$  з використанням залежності (4.3), отримане:

$$R_{\max} = -\frac{B \cdot \ln \Phi_0}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (4.4)$$

де  $\Phi_0$  – задане значення ( $\Phi_0 < 1$ ).

Вхідна в залежність (4.4) величина  $\ln \Phi_0$  – негативна, тому параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  – позитивний. Із залежності (4.4) витікає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна, головним чином, завдяки збільшенню кількості зерен  $n$ , які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні. Однак, у зв'язку з невизначеністю величини  $\ln \Phi_0$  залежність (4.4) дозволяє лише якісно оцінити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ , оскільки залежно від значення  $\Phi_0$ , він може приймати найрізноманітніші значення в необмежених межах (табл. 4.3).

Таблиця 4.3 – Розрахункові значення  $-\ln \Phi_0$

$\Phi_0$	0,15	0,1	0,01	0,001	0,0001	0,00001	0,000001
$-\ln \Phi_0$	1,897	2,3	2,995	4,6	6,907	11,5	13,81

Слід подати залежність (4.3) у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B} \cdot \frac{y}{R_{\max}}}. \quad (4.5)$$

Чисельник показника ступеня функції  $\Phi(y)$  у залежності (4.1), що дорівнює  $2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot R_{\text{max}}$ , визначає сумарну довжину основ проєкцій  $n$  зерен на вертикальну площину (тобто площину оброблюваного зразка) за умови, що всі зерна рівновіддалені одне від одного (рис. 4.1,б). Тоді відношення  $2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot R_{\text{max}}/B$  буде визначати, у скільки разів сумарна довжина основ проєкцій  $n$  зерен на вертикальну площину  $2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot R_{\text{max}}$  буде більше ширини оброблюваного зразка  $B$  на рівні  $y = R_{\text{max}}$ .

Позначаючи

$$N = \frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot R_{\text{max}}}{B}, \quad (4.6)$$

із урахуванням умови  $\psi = y/R_{\text{max}}$  залежність (4.5) набуде вигляду:

$$\Phi(y = R_{\text{max}}) = e^{-N\psi}. \quad (4.7)$$

Відповідно, за умови  $y = R_{\text{max}}$  або  $\psi = 1$  отримано:

$$\Phi(y = R_{\text{max}}) = e^{-N}. \quad (4.8)$$

У табл. 4.4 наведено розраховані за залежністю (4.8) значення функції  $\Phi(y = R_{\text{max}})$  для різних значень  $N$ .

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення функції  $\Phi(y = R_{\text{max}})$

N	1	2	3	4	5	6
$\Phi(y = R_{\text{max}})$	0,368	0,135	0,05	0,018	0,0067	0,0024

Як видно, зі збільшенням числа  $N$  значення функції  $\Phi(y = R_{\text{max}})$  необмежено зменшуються. Це указує на те, що з погляду теорії імовірностей для забезпечення умови  $\Phi(y = R_{\text{max}}) \rightarrow 0$ , тобто для повного видалення оброблюваного матеріалу на рівні  $y = R_{\text{max}}$ , число  $N$  повинне бути більше як мінімум у чотири рази. Це обумовлено тим, що в реальних умовах обробки абразивні зерна хаотично розташовані на робочій поверхні інструмента, тобто віддалені одне від одного на різні відстані. Тому для виконання умови  $\Phi(y = R_{\text{max}}) \rightarrow 0$  число  $N$  повинно приймати значення  $N \geq 4$ , тоді як за рівновіддаленим розташуванням зерен, виходячи із чисто геометричного подання,  $N = 1$  (рис. 4.1,б).

Таким чином, безладне розташування абразивних зерен на робочій поверхні інструмента та їх імовірнісний характер участі в процесі знімання матеріалу з оброблюваного зразка вносить принципові зміни

в закономірності формування шорсткості поверхні зразка й указує на необхідність дослідження параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки із позиції теорії імовірностей. Необхідно зазначити, що й спрощені геометричні підходи до аналітичного описання параметрів шорсткості поверхні також застосовні [34, 35, 102], оскільки вони дозволяють отримати наближені рішення, які цілком можна використати для теоретичного аналізу конкретних випадків абразивної обробки.

На рис. 4.2 функцію  $\Phi(y)$  подано у тривимірному зображенні. Під час переміщення інструмента, що рухається із швидкістю  $V_{\text{інстр}}$  на відстань  $V_{\text{інстр}} \cdot \tau$  із вертикальною площиною зразка, проконтактує  $n$  зерен (де  $\tau$  – час обробки, с). У результаті накладення проєкцій зерен та їх перекриття утвориться мікропрофіль оброблюваної поверхні, який описується імовірнісною функцією  $\Phi(y)$ . Чим більше відстань  $V_{\text{інстр}} \cdot \tau$ , тим менше значення імовірнісної функції  $\Phi(y)$ . За умови  $y = R_{\text{max}}$  функція  $\Phi(y) \rightarrow 0$ .

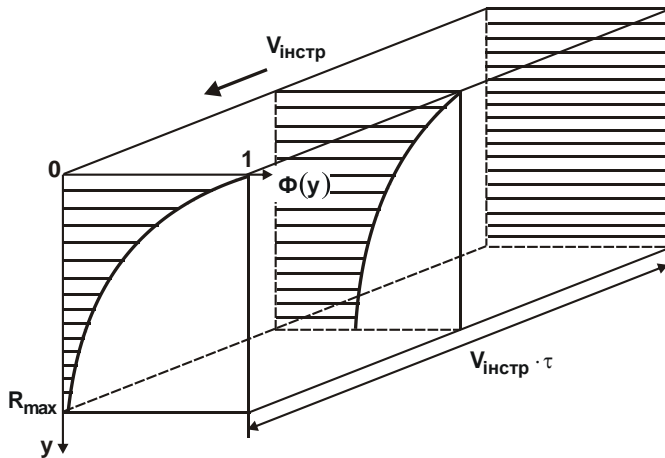


Рисунок 4.2 – Тривимірне зображення функції  $\Phi(y)$

Залежність (4.3) справедлива для обробки поверхні зразка з вихідною шорсткістю, яка дорівнює нулю. У дійсності процес доведення абразивними зернами здійснюється зі значною вихідною шорсткістю оброблюваної поверхні, яка утворюється на попередніх операціях, на-

приклад, під час шліфування або лезової обробки. У цьому випадку залежність (4.3) видозміниться. Так, якщо прийняти, що у зв'язку з вихідною шорсткістю поверхні параметр  $B$  умовно зменшується за законом:  $B(y) = B - \operatorname{tg} \alpha \cdot y$  (рис. 4.3), то залежність (4.3) виразиться:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{(B - \operatorname{tg} \alpha \cdot y)} \cdot y}, \quad (4.9)$$

де  $\alpha$  – кут, що визначає ступінь зменшення параметра  $B$  у зв'язку з наявністю на оброблюваній поверхні вихідної шорсткості.

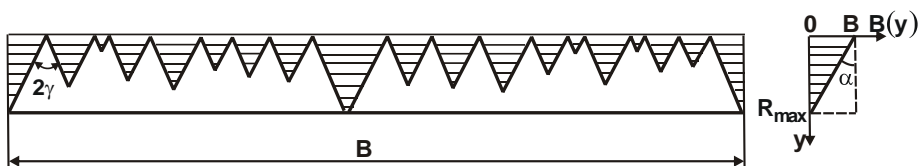


Рисунок 4.3 – Вихідна шорсткість оброблюваної поверхні і загальний вигляд функції  $B(y)$

Характер зміни функції  $B(y) = B - \operatorname{tg} \alpha \cdot y$ , за суттю, визначає один із основних параметрів шорсткості поверхні – відносну опорну довжину мікропрофілю обробленої поверхні [80].

Як витікає із залежності (4.9), за умови  $y = 0$  функція  $\Phi(y = 0) = 1$  (рис. 4.4). Якщо прийняти  $\operatorname{tg} \alpha = B/R_{\max}$ , то за умови  $y = R_{\max}$  функція  $\Phi(y = R_{\max}) = 0$ . На відміну від випадку, розглянутого вище для нульової вихідної шорсткості поверхні, коли функція  $\Phi(y = R_{\max}) \rightarrow 0$ , у цьому випадку функція  $\Phi(y = R_{\max}) = 0$ .

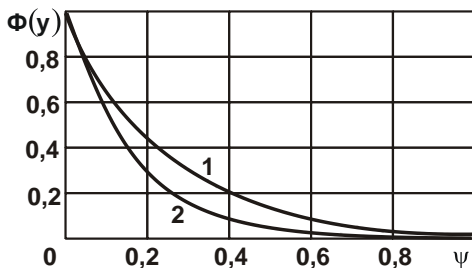


Рисунок 4.4 – Характер зміни функції  $\Phi(y)$ : 1 –  $\alpha = 0^\circ$ ; 2 –  $\alpha = 45^\circ$

На рис. 4.4 і в табл. 4.5 наведено графіки функції  $\Phi(y)$ .

Для зручності розрахунків функцію  $\Phi(y)$  перетворено та подано у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\psi \cdot N}{(1 - \operatorname{tg} \alpha \cdot \psi)}}, \quad (4.10)$$

де  $\psi = y/R_{\max}$  – коефіцієнт, що враховує зміну координати  $y$  та приймає значення  $0 \dots 1$ .

Таблиця 4.5 – Розрахункові значення функції  $\Phi(y)$

$\psi$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 0$	1	0,67	0,45	0,3	0,2	0,135	0,09	0,04	0,018
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 0,25$	1	0,663	0,431	0,272	0,17	0,1	0,06	0,018	0,005
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 0,5$	1	0,657	0,41	0,244	0,135	0,07	0,032	0,005	0,0003
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 1$	1	0,644	0,368	0,18	0,07	0,018	0,0024	0	0

Наведені у табл. 4.5 значення функції  $\Phi(y)$  отримано для випадку  $N=4$ . Як видно, зі зменшенням тригонометричної функції  $\operatorname{tg} \alpha$  від значення  $\operatorname{tg} \alpha = B/R_{\max}$  до значення  $\operatorname{tg} \alpha = 0$  (тобто кута  $\alpha = 0$ ) функція  $\Phi(y)$  приймає більші значення. Водночас характер зміни функції  $\Phi(y)$  залишається таким же, як і в залежності (4.3): функція  $\Phi(y)$  безупинно зменшується зі збільшенням координати  $y$ .

Таким чином показано, що чим більше значення функції  $B(y) = B - \operatorname{tg} \alpha \cdot y$ , тобто чим більше вихідна відносна опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні, тим більше значення функції  $\Phi(y)$  та, відповідно, менше параметр шорсткості поверхні  $R_a$ .

## 4.2. Теоретико-імовірнісний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки

У роботі [65] наведено загальне теоретичне визначення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  на основі використання імовірнісної функції  $\Phi(y)$  (рис. 4.5). Для цього спочатку визначено положення середньої лінії  $y = a$ , що розділяє мікропрофіль обробленої поверхні на дві частини таким чином, що заштриховані на рис. 4.5 площі  $F_1$  і  $F_2$  рівнозначні. У цьому випадку найбільша западина мікропрофілю відповідає значенню  $y = 0$ , а найбільший виступ мікропрофілю відповідає значенню  $y = R_{\max}$ .

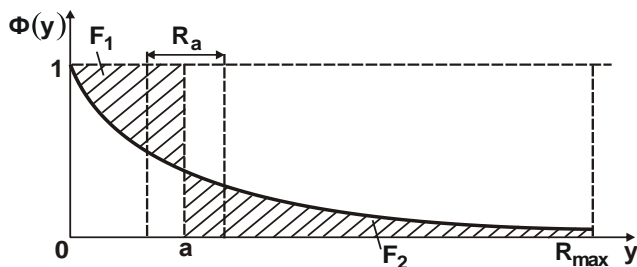


Рисунок 4.5 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні  $R_a$

Параметр шорсткості поверхні  $R_a$  за визначенням дорівнює довжині сторони прямокутника із висотою  $\Phi(y) = 1$  (рис. 4.5), тобто

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1} = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot F_2. \quad (4.11)$$

Положення середньої лінії  $y = a$  визначається за умови  $F_1 = F_2$ . Тоді в загальному випадку площі  $F_1$  і  $F_2$  аналітично описуються:

$$F_1 = \int_0^a [1 - \Phi(y)] \cdot dy = a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy; \quad (4.12)$$

$$F_2 = \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (4.13)$$

Після порівняння залежностей (4.12) і (4.13) отримано:

$$a = \int_0^a \Phi(y) \cdot dy + \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy; \quad (4.14)$$

$$R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (4.15)$$

У випадку, якщо  $\operatorname{tg} \alpha = 0$  (тобто в умовах обробки суцільного матеріалу, коли вихідна шорсткість поверхні дорівнює нулю), параметри  $a$  і  $R_a$  визначаються достатньо просто та виражаються наступними залежностями, отриманими на основі залежностей (4.14) і (4.15):

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right); \quad (4.16)$$

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \frac{B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \left( 0,367 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right). \quad (4.17)$$

Із урахуванням залежності (4.3) і  $N = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$  (рис. 4.1,б), яке визначає у скільки разів сумарна довжина основ проєкцій  $n$  зерен на вертикальну площину  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}$  більше за ширину оброблюваного зразка  $B$  на рівні  $y = R_{\max}$ , параметри  $a$  і  $R_a$  виражаються:

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \frac{R_{\max}}{N} \cdot (1 - e^{-N}); \quad (4.18)$$

$$\begin{aligned} R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy &= \frac{B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \left( e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot a}{B}} - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right) = \\ &= \frac{2 \cdot R_{\max}}{N} \cdot \left( e^{-(1 - e^{-N})} - e^{-N} \right). \end{aligned} \quad (4.19)$$

Із табл. 4.6 і рис. 4.6 витікає, що значення відношення

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{2}{N} \cdot \left( e^{-(1 - e^{-N})} - e^{-N} \right), \quad (4.20)$$

розраховані із урахуванням залежності (4.20), зі збільшенням числа  $N$  безперервно збільшуються, особливо за умови  $N \geq 4$ .

Практикою абразивної обробки встановлено, що під час шліфування відношення  $R_{\max} / R_a$ , зазвичай, приймає значення 4 ... 6. Виходячи із табл. 4.6 і рис. 4.6, це досягається для значень  $N = 3 \dots 5$ .



Таблиця 4.6 – Розрахункові значення відношень  $R_a/R_{max}$  і  $R_{max}/R_a$

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_a/R_{max}$	0,324	0,285	0,225	0,178	0,144	0,121	0,105	0,091	0,081	0,073
$R_{max}/R_a$	3,086	3,509	4,444	5,618	6,944	8,26	9,52	10,98	12,34	13,7
N	15	20	25	30	35	40	50	60	70	80
$R_a/R_{max}$	0,049	0,036	0,029	0,024	0,02	0,018	0,014	0,012	0,01	0,009
$R_{max}/R_a$	20,55	27,4	34,25	41,1	48	54,8	68,5	82,2	95,9	109,6

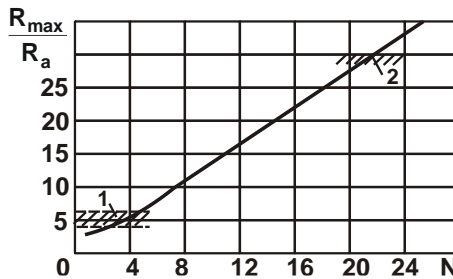


Рисунок 4.6 – Залежність відношення  $R_{max}/R_a$  від числа N:

1 – зона шліфування; 2 – зона абразивного полірування

Під час абразивного полірування відношення  $R_{max}/R_a$  може набувати значення 30 [106]. Виходячи із табл. 4.6 і рис. 4.6, це досягається для значень  $N \approx 22$ .

Отже, збільшення відношення  $R_{max}/R_a$  до значення 30 під час абразивного полірування обумовлено збільшенням числа N, тобто збільшенням кількості зерен  $n$ , які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні. Із цього витікає, що під час шліфування у формуванні шорсткості поверхні приймає участь менше зерен, ніж під час абразивного полірування.

За умови  $N \geq 4$  експонентна функція  $e^{-N} \rightarrow 0$ , тому другими складовими у залежностях (4.18) і (4.19) можна знехтувати в першому наближенні. Тоді вони набудуть простого вигляду:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}; \quad (4.21)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n}. \quad (4.22)$$

Перетворюючи залежності (4.21) і (4.22) із урахуванням відношення  $N = 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$  отримано:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{R_{\max}}{N}; \quad (4.23)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{0,734 \cdot R_{\max}}{N} \quad (4.24)$$

або

$$\frac{a}{R_{\max}} = \frac{1}{N}; \quad (4.25)$$

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{0,734}{N}. \quad (4.26)$$

Як витікає із залежностей (4.25) і (4.26), відношення  $a/R_{\max}$  і  $R_a/R_{\max}$  тим менше, чим більше  $N \geq 1$ . Відповідно, відношення

$$\frac{R_{\max}}{R_a} = \frac{N}{0,734}, \quad (4.27)$$

навпаки, тим більше, чим більше число  $N \geq 1$ . Цим показано, що відношення  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$ , які описуються залежностями (4.26) і (4.27), цілком однозначно визначаються числом  $N$  (табл. 4.7).

Таблиця 4.7 – Розрахункові значення відношень  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_a/R_{\max}$	0,734	0,367	0,244	0,183	0,146	0,122	0,105	0,091	0,081	0,073
$R_{\max}/R_a$	1,36	2,72	4,1	5,46	6,85	8,2	9,52	10,98	12,34	13,7
N	15	20	25	30	35	40	50	60	70	80
$R_a/R_{\max}$	0,049	0,036	0,029	0,024	0,02	0,018	0,014	0,012	0,01	0,009
$R_{\max}/R_a$	20,55	27,4	34,25	41,1	48	54,8	68,5	82,2	95,9	109,6

Як видно, за умови  $N \geq 4$  значення відношень  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$ , які наведено у табл. 4.6 і табл. 4.7, фактично збігаються, що дозволяє для практичних розрахунків використовувати спрощені залежності (4.26) і (4.27).

Із залежності (4.22) витікає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  можна завдяки збільшенню кількості працюючих зерен:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau, \quad (4.28)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні інструмента, шт./м<sup>2</sup>;

$V_{\text{інстр}}$  – швидкість переміщення інструмента, м/с;

$\tau$  – час обробки, с.

Кількість працюючих зерен  $n$  тим більше, чим більше  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$  і  $\tau$ .  
Із урахуванням залежності (4.28) параметри  $a$  і  $R_a$  визначаються:

$$a = \frac{1}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}; \quad (4.29)$$

$$R_a = \frac{0,184}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}. \quad (4.30)$$

У випадку  $\alpha > 0$  функція  $\Phi(y)$  приймає складний вигляд (4.8), і тому обчислити інтеграли  $\int_0^{R_{\text{max}}} \Phi(y) \cdot dy$  і  $\int_a^{R_{\text{max}}} \Phi(y) \cdot dy$ , що входять у залежності (4.16) і (4.17), неможливо. Встановити параметри  $a$  і  $R_a$  відповідно до залежностей (4.16) і (4.17) можна лише чисельним методом на основі розрахункових значень функції  $\Phi(y)$ , наведених у табл. 4.5. Для цього слід у залежностях (4.16) і (4.17) перейти від інтегрування до підсумування:

$$a = \sum_{i=1}^z \Phi_i(y) \cdot dy; \quad (4.31)$$

$$R_a = 2 \cdot \sum_{i=m}^z \Phi_i(y) \cdot dy, \quad (4.32)$$

де  $z$  – кількість інтервалів, на які розбиваються межі інтегрування від 0 до значення  $R_{\text{max}}$  за координатою  $y$ ;

$m$  – кількість інтервалів, на які розбиваються межі інтегрування від значення  $a$  до значення  $R_{\text{max}}$  за координатою  $y$  ( $m < z$ );

$dy$  – довжина інтервалу розбивки;

$\Phi_i(y)$  – значення функції  $\Phi(y)$  у кожному інтервалі розбивки.

Стосовно розрахункових даних, наведених у табл. 4.5, отримано:  $z = 10$ ;  $dy = 0,1$ . Тоді, використовуючи ці дані, можна на основі залеж-

ностей (4.31) і (4.32) розрахувати значення параметрів  $a$  і  $R_a$  для різних значень кута  $\alpha$  (табл. 4.8).

Таблиця 4.8 – Розрахункові значення параметрів  $a$  і  $R_a$

$\text{tg}\alpha$	0	0,25	0,5	1,0
$a$	0,297	0,276	0,256	0,22
$R_a$	0,17	0,139	0,098	0,054

Як витікає із табл. 4.8, зі збільшенням кута  $\alpha$  параметри  $a$  і  $R_a$  зменшуються, причому параметр  $R_a$  – більшою мірою.

Заслуговує на увагу випадок, коли  $\alpha = 0$ , а фактична ширина обробки у зв'язку із наявністю мікронерівностей на оброблюваній поверхні менше номінальної ширини обробки  $B$  (рис. 4.7). Цей випадок має місце під час обробки поверхонь зі значною вихідною шорсткістю, утвореною на попередніх операціях. Тоді залежність (4.3) можна подати у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n}{p \cdot B} \cdot y}, \quad (4.33)$$

де  $p \leq 1$  – коефіцієнт, що враховує, у скільки разів фактична ширина обробки менше номінальної ширини обробки  $B$ .

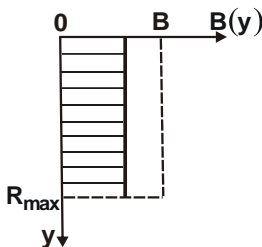


Рисунок 4.7 – Функція  $V(y)$

Як витікає із наведеної залежності (4.28-29), характер зміни функції  $\Phi(y)$  залишається таким же, як і у випадку рівності фактичної та номінальної ширини обробки  $B$ . Однак функція  $\Phi(y)$  приймає менші значення, оскільки підвищується імовірність знімання оброблюваного матеріа-

лу (у вигляді мікронерівностей на оброблюваній поверхні). Для розрахунку значень функції  $\Phi(y)$  доцільно залежність (4.33) подати у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\psi \cdot N}{p}}. \quad (4.34)$$

У табл. 4.9 і на рис. 4.8 наведено розраховані за залежністю (4.34) значення функції  $\Phi(y)$  для випадку  $N=4$ . За умови  $p=1$ , тобто коли мікронерівності на вихідній оброблюваній поверхні відсутні та здійснюється лише знімання суцільного матеріалу, значення функції  $\Phi(y)$  значно більше, ніж у випадку  $p=0,2$ , тобто коли здійснюється знімання матеріалу у вигляді мікронерівностей на оброблюваній поверхні.

Таблиця 4.9 – Розрахункові значення функції  $\Phi(y)$

$\psi$	0	0,1	0,3	0,4	0,5	0,7	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $p=1$	1	0,67	0,3	0,2	0,135	0,06	0,04	0,018
$\Phi(y)$ для $p=0,2$	1	0,135	0,0024	0,0003	0	0	0	0

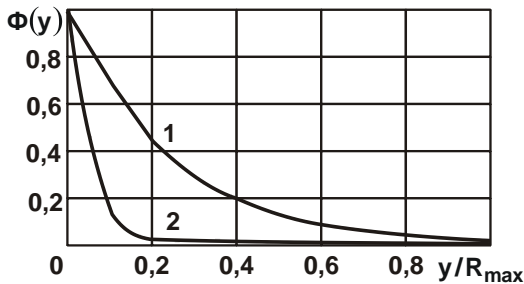


Рисунок 4.8 – Характер зміни функції  $\Phi(y)$ : 1 –  $p=1$ ; 2 –  $p=0,2$

Параметри  $a$  і  $R_a$ , виходячи із залежностей (4.29) і (4.30), за умови  $p \leq 1$  описуються:

$$a = \frac{p}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}; \quad (4.35)$$

$$R_a = \frac{0,184 \cdot p}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}. \quad (4.36)$$

Як витікає із наведених залежностей, чим менше коефіцієнт  $p$ , тим менше параметри  $a$  і  $R_a$ , тобто менше шорсткість обробленої по-

верхні. Цим показано, що урахування імовірнісного характеру участі абразивних зерен у зніманні матеріалу під час доведення дозволяє достатньо об'єктивно оцінювати закономірності формування шорсткості оброблюваної поверхні для різної вихідної шорсткості, утвореної на попередніх операціях.

### 4.3. Спрощений кінематичний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки

Під час обробки абразивними зернами одного розміру з кутом у вершини  $2\gamma$  (рис. 4.9) відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max}/R_a=4$ , а положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні визначається лінією, що розділяє мікропрофіль на дві однакові частини ( $a = 0,5 \cdot R_{\max}$ ) [43]. Відносна опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні  $\varepsilon(y)$  приймає вигляд прямої лінії. Виходячи із цього, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  можна зменшенням параметра  $R_{\max}$ , що залежить від кількості зерен  $n$ , які приймають участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні. Чим більше  $n$ , тим менше параметр  $R_{\max}$ . В ідеалі за умови нескінченного збільшення кількості зерен  $n$  можна отримати фактично нульове значення параметра  $R_{\max}$ . Це витікає із залежності для визначення параметра шорсткості поверхні

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (4.37)$$

отриманої за умови (рис. 4.9,а):  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} = B/n$ , де  $B$  – ширина обробки.

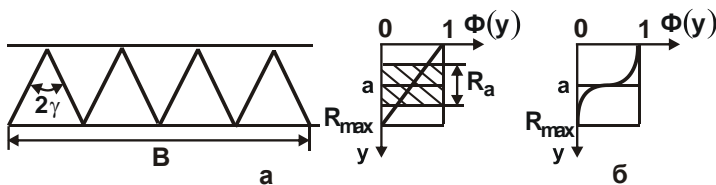


Рисунок 4.9 – Розрахункова схема параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки (а) і графік функції  $\Phi(y)$  (б)

Залежність (4.37) відрізняється від аналогічної залежності (4.4) лише тим, що не містить невизначеної величини  $\ln \Phi_0$ , яка може змінюватися в необмежених межах (табл. 4.3). Отже, застосування теоретико-імовірнісного підходу не вносить принципових змін в отриману на основі спрощеного кінематичного підходу розрахункову залежність (4.37) для визначення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ .

Відповідно до залежності (4.37), параметр  $R_{\max}$  приймає найменше із всіх можливих значення, оскільки величина  $-\ln \Phi_0$ , яка входить у залежність (4.4), завжди більше одиниці. Із цього витікає, що нерівномірне розташування вершин зерен уздовж оброблюваної поверхні (яке покладене в основу теоретико-імовірнісного підходу) призводить до збільшення  $R_{\max}$  порівняно із рівномірним розташуванням вершин зерен, прийнятим у спрощеному кінематичному підході (рис. 4.9,а).

Зважаючи на те, що з використанням теоретико-імовірнісного підходу не можна однозначно визначити параметр  $R_{\max}$ , постає питання розроблення методики його розрахунку для випадку нерівномірного розташування вершин зерен уздовж оброблюваної поверхні.

У роботі [41] наведено спрощену методику розрахунку параметра  $R_{\max}$ , яку засновано на припущенні, що кожна вершина зерна може приймати довільне положення лише в межах середньої відстані між вершинами зерен. Безсумнівно, дане припущення достатньо умовне, однак воно достатньо повно відображує закономірності формування шорсткуватого шару поверхні за умови участі у різанні великої кількості зерен. Очевидно, для невеликої кількості зерен дана умова може бути нездійсненою. Однак, зважаючи на те, що у процесі абразивної обробки (особливо під час шліфування внаслідок високої швидкості шліфувального круга) у формуванні шорсткуватого шару поверхні приймає участь велика кількість зерен. Таке припущення цілком правомірно, тому на його основі може бути виконано розрахунок параметра  $R_{\max}$ .

На рис. 4.10,а показано розташування вершин зерен за умови їх рівномірного розташування уздовж оброблюваної поверхні. У цьому випадку відстань між вершинами зерен дорівнює  $B/n$ . Припускаючи, що в реальних умовах абразивної обробки кожна вершина зерна може приймати довільне положення лише в межах середньої відстані між вершинами зерен, важливо розглянути найбільш несприятливий (най-

гірший) випадок, коли вершини зерен В і С приймають, відповідно, положення вершин зерен А і D (рис. 4.10,б). Для даного розташування вершин зерен справедлива умова:  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} = B/n$ , звідки

$$R_{\max} = \frac{3 \cdot B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (4.38)$$

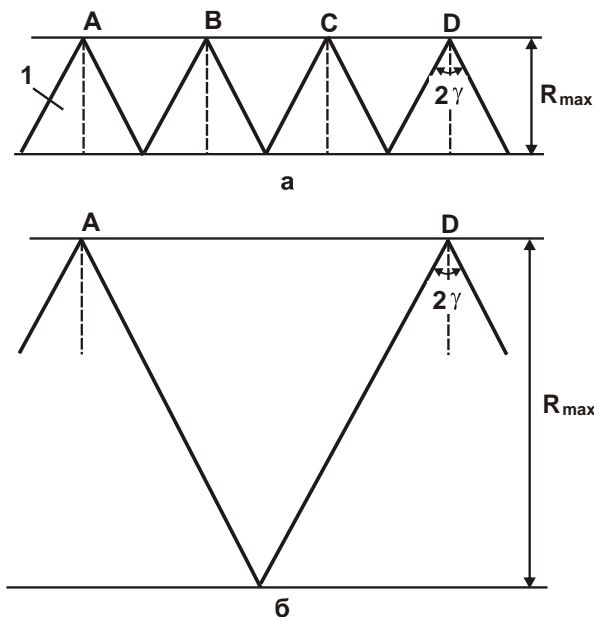


Рисунок 4.10 – Розрахункові схеми параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ : 1 – ріжуче зерно

Таким чином, отримано аналітичну залежність для визначення параметра  $R_{\max}$ , яка відрізняється від аналогічної залежності (4.37) лише цифровим множником 3, тобто параметр  $R_{\max}$ , розрахований за залежністю (4.38), у три рази більше параметра  $R_{\max}$ , розрахованого за залежністю (4.37).

Порівняння залежності (4.38) із аналогічною залежністю (4.4), отриманою на основі теоретико-імовірнісного підходу, доводить, що вони ідентичні за умови  $\Phi_0 \approx 0,01$  (табл. 4.3). Безсумнівно, будь-який інший закон розташування вершин зерен (на відміну від вищеприйнято-



го) призведе до інших значень  $\Phi_0$ . Однак в умовах масової участі зерен у формуванні шорсткуватого шару поверхні під час абразивної обробки цілком припустимо попереднє припущення, на основі якого отримано аналітичну залежність (4.38). Використовуючи отримані залежності (4.22) і (4.38), можна визначити відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{\max}$ , яке, як встановлено розрахунками, дорівнює приблизно 0,25. Це узгоджується із відомими експериментальними даними.

Необхідно зазначити, що проведений аналіз справедливий для конусоподібних ріжучих зерен. Для інших форм зерен, очевидно, залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{\max}$  приймуть інший вигляд, дещо іншим буде відношення  $R_a/R_{\max}$ . Однак для спрощеного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні можна обмежитися розглядом конусоподібної форми зерен. Таким чином, запропонований новий теоретичний підхід до визначення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ .

Слід перетворити залежність (4.37), розглядаючи  $n = n_0 \cdot i$ , де  $n_0 = k \cdot \pi \cdot D_{\text{інстр}} \cdot B \cdot R_{\max} / \bar{X}$  – кількість зерен, розташованих на робочій поверхні інструмента, які приймають участь у процесі різання;  $k$  – кількість зерен, розташованих на одиниці площі робочої поверхні інструмента (умовна поверхнева концентрація зерен), шт./м<sup>2</sup>;  $\bar{X}$  – розмір зерна (зернистість абразивного або алмазного порошку), м;  $D_{\text{інстр}}$  – діаметр інструмента, м;  $i = \tau / \tau_1$  – кількість обертань інструмента за час  $\tau$ ;  $\tau_1 = \pi \cdot D_{\text{інстр}} / V_{\text{інстр}}$  – час одного обертання інструмента, с;  $V_{\text{інстр}}$  – швидкість інструмента, м/с. Тоді

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{\bar{X}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}}. \quad (4.39)$$

Із залежності (4.39) витікає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна зменшенням  $\bar{X}$  і збільшенням параметрів  $\gamma$ ,  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$  і  $\tau$ . Для даної схеми обробки шляхом збільшення часу  $\tau$  можна зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  аж до нуля. Однак необхідно виключити переміщення оброблюваної деталі в радіальному напрямку, оскільки у протилежному випадку шорсткість поверхні зі збільшенням  $n$  буде зменшуватися лише до певної величини, після чо-

го буде залишатися незмінною або збільшуватися. Це витікає із залежності (4.39) із урахуванням того, що час  $\tau$  формування шорсткості поверхні не нескінченний, а обмежений переміщенням оброблюваної деталі за нормаллю до робочої поверхні інструмента на величину  $R_{\max}$ , тобто  $\tau = R_{\max} / S_{\text{рад}}$  (де  $S_{\text{рад}}$  – швидкість радіальної подачі оброблюваної деталі, м/с).

Після перетворень залежність (4.39) виразиться:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{\bar{X} \cdot S_{\text{рад}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}} \quad (4.40)$$

Як видно, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  у цьому випадку визначається режимом обробки, характеристиками інструмента та не залежить від часу  $\tau$ , тобто є обмеженою величиною. Чим менше  $S_{\text{рад}}$ , тим менше  $R_{\max}$ . Отже, досягнення невеликих значень  $R_{\max}$  вимагає зменшення продуктивності обробки. У зв'язку із цим ефективно на остаточному етапі обробки (в процесі формування шорсткості поверхні) використовувати схему виходжування, відповідно до якої знімання оброблюваного матеріалу відбувається лише під дією пружно-відновлювальної сили зі зменшеною в часі швидкістю радіальної подачі. Це забезпечить задану шорсткість поверхні без суттєвого зменшення продуктивності обробки.

Практика показує, що в реальних умовах обробки функція  $\Phi(y)$  може приймати найрізноманітнішу форму у зв'язку із різними за розмірами і формою зернами, а також у зв'язку із випадковим характером участі зерен у зніманні матеріалу та формуванні шорсткості поверхні. Поява в загальній масі зерен буквально одного зерна, за розмірами та формою відмінного від інших, призводить до зміни вигляду функції  $\Phi(y)$ . Присутність у загальній масі зерен певної кількості зерен різних розмірів призводить до суттєвої зміни вигляду функції  $\Phi(y)$ , наприклад, показаному на рис. 4.9,б.

Як показано у п. 4.2, відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max} / R_a$  може змінюватися в широких межах (від 4 до 30), хоча параметр шорсткості  $R_a$  при цьому майже не змінюється, а зміна відношення  $R_{\max} / R_a$  відбувається шляхом збільшення параметра  $R_{\max}$ . У цих умовах зменшити шорсткість поверхні можна завдяки зниженню розки-

ду розмірів абразивних зерен і їхньої зернистості на основі застосування нанотехнологій.

Необхідно зазначити, що домогтися зменшення шорсткості поверхні можна під час обробки як вільним, так і зв'язаним абразивом. Однак, у другому випадку зернистість абразивних зерен більше, тому важко виготовити абразивні інструменти (шліфувальні круги тощо) малої зернистості. Очевидно, обробка великими зернами призводить до збільшення висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні. У цьому випадку зменшити шорсткість поверхні можна, наприклад, шляхом створення на шліфувальному крузі плосковершинних зерен (обточуванням круга алмазним олівцем [52]).

В умовах шліфування за жорсткою схемою абразивним або алмазним кругом із плосковершинними зернами висота мікронерівностей на оброблюваній поверхні може бути зменшена в десять і більше разів. Ефект досягається завдяки різанню плосковершинними зернами, які мають приблизно однакову висоту виступання над рівнем зв'язки. Тоді в різанні може приймати участь невелика кількість зерен, тобто формування шорсткості поверхні може відбуватися за один прохід круга, що дозволяє суттєво збільшити продуктивність обробки. В умовах обробки вільним абразивом у формуванні шорсткості поверхні повинно приймати участь значно більше зерен, що призводить до більш низької продуктивності.

Експериментально встановлено, що найбільший ефект від створення площадок на вершинах ріжучих зерен досягається шліфуванням алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках. У цьому випадку завдяки міцному втриманню зерен у зв'язці на їхніх вершинах у процесі обточування круга алмазним олівцем утворюються значні за розмірами площадки, що призводить до зменшення висот мікронерівностей на оброблюваній поверхні у процесі шліфування:

$$R_{\max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma} \cdot \left( \frac{B}{n} - a_S \right), \quad (4.41)$$

отриманої за умови:  $n \cdot (2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} + a_S) = B$ , де  $a_S$  – довжина площадки на вершині зерна, м.

Як витікає із залежності (4.41), зі збільшенням довжини площадки на вершині зерна  $a_S$  параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  може зменшитися аж до нуля (навіть за невеликої кількості зерен  $n$ ). Зменшити

параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна також збільшенням кількості зерен  $n$  завдяки застосуванню відносно м'яких зв'язок, які забезпечують "утопання" зерен у зв'язку круга під час шліфування та приблизно одновисотне виступання вершин зерен [52]. До таких зв'язок можна віднести, наприклад, органічні зв'язки, які застосовують у процесі виготовлення алмазних кругів (рис. 4.11).

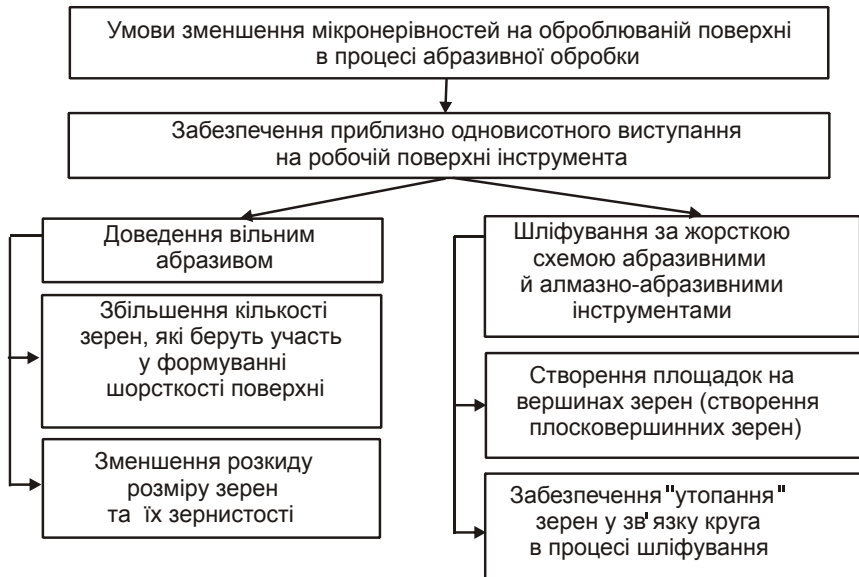


Рисунок 4.11 – Умови зменшення висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні у процесі абразивної обробки

Безсумнівно, шліфуванням (навіть алмазними кругами із плосковершинними зернами) неможливо забезпечити такі невеликі значення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  та  $R_{\max}$ , які досягаються під час доведення та абразивного полірування.

Тому проведемо аналіз технологічних можливостей процесу доведення прецизійних деталей із дзеркальними поверхнями. У цьому випадку обробку здійснюють піноканіфольними полірувальниками. Позитивний результат отримано під час використання алмазно-абразивного складу з полівінілацетатною дисперсією. Це дозволило усунути токсичність раніше застосовуваних складів та зменшити мікронерівності на об-

робленій поверхні. Рекомендується наступне співвідношення компонентів (вага, %): алмазний мікропорошок (5–8); полівінілацетатна дисперсія (5–7); вода (інше). Склад готують змішуванням компонентів. Варіанти складу і його робочі характеристики наведено у табл. 4.10.

Таблиця 4.10 – Шорсткість поверхні для різних складів

№	АСМ 3/2, %	ПВА, %	ПАВ, %	Аміак, %	Вода, %	Знімання металу, г	Шорсткість поверхні $R_z$ , мкм	Коефіцієнт відображення $\rho_s$ , %
1	1,5	-	2,5	0,15	95,85	0,26331	0,08	98,4
2	6,0	-	2,5	0,15	91,35	0,28231	0,09	98,2
3	2,0	6,0	-	-	92,0	0,27312	0,09	99,0
4	3,0	6,0	-	-	91,0	0,41349	0,09	99,0
5	4,0	6,0	-	-	90,0	0,56331	0,10	98,1
6	5,0	6,0	-	-	89,0	0,64632	0,05	99,1
7	6,0	6,0	-	-	88,0	0,68922	0,04	99,2
8	7,0	6,0	-	-	87,0	0,65734	0,05	99,2
9	8,0	6,0	-	-	86,0	0,64931	0,06	99,1
10	9,0	6,0	-	-	85,0	0,63110	0,07	99,0
11	6,0	3,0	-	-	91,0	0,51006	0,09	98,2
12	6,0	4,0	-	-	90,0	0,63789	0,08	98,3
13	6,0	5,0	-	-	89,0	0,65123	0,05	99,0
14	6,0	6,0	-	-	88,0	0,67123	0,05	99,2
15	6,0	7,0	-	-	87,0	0,64341	0,04	99,2
16	6,0	8,0	-	-	86,0	0,62789	0,05	99,0

Примітка: АСМ 3/2 – алмазний мікропорошок; ПВА – полівінілацетатна дисперсія; ПАВ – оксиетильовані аміноспирти.

Полівінілацетатна дисперсія за оптимальним її вмістом у алмазно-абразивному складі забезпечує фіксацію абразивних зерен на полірувальнику. Продукти механічної деструкції полівінілацетату здатні хімічно взаємодіяти із оброблюваним матеріалом, особливо з утворюючими у процесі дряпання ріжучими елементами зерен, гребінцями. Це забезпечує більш інтенсивне знімання оброблюваного матеріалу та згладжування оброблюваної поверхні, і призводить до збільшення її світловідбиваючої здатності.

Зі збільшенням вмісту полівінілацетатної дисперсії в'язкість алмазно-абразивного складу підвищується, і він забезпечує демпфуючу дію на полірувальник. Абразивні зерна при цьому вільно переміщуються у зоні обробки, не надаючи значної ріжучо-дряпаючої дії на оброблюваний матеріал, а продуктивність процесу доведення зменшується. Зменшення вмісту полівінілацетатної дисперсії у складі нижче 5 % призводить до втрати ефекту, який досягається у процесі доведення.

Вміст алмазного мікропорошку в алмазно-абразивному складі понад оптимального вмісту (за краплинним методом подачі суспензії до зони обробки) не призводить до підвищення продуктивності процесу доведення, оскільки насичення полірувальника абразивними зернами може відбуватися до певної міри, а потім алмазний мікропорошок непродуктивно обминає зону обробки.

Полівінілацетат та продукти його механічної деструкції, яка відбувається під час дряпання абразивними (алмазними) зернами металевих поверхонь, здатні утворювати прозору найтоншу плівку на обробленій поверхні, яка чинить консервуючу дію на ювенільні металеві поверхні і, отже, зменшує корозійний процес. Згладжування поверхні в процесі доведення забезпечує високу світловідбивну здатність оброблюваних поверхонь завдяки застосуванню розробленого алмазно-абразивного складу. Цей же склад можна використати для обробки прецизійних деталей із заміною алмазного мікропорошку звичайними абразивами (макропорошками електрокорунду або карборунду).

Пропонований алмазно-абразивний склад можна успішно застосовувати під час доведення високоточних деталей із дзеркальними поверхнями, оскільки він має зазначені вище переваги, а полівінілацетатна дисперсія є достатньо доступною речовиною.

#### **4.4. Аналітичне описання параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування із фіксованим радіальним зусиллям**

Під час абразивного полірування шорсткість поверхні оброблюваного зразка формується в момент переходу від обробки вихідних мікронерівностей до обробки суцільного матеріалу. Тому можна прийняти, що формування шорсткості поверхні буде здійснюватися із швид-

кістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ , яка досягається саме в цей момент обробки. У зв'язку із цим, процес абразивного полірування, за суттю, можна розглядати як процес обробки із фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Тому важливо отримати аналітичну залежність для визначення імовірнісної функції  $\Phi(y)$  із урахуванням переміщення оброблюваного зразка в радіальному напрямі із фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Для цього слід скористатися залежністю (4.3), отриманою під час обробки зразка абразивними зернами одного розміру, які переміщуються в горизонтальному напрямі із швидкістю  $V_{\text{інстр}}$ .

Можна припустити, що за час переміщення оброблюваного зразка у вертикальному напрямі (рис. 4.12,а) на величину  $dy_i$  зі зразком проконтактувало  $dy$  зерен.

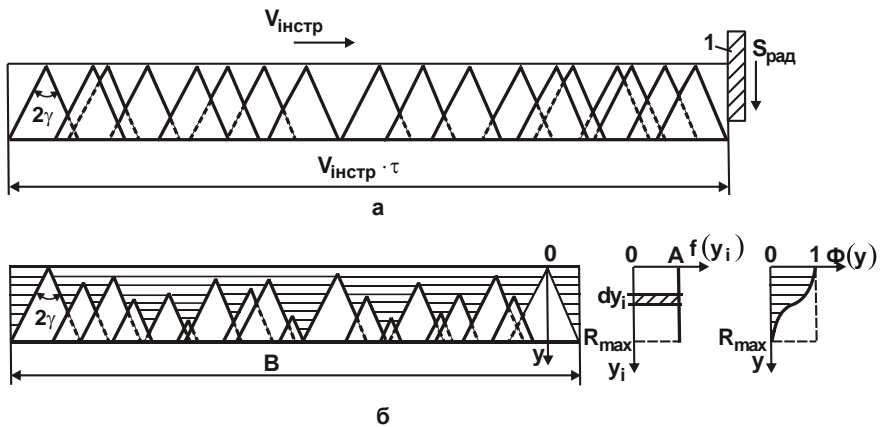


Рисунок 4.12 – Схема накладення проєкцій зерен на площину оброблюваного зразка (а) і загальний вигляд шорсткуватої шару оброблюваної поверхні (б): 1 – оброблюваний зразок

Під час наступного переміщення зразка на величину  $dy_i$  із ним також проконтактує  $dy$  зерен. Унаслідок переміщення зразка із постійною швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  у кожний інтервал довжиною  $dy_i$  (рис. 4.12,б) потрапить  $dy$  вершин зерен, які мають різну висоту виступу, що змінюється від 0 до  $R_{\text{max}}$ . У результаті від одновисотного виступу

пу вершин зерен умовно слід перейти до їх різновисотного виступу. Кількість зерен, які потраплять в інтервал  $dy_i$ , дорівнює:

$$dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i, \quad (4.42)$$

де  $n$  – загальна кількість абразивних зерен, які проконтактували з оброблюваним зразком за час його переміщення із швидкістю  $S_{рад}$  у вертикальному напрямі на величину  $R_{max}$ , яка дорівнює максимальній висоті мікронерівностей на оброблюваній поверхні:

$$n = k \cdot B \cdot V_{інстр} \cdot \tau = k \cdot B \cdot V_{інстр} \cdot \frac{R_{max}}{S_{рад}}; \quad (4.43)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні інструмента, шт./м<sup>2</sup>;

$B$  – ширина оброблюваного зразка, м;

$\tau = R_{max}/S_{рад}$  – час обробки, с;

$f(y_i)$  – щільність розподілу висот вершин зерен, які проконтактували з оброблюваним зразком і залишили на ньому свої проекції (рис. 4.12,б).

Оскільки, внаслідок переміщення зразка із постійною швидкістю радіальної подачі  $S_{рад}$  у кожний інтервал довжиною  $dy_i$  потрапить однакова кількість  $dy$  вершин зерен, то, очевидно, має місце рівномірний закон розподілу вершин зерен за координатою  $y_i$ . Тоді, відповідно до теорії імовірностей, щільність розподілу  $f(y_i) = A$ . Параметр  $A$  визначається із умови, що площа, обмежена прямими  $y_i = 0$ ;  $y_i = R_{max}$  і  $f(y_i) = A$ ;  $f(y_i) = 0$  (рис. 4.12,б), дорівнює одиниці, тобто  $A \cdot R_{max} = 1$ . Звідки  $A = 1/R_{max}$  або

$$f(y_i) = \frac{1}{R_{max}}. \quad (4.44)$$

Елементарна імовірнісна функція  $\Phi_i(y)$ , описувана залежністю (4.3) для  $dy$  зерен, які мають висоту виступання  $(y - y_i)$ , набуде вигляду:

$$\begin{aligned} \Phi_i(y) &= e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot dn_i \cdot (y - y_i)}{B}} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot f(y_i) \cdot (y - y_i) \cdot dy_i}{B}} = \\ &= e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{інстр} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i}{S_{рад}}}. \end{aligned} \quad (4.45)$$

Сумарна імовірнісна функція  $\Phi(y)$  виразиться [10]:



$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot \sum_{i=1}^n (y-y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot \int_0^y (y-y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot \left( y \cdot y - \frac{y^2}{2} \right)} = e^{-\frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot y^2}. \quad (4.46)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність для визначення сумарної імовірнісної функції  $\Phi(y)$  із урахуванням переміщення оброблюваного зразка у вертикальному напрямі із швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Характер зміни функції  $\Phi(y)$  за координатою  $y$  такий самий, як і  $y$  у випадку обробки нерухомого зразка (тобто для  $S_{\text{рад}} = 0$ ), що описується залежністю (4.3). Однак інтенсивність зменшення функції  $\Phi(y)$  за координатою  $y$  вище, оскільки координата  $y$  входить у залежність (4.46) у другому ступені. Для порівняння залежностей (4.3) і (4.46) сумарну імовірнісну функцію  $\Phi(y)$  слід подати у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\text{tg} \gamma \cdot n}{B \cdot R_{\text{max}}} \cdot y^2} \quad (4.47)$$

або у вигляді, яка аналогічна залежності (4.5):

$$\Phi(y) = e^{-\frac{1}{2} \cdot \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\text{max}}}{B} \cdot \frac{y^2}{R_{\text{max}}^2}} = e^{-\frac{N \cdot \psi^2}{2}}, \quad (4.48)$$

де  $N = 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\text{max}} / B$ ;

$$\psi = y / R_{\text{max}}.$$

У табл. 4.11 і на рис. 4.13 наведено розраховані за залежністю (4.48) значення функції  $\Phi(y)$  для різних значень  $\psi = y / R_{\text{max}}$ , які змінюються в межах від 0 до 1.

Як видно, зі збільшенням числа  $N$ , починаючи зі значення  $N \geq 5$ , функція  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  (або  $y = R_{\text{max}}$ ) приймає значення, близькі до нуля. Отже, фактично повне знімання оброблюваного матеріалу на рівні  $\psi = 1$  відбувається із достатньо великим значенням числа  $N$ . Якщо відсутнє переміщення зразка в радіальному напрямі, відповідно до залежності (4.7) і розрахункових даних, наведених у табл. 4.4, такі ж значення функції  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  досягалися із меншими значеннями числа  $N$ . Із цього можна зазначити, що внаслідок переміщення оброблюваного зразка у вертикальній площині ( $y$  радіальному напрямі) для забезпечення того самого значення функції  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$

необхідна більша кількість зерен, оскільки збільшилось значення числа  $N$ . Величина, обернена числу  $N$ , тобто  $1/N$ , визначає імовірність участі абразивних зерен у різанні. Оскільки у цьому випадку  $N \geq 5$ , то імовірність участі абразивних зерен у різанні  $1/N \leq 0,2$ , тобто менше 20 %.

Таблиця 4.11 – Розрахункові значення функції  $\Phi(y)$

$\psi$	0	0,1	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $N=1$	1	0,995	0,96	0,923	0,88	0,835	0,78	0,726	0,606
$\Phi(y)$ для $N=2$	1	0,99	0,914	0,852	0,779	0,698	0,613	0,527	0,37
$\Phi(y)$ для $N=3$	1	0,985	0,87	0,787	0,68	0,583	0,48	0,383	0,223
$\Phi(y)$ для $N=4$	1	0,98	0,835	0,726	0,606	0,487	0,375	0,278	0,135
$\Phi(y)$ для $N=5$	1	0,975	0,8	0,67	0,535	0,407	0,294	0,2	0,082
$\Phi(y)$ для $N=6$	1	0,97	0,763	0,619	0,472	0,34	0,23	0,147	0,049
$\Phi(y)$ для $N=7$	1	0,965	0,73	0,571	0,415	0,284	0,175	0,106	0,03
$\Phi(y)$ для $N=8$	1	0,96	0,7	0,527	0,37	0,237	0,14	0,077	0,018

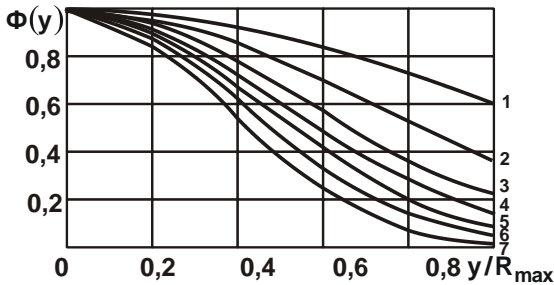


Рисунок 4.13 – Характер зміни функції  $\Phi(y)$ : 1 ... 6 –  $N=1$  ... 6; 7 –  $N=8$

У випадку обробки зразка без радіальної подачі, коли функція  $\Phi(y)$  описується залежністю (4.7), як витікає із табл. 4.4, число  $N \geq 4$ . Відповідно, імовірність участі абразивних зерен у різанні  $1/N \leq 0,25$ , тобто менше 25 %. Як видно, у цьому випадку імовірність участі абразивних зерен у різанні більше. Отже, в умовах фінішної абразивної обробки для забезпечення більш високих показників шорсткості поверхні необхідно обробку виконувати без радіальної подачі, оскільки це зменшує імовірність участі зерен у різанні та вимагає їх більшої кількості для формування заданої шорсткості поверхні.

Використовуючи залежність (4.46), можна визначити параметр шорсткості поверхні  $R_a$ . Для цього спочатку слід установити положення середньої лінії  $y = a$  (рис. 4.5) аналогічно залежності (4.14):

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot y^2}{S_{\text{рад}}}} \cdot dy. \quad (4.49)$$

У такому вигляді даний інтеграл обчислити неможливо. Однак можна обчислити табличний інтеграл  $\int_0^{+\infty} e^{-\alpha^2 \cdot y^2} \cdot dy$ , у якому верхня межа прагне до нескінченності. Виходячи із рис. 4.5, очевидно, це не внесе значних змін в обчисленні інтеграла  $\int_0^{R_{\max}} e^{-\alpha^2 \cdot y^2} \cdot dy$ , оскільки зі значеннями  $y \geq R_{\max}$  функція  $\Phi(y)$  приймає малі значення. Тому із достатньою для практики точністю можна розглядати табличний інтеграл [9]:

$$\int_0^{+\infty} e^{-\alpha^2 \cdot y^2} \cdot dy = \frac{\sqrt{\pi}}{2\alpha} \quad \text{для } \alpha > 0. \quad (4.50)$$

У даному випадку  $\alpha^2 = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}}$ . Тоді положення середньої лінії  $y = a$  визначиться:

$$a = \int_0^{R_{\max}} e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot y^2}{S_{\text{рад}}}} \cdot dy = \frac{\sqrt{\pi}}{2 \cdot \sqrt{\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}}}} = 0,88 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{рад}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (4.51)$$

Як видно, параметр  $a$  тим більше, чим більше швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  і менше параметри  $\gamma$ ,  $k$  і  $V_{\text{інстр}}$ . Відповідно до залежності (4.15), параметр шорсткості поверхні  $R_a$  визначиться:

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot y^2}{S_{\text{рад}}}} \cdot dy. \quad (4.52)$$

Однак обчислити даний інтеграл аналітично в заданих межах (навіть зі зміною верхньої межі з  $R_{\max}$  до  $+\infty$ ) неможливо. Його можна обчислити лише чисельним методом. Однак це не дає наочності та загального розв'язання, утруднює пошук умов зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ . Тому, виходячи із рис. 4.5, слід отримати

спрощене розв'язання. Очевидно, заштриховану площу  $F_1$  можна визначити як площу трикутника, подавши функцію  $\Phi(y)$  в межах зміни координати  $y$  від 0 до  $a$  у вигляді прямої лінії (рис. 4.5). Тоді отримано:

$$F_1 = \frac{1}{2} \cdot a \cdot [1 - \Phi(y = a)], \quad (4.53)$$

де  $\Phi(y = a) = e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot a^2}{S_{\text{рад}}}}$ .

Із урахуванням залежності (4.51) отримано:

$$\Phi(y = a) = e^{-\frac{\pi}{4}} = 0,458. \quad (4.54)$$

Виходячи із залежності (4.53), площа  $F_1$  остаточно виразиться:

$$F_1 = 0,24 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{рад}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (4.55)$$

Підстановкою отриманої залежності у залежність (4.11) визначено параметр шорсткості поверхні  $R_a$ :

$$R_a = 2 \cdot F_1 = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{рад}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (4.56)$$

У підсумку встановлено достатньо просту залежність для визначення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ , із якої витікає, що зменшити  $R_a$  можна зменшенням швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  і збільшенням параметрів  $\gamma$ ,  $k$  і  $V_{\text{інстр}}$ .

Процес абразивного полірування здійснюється, як правило, із заданим радіальним зусиллям  $P_y$ , яке дорівнює радіальній складовій сили різання:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{різ}}}, \quad (4.57)$$

де  $P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

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

Із урахуванням відомого співвідношення [52]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}} \quad (4.58)$$

залежність (4.57) виразиться:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S_{\text{мит}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (4.59)$$

де  $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{інстр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перетину зрізу всіма працюючими абразивними зернами,  $\text{м}^2$ .

Тоді залежність (4.59) набуде вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot Q}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (4.60)$$

В умовах абразивного полірування прямокутного зразка (рис. 4.14) із фіксованою швидкістю радіальної подачі продуктивність обробки  $Q$  можна виразити залежністю:

$$Q = F \cdot S_{\text{рад}}, \quad (4.61)$$

де  $F = B \cdot H$  – площа контакту оброблюваного зразка з інструментом,  $\text{м}^2$ .

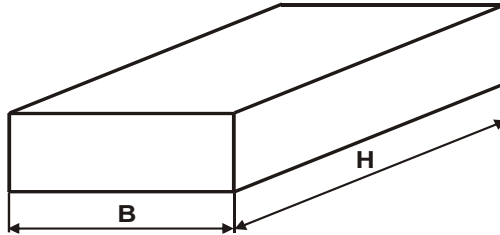


Рисунок 4.14 – Загальний вигляд оброблюваного зразка

Тоді з урахуванням залежності (4.61) залежність (4.60) набуде вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot S_{\text{рад}}}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (4.62)$$

Відповідно, питомий тиск  $P_{\text{пит}} = P_y / F$  визначиться:

$$P_{\text{пит}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{рад}}}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (4.63)$$

Тоді в умовах абразивного полірування із заданим радіальним зусиллям  $P_y$  швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  виразиться:

$$S_{\text{рад}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma \cdot F} \quad (4.64)$$

або

$$S_{\text{рад}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_{\text{пит}} \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma}. \quad (4.65)$$

Як видно, збільшити швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  і, відповідно, продуктивність обробки  $Q$  можна зменшенням відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , площі контакту оброблюваного зразка з інструментом  $F$  і збільшенням радіального зусилля  $P_y$  та швидкості обертання абразивного інструмента  $V_{\text{інстр}}$  або ж збільшенням питомого тиску  $P_{\text{пит}} = P_y/F$ . Зменшити відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  можна підвищенням ріжучої здатності абразивного інструмента, переважно завдяки зменшенню інтенсивності тертя його з оброблюваним матеріалом.

Із залежності (4.64) витікає, що під час обробки зразка зі змінною (збільшуваною у часі) площею контакту зразка з інструментом  $F$ , швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  безупинно зменшується. Це узгоджується із практикою фінішної абразивної обробки [25]. На заключному етапі обробки під час абразивного полірування фактична площа контакту оброблюваного зразка з інструментом  $F$  збільшується до номінальної площі, що відповідає обробці абсолютно гладкої поверхні. Виходячи із залежності (4.64), це призводить до зменшення швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  та, очевидно, до зменшення шорсткості оброблюваної поверхні.

Необхідно зазначити, що в умовах абразивного полірування зразка із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y = \text{const}$  як із постійною, так і змінною (збільшуваною у часі) площею контакту зразка з інструментом  $F$  продуктивність обробки  $Q$  не залежить від  $S_{\text{рад}}$ , а визначається залежністю (4.60), яка після перетворень набуває вигляду:

$$Q = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma}. \quad (4.66)$$

Як видно, продуктивність обробки  $Q$  тим більше, чим менше відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  і більше радіальне зусилля  $P_y$  та швидкість переміщення інструмента  $V_{\text{інстр}}$ . Залежно від характеру зміни відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  із часом обробки  $\tau$  (головним чином, від зміни умовного напруження різання  $\sigma$ ) продуктивність обробки  $Q$  може збільшуватися, зменшуватися або залишатися постійною. Очевидно, для того щоб вона залишалася постійною, необхідно застосовувати більш зносостійкі абразивні матеріали, які характеризуються високою ріжучою здатністю.

Оскільки в умовах абразивного полірування швидкість радіальної подачі  $S_{рад}$  залежить від радіального зусилля  $P_y$ , яке визначається залежністю (4.62), параметр шорсткості поверхні  $R_a$  виразиться:

$$R_a = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{K_{різ} \cdot P_{пит}}{\sigma \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k}}, \quad (4.67)$$

де  $P_{пит} = P_y / F$  – питомий тиск у зоні обробки, Н/м<sup>2</sup>.

Із залежності (4.67) витікає несподіваний результат, пов'язаний із тим, що до залежності не входить швидкість переміщення абразивного інструмента  $V_{інстр}$ , хоча під час обробці із фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{рад}$ , відповідно до залежності (4.56), на параметр шорсткості поверхні  $R_a$  впливала швидкість переміщення абразивного інструмента  $V_{інстр}$ . У фізичному аспекті це пов'язане з особливостями обробки з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ .

Як витікає із залежності (4.67), основною умовою зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  є зменшення питомого тиску в зоні обробки  $P_{пит} = P_y / F$  і збільшення поверхневої концентрації абразивних зерен на робочій поверхні інструмента  $k$ .

Залежність (4.67) може бути подана інакше, якщо виразити  $P_z = K_{різ} \cdot P_y$ , а  $S_{мит} = P_z / \sigma$ , тоді

$$R_a = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{S_{мит}}{F \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k}}. \quad (4.68)$$

У цьому випадку параметр шорсткості поверхні  $R_a$  залежить, головним чином, від миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма працюючими абразивними зернами  $S_{мит}$ . Ця площа є змінною величиною процесу абразивного полірування та визначається умовами обробки: чим менше  $S_{мит}$ , тим менше параметр  $R_a$ . Із урахуванням залежностей  $n = k \cdot F$  і  $S_1 = S_{мит} / n$  залежність (4.68) можна перетворити до вигляду:

$$R_a = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{S_1}{\operatorname{tg} \gamma}}, \quad (4.69)$$

де  $n$  – кількість одночасно працюючих зерен;

$S_1$  – середня площа поперечного перетину зрізу зерном, м<sup>2</sup>.

Як видно, параметр шорсткості поверхні  $R_a$  цілком однозначно визначається величиною  $S_1$ : з її зменшенням параметр  $R_a$  зменшується. Отже, у процесі абразивного полірування величину  $S_1$  необхідно зменшувати до мінімально можливого значення, за якого здійснений процес різання (процес стружкоутворення). Іншими словами, на заключному етапі абразивного полірування необхідно забезпечити умови переходу від процесу різання (стружкоутворення) до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу (без утворення стружки). Це дозволить завдяки пластичному деформуванню матеріалу і його перерозподілу в зоні обробки отримати мінімально можливе значення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ . Із залежності (4.69) також витікає, що домогтися зменшення параметра  $R_a$  можна завдяки збільшенню кута  $2\gamma$  у вершини конусоподібного зерна, тобто у процесі обробки ефективно використовувати сферичні та овалізовані абразивні зерна. Слід зазначити, що залежності (4.67) – (4.69) справедливі для всіх процесів абразивної обробки із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ .

Із залежності (4.67) витікає, на перший погляд, суперечливий результат, пов'язаний із тим, що зі зменшенням відношення  $\sigma/K_{piz}$ , тобто із підвищенням ріжучої здатності абразивного інструмента, параметр шорсткості поверхні  $R_a$  збільшується. У фізичному аспекті це можна пояснити тим, що зі зменшенням відношення  $\sigma/K_{piz}$  в умовах абразивної обробки із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  збільшується продуктивність обробки та, відповідно, швидкість радіальної подачі  $S_{рад}$ , яка визначається залежністю (4.64). Безсумнівно, це призводить до збільшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ . Тому на фінішних операціях абразивної обробки, коли потрібно забезпечити зменшення шорсткості поверхні, немає необхідності зменшувати умовне напруження різання  $\sigma$  завдяки підвищенню гостроти ріжучих зерен. Навпаки, слід зменшувати гостроту зерен, збільшуючи, тим самим, умовне напруження різання  $\sigma$  та відношення  $\sigma/K_{piz}$ . Якщо у залежності (4.69) виразити  $S_1 = p \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot a_z^2$ , то:

$$R_a = 0,48 \cdot a_z \cdot \sqrt{p}, \quad (4.70)$$

де  $p$  – імовірність участі абразивного зерна в різанні;



$a_z$  – середня товщина зрізу окремих зерном, м.

Величина  $p$  є невизначеною та змінюється у межах  $0 < p < 1$ . Як витікає із залежності (4.70), параметр шорсткості поверхні  $R_a < a_z$ . Із огляду на невизначеність імовірнісної величини  $p$ , установити однозначно кількісний зв'язок між параметрами  $R_a$  і  $a_z$  складно. У геометричному аспекті товщину зрізу  $a_z$ , у першому наближенні, можна розглядати як параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  (максимальну висоту мікронерівності обробленої поверхні), тобто  $a_z = R_{max}$ . Тоді залежність (4.70) виразиться:

$$\frac{R_a}{R_{max}} = 0,48 \cdot \sqrt{p}. \quad (4.71)$$

Оскільки величина  $p$  змінюється у межах  $0 < p < 1$ , то відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$  буде змінюватися у межах:  $0 < R_a/R_{max} < 0,48$ . Отже, на основі імовірнісного розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час абразивного полірування складно однозначно визначити відношення  $R_a/R_{max}$ . Для його визначення необхідно використовувати додаткові фізичні умови формування шорсткості поверхні або ж використовувати інший метод розрахунку параметрів шорсткості поверхні, наприклад, детермінований метод, у якому задається упорядкований характер участі зерен у різанні. Щодо ступеню вірогідності такого методу розрахунку можна буде судити за ступенем розбіжності розрахункових і експериментальних значень відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$ .

Виходячи із табл. 4.4, функція  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  приймає значення, близькі до нуля, якщо  $N \geq 5$ . Отже, у першому наближенні можна прийняти, що імовірність участі зерен у різанні  $1/N = p \leq 0,2$ , тобто

$$\frac{R_a}{R_{max}} = 0,48 \cdot \sqrt{p} = \frac{0,48}{\sqrt{N}}. \quad (4.72)$$

Тоді, відповідно до наведеної залежності (4.72), відношення  $R_a/R_{max} \leq 0,21$ . Як видно, відношення  $R_{max}/R_a \geq (4 \dots 5)$ , що відповідає практичним даним. Однак це приблизні значення, оскільки, як встановлено експериментально, відношення  $R_{max}/R_a$  для певних умов абразивної обробки може приймати значення більше 10.

На рис. 4.15 наведені розраховані за залежністю (4.71) значення відношення  $R_{\max}/R_a$ , а в табл. 4.12 – значення відношень  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$ . Порівняно із випадком абразивного полірування для  $S_{\text{рад}}=0$  (табл. 4.6), у цьому випадку значення відношення  $R_{\max}/R_a$  змінюються в більш вузькому діапазоні (рис. 4.15).

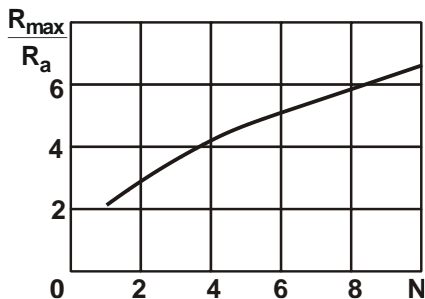


Рисунок 4.15 – Залежність відношення  $R_{\max}/R_a$  від числа N

Таблиця 4.12 – Розраховані значення відношень  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_a/R_{\max}$	0,48	0,339	0,277	0,24	0,214	0,196	0,181	0,17	0,16	0,152
$R_{\max}/R_a$	2,08	2,95	3,61	4,17	4,66	5,1	5,51	5,89	6,25	6,58

За умови  $N > 5$  відношення  $R_{\max}/R_a$  змінюється мало та приймає значення, що відповідають практичним даним (4 ... 6).

#### 4.5. Визначення впливу зношування ріжучих зерен на шорсткість обробленої поверхні в процесі абразивного полірування

Із огляду на значний вплив геометричної форми абразивних зерен на шорсткість обробленої поверхні важливо оцінити роль площадок зношування, що утворюються в процесі обробки на зернах, у закономірності формування шорсткості оброблюваної поверхні. Спочатку слід розглянути випадок, коли швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}=0$  (рис. 4.16,а). У цьому випадку шорсткість поверхні утворюється від

накладення на площину зразка проекцій зерен, які мають однакову висоту виступу.

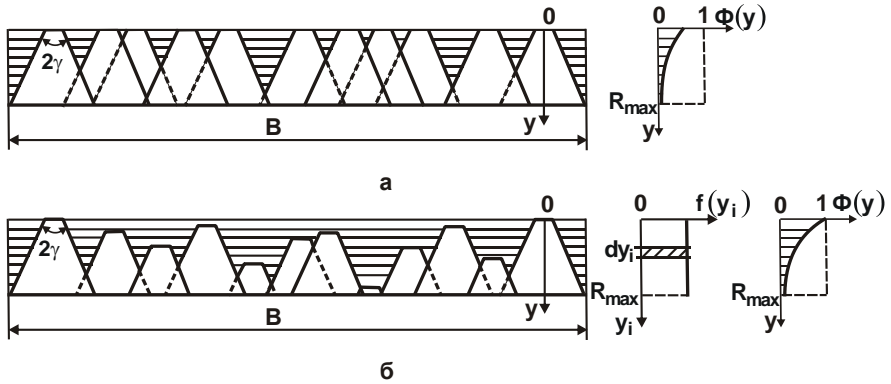


Рисунок 4.16 – Схеми накладення проекцій зерен на площину оброблюваного зразка в процесі полірування із швидкістю радіальної подачі  $S_{рад} = 0$  (а) і  $S_{рад} > 0$  (б)

Для визначення імовірнісної функції  $\Phi(y)$  в залежності (4.3) замість величини  $y$  слід розглядати величину  $(x_1 + 2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot y)$ , де  $x_1$  – довжина площадки зношування на абразивному зерні, м. Тоді

$$\Phi(y) = e^{-\frac{(x_1 + 2\text{tg}\gamma \cdot y) \cdot n}{B}} \quad (4.73)$$

У цьому випадку функція  $\Phi(y)$  за умови  $y=0$  приймає значення, менші одиниці. Причому зі збільшенням довжини площадки зношування на абразивному зерні функція  $\Phi(y=0)$  зменшується.

Із урахуванням переміщення оброблюваного зразка в радіальному напрямі із швидкістю радіальної подачі  $S_{рад}$  закономірності формування шорсткості поверхні будуть описуватися функцією  $\Phi(y)$  відповідно до залежності (4.46), яка із урахуванням залежності (4.73) і співвідношень  $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ ;  $f(y_i) = 1/R_{\text{max}}$  набуде вигляду (рис. 4.16,б):

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{1}{B} \sum_{i=1}^n [x_1 + 2\text{tg}\gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dn_i} = e^{-\frac{n}{B \cdot R_{\text{max}}} \int_0^y [x_1 + 2\text{tg}\gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dy_i} = \\ &= e^{-\frac{n \cdot y}{B \cdot R_{\text{max}}} \cdot (x_1 + \text{tg}\gamma \cdot y)} \quad (4.74) \end{aligned}$$

У цьому випадку шорсткість поверхні утвориться від накладення на площину оброблюваного зразка проєкцій зерен, які мають умовно різну висоту виступання внаслідок переміщення оброблюваного зразка в радіальному напрямку зі швидкістю  $S_{рад}$ .

Положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні  $y = a$  (рис. 4.5) відповідно до залежності (4.14) визначиться:

$$a = \int_0^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{max}} e^{-\frac{n}{B \cdot R_{max}}(x_1 \cdot y + t g \gamma \cdot y^2)} \cdot dy. \quad (4.75)$$

Аналітично обчислити даний інтеграл неможливо, тому необхідно використовувати чисельні розрахунки. Однак вони обмежують можливість проведення теоретичного аналізу отриманого рішення. У зв'язку із цим підінтегральну функцію слід спростити, наприклад, із урахуванням того, що внаслідок значних площадок зношування, які утворюються на абразивних зернах, другий доданок буде меншим першого та ним можна зневажити. Тоді залежності (4.74) і (4.75) набудуть спрощеного вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{max}}}; \quad (4.76)$$

$$a = \int_0^{R_{max}} e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{max}}} \cdot dy = -\frac{B \cdot R_{max}}{n \cdot x_1} \cdot e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{max}}} \Big|_0^{R_{max}} = \frac{B \cdot R_{max}}{n \cdot x_1} \cdot \left(1 - e^{-\frac{n \cdot x_1}{B}}\right). \quad (4.77)$$

За умови  $n \cdot x_1 > B$ , що має місце в процесі абразивного полірування, другий доданок залежності (4.77) буде меншим першого доданку, тому ним можна зневажити. Тоді залежність (4.77) набуде вигляду:

$$a = \frac{B \cdot R_{max}}{n \cdot x_1}. \quad (4.78)$$

Із огляду на те, що кількість абразивних зерен, які приймають участь у процесі обробки, визначається залежністю (4.43) і дорівнює

$n = k \cdot B \cdot V_{інстр} \cdot \frac{R_{max}}{S_{рад}}$ , залежність (4.78) перетвориться:

$$a = \frac{S_{рад}}{k \cdot V_{інстр} \cdot x_1}. \quad (4.79)$$

Як видно, положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні  $y = a$  визначається чотирма параметрами: чим більше  $S_{рад}$  і менше  $k$ ,  $V_{інстр}$ ,  $x_1$ , тим більше параметр  $a$ .

У випадку обробки із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ , що характерно для процесу абразивного полірування, швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  визначається залежністю (4.64). Слід підставити її в залежність (4.79), й отримати:

$$a = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y}{\sigma \cdot F \cdot k \cdot x_1}. \quad (4.80)$$

Параметр  $a$  тим менше, чим більше  $\sigma/K_{\text{різ}}$ ,  $F$ ,  $k$ ,  $x_1$  і менше  $P_y$ . Параметр шорсткості поверхні  $R_a$  у загальному вигляді визначається залежністю (4.15). Після підстановки в неї залежності (4.76), отримано:

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\text{max}}} e^{\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{\text{max}}}} \cdot dy = \frac{2 \cdot B \cdot R_{\text{max}}}{n \cdot x_1} \cdot \left( e^{\frac{n \cdot x_1}{B} \cdot \frac{a}{R_{\text{max}}}} - e^{\frac{n \cdot x_1}{B}} \right). \quad (4.81)$$

Оскільки  $\frac{a}{R_{\text{max}}} < 1$ , то  $e^{\frac{n \cdot x_1}{B} \cdot \frac{a}{R_{\text{max}}}} > e^{\frac{n \cdot x_1}{B}}$ . Отже, другий доданок залежності менше першого доданка. Для спрощення розрахунків і аналізу в першому наближенні ним можна зневажити. Тоді залежність (4.81) виразиться:

$$R_a = \frac{2 \cdot B \cdot R_{\text{max}}}{n \cdot x_1} \cdot e^{\frac{n \cdot x_1}{B} \cdot \frac{a}{R_{\text{max}}}}. \quad (4.82)$$

Із урахуванням залежностей (4.79) і (4.44) маємо:

$$R_a = \frac{0,735 \cdot S_{\text{рад}}}{k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot x_1}. \quad (4.83)$$

Порівнянням залежності (4.79) і (4.83) установлене співвідношення між параметрами  $a$  і  $R_a$ :

$$R_a = 0,735 \cdot a. \quad (4.84)$$

Як видно, параметр  $R_a$  менше параметра  $a$ , що указує на правильність виконаних розрахунків.

Із залежностей (4.56) і (4.83) витікає, що у випадку врахування зношування зерен і утворення на них площадок зношування довжиною  $x_1$  параметр шорсткості поверхні  $R_a$  відповідно до залежності (4.84) більшою мірою залежить від вхідних у неї параметрів  $S_{\text{рад}}$ ,  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$ , оскільки у залежність (4.84) вони входять зі ступенем 1, а у залежність (4.56) – зі ступенем 0,5. Наприклад, для вихідних даних:

$S_{\text{рад}} = 0,3$  мм/хв;  $k = 10$  шт./мм<sup>2</sup>;  $V_{\text{інстр}} = 60$  м/хв;  $x_1 = 0,01$  мм;  $\text{tg} \gamma = 1$  розраховане за залежністю (4.68) значення  $R_a = 0,036$  мкм, а розраховане за залежністю (4.56) –  $R_a = 1$  мкм (рис. 4.17). Цим показано, що наявність площадок зношування на зернах призводить до суттєвого зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ , у даному випадку майже в 30 разів. Отже, застосування сферичних і овалізованих абразивних зерен слід розглядати суттєвим чинником згладжування мікронерівностей та зменшення шорсткості оброблюваної поверхні зразка.

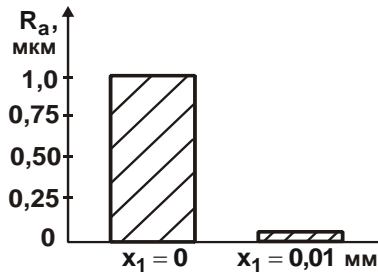


Рисунок 4.17 – Значення параметра  $R_a$  для  $x_1 = 0$  і  $x_1 = 0,01$  мм

У процесі обробки із фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  залежність (4.84) із урахуванням залежності (4.64) виразиться:

$$R_a = \frac{0,735 \cdot K_{\text{різ}} \cdot P_y}{\sigma \cdot F \cdot k \cdot x_1}. \quad (4.85)$$

У цьому випадку утворення площадок зношування на зернах призводить до зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  за двома каналами: завдяки збільшенню довжини площадки зношування на зерні  $x_1$  і завдяки збільшенню відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , оскільки різання притупленими абразивними зернами, як відомо, характеризується підвищеною силовою напруженістю процесу різання та, відповідно, збільшенням умовного напруження різання  $\sigma$ . Із цього витікає, що для виконання вимог за шорсткістю поверхні необхідно збільшувати параметри  $x_1$  і  $\sigma$ , тоді як загальновідомо, що для забезпечення високопродуктивної обробки необхідно ці параметри зменшувати. Отже, вимоги до призна-

чення параметрів  $x_1$  і  $\sigma$  для забезпечення найменшої шорсткості та найбільшої продуктивності обробки повинні бути протилежними.

#### 4.6. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки із урахуванням зношування абразивних зерен

Для узагальненого аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні в умовах абразивної обробки важливо розглянути спрощений теоретичний підхід до розрахунку параметрів шорсткості поверхні, приймаючи, що обробка здійснюється ріжучими зернами конусоподібної форми однакової висоти із кутом у вершини  $2\gamma$ . Під час накладання проєкцій зерен на діаметрально розташовану площину (яка імітує оброблюваний зразок) утворюється ріжучий профіль із рівновіддаленими проєкціями вершин зерен (рис. 4.18,а).

Відносна повнота цього профілю  $\varepsilon(y)$  і протилежна функція  $\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y)$  описуються прямими лініями на цьому ж рисунку. Отже, величина  $a$ , що визначає положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні, дорівнює  $a = 0,5 \cdot b$  (рис. 4.18,а), а параметр шорсткості поверхні  $R_a = 0,25 \cdot b$ , де  $b$  – висота виступання вершин незношених зерен над рівнем робочої поверхні абразивного інструменту, м. Ця закономірність витікає за умови:  $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$ , де  $F_1 = \frac{1}{8} \cdot b \cdot 1$  – площа трикутника. Звідси витікає відношення:  $b/R_a = 4$  або за умови  $b = R_{\max}$  маємо:  $R_{\max}/R_a = 4$ . Встановлене теоретично значення відношення  $R_{\max}/R_a = 4$  узгоджується із відомими експериментальними даними [101], отриманими під час шліфування.

Важливо розглянути випадок абразивної обробки ріжучими зернами однакової висоти із утвореними на їх вершинах майданчиків зношування однакової довжини  $x_1 = 0,5 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot b$  (рис. 4.18,б), які імітують геометричну форму ріжучої частини зерна. У цьому випадку функції  $\varepsilon(y)$  і  $\Phi(y)$  мають вигляд, показаний суцільною лінією на рис. 4.18,б. Очевидно, величина  $a = 0,75 \cdot b$ , а параметр шорсткості поверхні  $R_a$  визначається за умови  $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$ , де  $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left( \frac{1}{4} \cdot b \cdot 1 \right)$ . Відповідно, відношен-

ня  $b/R_a = 16$  або із урахуванням умови  $b = 2 \cdot R_{\max}$  приймає значення  $R_{\max}/R_a = 8$ .

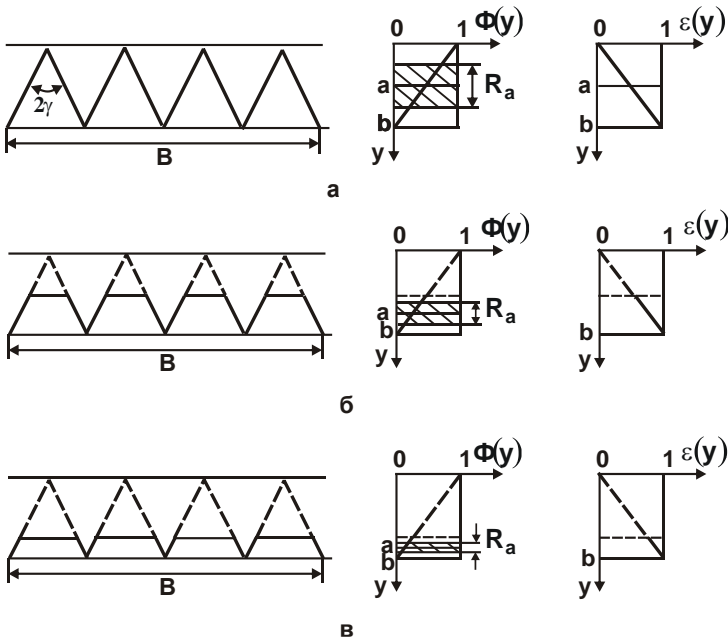


Рисунок 4.18 – Розрахункова схема параметрів шорсткості поверхні

Як видно, із утворенням на ріжучих зернах майданчиків зношування відношення  $R_{\max}/R_a$  збільшилося до значення, яке не характерне для процесу шліфування, проте має місце під час абразивного полірування. Так, у роботі [106] показано, що під час абразивного полірування (рис. 4.19) експериментально встановлене значення  $R_{\max}/R_a = 30$ , тобто це значення ще більше перевищує теоретично встановлене значення, яке дорівнює  $R_{\max}/R_a = 8$ .

Виконуючи аналогічно розрахунки параметра шорсткості поверхні  $R_a$ , що утворюється під час абразивної обробки ріжучими зернами із ще більшими довжинами майданчиків зношування, наприклад, із  $x_1 = 0,25 \cdot tg \gamma \cdot b$  (рис. 4.18,в), за умови  $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$ , де  $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left( \frac{1}{16} \cdot b \cdot 1 \right)$ ,



встановлено відношення  $b/R_a = 64$ . Із урахуванням умови  $b = 4R_{\max}$  відношення  $R_{\max}/R_a = 16$ . У цьому випадку відношення  $R_{\max}/R_a$  збільшилося у 2 рази порівняно із попереднім випадком.

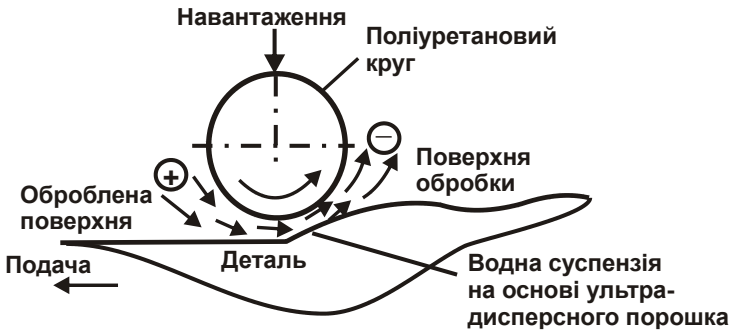


Рисунок 4.19 – Схема полірування суспензією на основі ультрадисперсного порошку [106]

Зі збільшенням довжини майданчика зношування на ріжучому зерні до значення  $x_1 = 0,125 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b$ , за умови  $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$ , де  $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left( \frac{1}{64} \cdot b \cdot 1 \right)$ , встановлено відношення  $b/R_a = 254$ . Із урахуванням умови  $b = 8 \cdot R_{\max}$  відношення  $R_{\max}/R_a = 32$ .

Як видно, теоретично встановлене значення відношення  $R_{\max}/R_a$  приблизно збігається із експериментально встановленим значенням, рівним  $R_{\max}/R_a = 30$ . Це указує на те, що довжина площадки зношування на ріжучих зернах значно впливає на відношення  $R_{\max}/R_a$ . Отже, домогтися зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  можна шляхом створення на ріжучих зернах площадок зношування, тобто створення так званих "плосковершинних" зерен [101] або застосування овалізованих абразивних зерен [106].

Необхідно зазначити, що наведені результати розрахунків справедливі для умов обробки абразивним інструментом без поперечної подачі. В іншому випадку закономірності формування шорсткості поверхні зміняться у зв'язку із різновисотним накладенням проєкцій зерен на діаметрально розташовану площину. А це призведе до збільшення

параметра шорсткості поверхні  $R_a$ . Чим більше поперечна подача абразивного інструменту, тим більшою мірою буде проявлятися різновисотне накладення проекцій зерен на діаметральну площину й, відповідно, більше буде параметр шорсткості поверхні  $R_a$ . Тому в умовах високопродуктивного шліфування, незважаючи на можливість утворення на ріжучих зернах значних площадок зношування, параметр шорсткості поверхні  $R_a$  буде суттєво збільшуватися. Очевидно, зменшити його можна в умовах абразивного полірування за незначних значень поперечної подачі та забезпеченні достатньо значних значень відношення  $R_{\max}/R_a > 4$ .

Якщо розглядати у першому наближенні як товщину зрізу ріжучим зерном  $a_z$  параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ , то під час абразивного полірування спостерігається тенденція переходу від процесу різання до процесів тертя і пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу із абразивним зерном (без утворення мікростружки [7, 30]). Ця закономірність можлива лише в умовах абразивного полірування, яке здійснюється за фактично одновисотним розташуванням зерен на робочій поверхні інструменту і з незначною поперечною подачею. В умовах звичайного шліфування, як зазначалося раніше, такий процес обробки неможливий у зв'язку із різновисотним розташуванням ріжучих зерен на робочій поверхні шліфувального круга, а також у зв'язку зі збільшеною поперечною подачею. У цьому випадку відношення  $R_{\max}/R_a$  менше, і змінюється, як встановлено експериментальним шляхом [101], у межах 4 ... 10.

Таким чином, на фінішних операціях необхідно використовувати шліфувальні круги фактично із одновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки. Це дозволить зменшити висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні. Виходячи із запропонованого теоретичного підходу до визначення відношення  $R_{\max}/R_a$ , можна встановити його узагальнену аналітичну залежність. Для цього необхідно висоту  $b$  розподілити на  $z$  однакових частин.

Тоді площа трикутника  $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left( \frac{b}{z} \cdot \frac{1}{z} \right)$  за умови  $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$  дорівнює:  $R_a = \frac{1}{4} \cdot \frac{b}{z^2}$ . Із урахуванням виразу  $b = z \cdot R_{\max}$ , отримано:

$$\frac{R_{\max}}{R_a} = 4 \cdot z. \quad (4.86)$$

У табл. 4.13 і на рис. 4.20 наведено розрахункові значення відношення  $R_{\max}/R_a$  залежно від величини  $z$ . Виходячи із рис. 4.20, значення відношення  $R_{\max}/R_a$  збільшуються за лінійною залежністю зі збільшенням величини  $z$ . Таким чином, за відомим значенням  $z$ , виходячи із залежності (4.86), можна визначити відношення  $R_{\max}/R_a$  або, навпаки, за відомим значенням  $R_{\max}/R_a$  визначити значення  $z$ .

Таблиця 4.13 – Розрахункові значення відношення  $R_{\max}/R_a$

$z$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_{\max}/R_a$	4	8	12	16	20	24	28	32	36	40

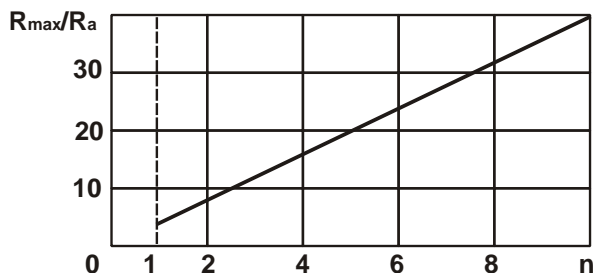


Рисунок 4.20 – Залежність відношення  $R_{\max}/R_a$  від величини  $z$

Параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  визначається за умови:  $2 \cdot b \cdot \text{tg} \gamma \cdot n = B$ , де  $n$  – кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, шт. Із урахуванням залежності  $b = z \cdot R_{\max}$  маємо:

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot z \cdot n}. \quad (4.87)$$

Як видно, основними умовами зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  є збільшення величини  $z$  і кількості ріжучих зерен  $n$ . Параметр шорсткості поверхні  $R_a$  визначається за залежністю (4.86):

$$R_a = \frac{B}{8 \cdot \text{tg} \gamma \cdot z^2 \cdot n}. \quad (4.88)$$

Суттєво зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  можна, головним чином, шляхом збільшення величини  $z$ , тобто збільшення довжини площадки зношування на ріжучому зерні  $X_1$ .

Таким чином, теоретично встановлено, що чим більше величина  $X_1$  і більше зерен приймає участь у формуванні шорсткості поверхні, тим менше параметри шорсткості поверхні  $R_{max}$ ,  $R_a$  і більше відношення  $R_{max}/R_a$ . Це узгоджується із експериментальними даними. Використовуючи отримані результати розрахунків, можна науково обґрунтовано підходити до розроблення ефективних технологічних процесів фінішної абразивної обробки.

#### **4.7. Спрощений підхід до визначення умов ефективного застосування фінішної абразивної обробки для зменшення шорсткості поверхні**

Для більш детального теоретичного обґрунтування умов суттєвого зменшення шорсткості поверхні під час фінішної абразивної обробки слід скористатися розрахунковою схемою визначення параметрів шорсткості поверхні, наведеною у роботах [47, 50, 65].

На рис. 4.21, а наведено графік зміни функції  $L(y)$  – опорної довжини мікропрофілю обробленої поверхні за глибиною  $y$ . Заштрихованим показано невидалений із обробленої поверхні матеріал, що залишився у вигляді мікронерівностей після попередньої лезової обробки. За початок відліку ( $y = 0$ ) на графіку прийнято найглибшу западину мікронерівностей, що залишилася після попередньої обробки. Координата  $y = R_{max0}$  дорівнює максимальній висоті мікронерівностей на оброблюваній поверхні.

Під час абразивного полірування відбувається видалення мікронерівностей, що залишилися після попередньої обробки. У результаті координата  $y = R_{max0}$  за певний час обробки переміститься у положення  $y = R_{max1}$ . Розрахунками встановлено, що за спрощеним поданням на рис. 4.21,а функції  $L(y) = \text{tg}\alpha \cdot y$  (де  $\text{tg}\alpha = B/R_{max0}$ ;  $B$  – базова довжина обробленої поверхні, м) у вигляді прямої лінії, положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні визначається за умови

$a = 0,5 \cdot R_{\max 0}$ . Відповідно, відношення параметрів шорсткості обробленої поверхні  $R_{\max 0}/R_a = 4$ .

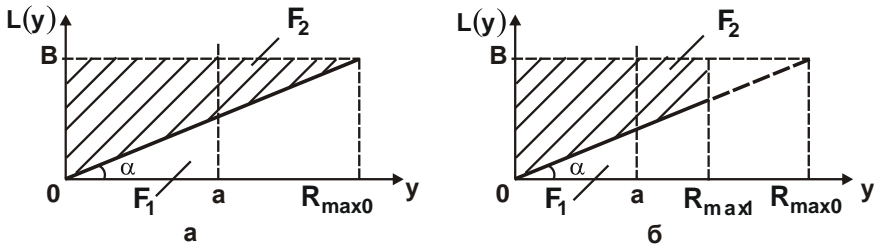


Рисунок 4.21 – Характер зміни функції  $L(y)$  за глибиною мікропрофілю у для вихідної шорсткості поверхні (а) та після абразивної обробки (б)

За умови  $y = R_{\max 1}$  (рис. 4.21,б) положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні зміниться. Для його визначення слід скористатися відомою умовою [47, 50, 65, 82], за якою площі  $F_1$  і  $F_2$ , що визначають площі западин і виступів на базовій довжині  $B$  обробленої поверхні, однакові.

Виходячи із рис. 4.21,б, маємо:

$$F_1 = \int_0^a L(y) \cdot dy = \int_0^a \operatorname{tg} \alpha \cdot y \cdot dy = \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{a^2}{2}; \quad (4.89)$$

$$F_2 = (R_{\max 1} - a) \cdot B - \int_a^{R_{\max 1}} L(y) \cdot dy = (R_{\max 1} - a) \cdot B - \operatorname{tg} \alpha \cdot \left( \frac{R_{\max 1}^2}{2} - \frac{a^2}{2} \right). \quad (4.90)$$

За умови  $F_1 = F_2$  отримано:

$$a = R_{\max 1} - \frac{R_{\max 1}^2}{2 \cdot R_{\max 0}}. \quad (4.91)$$

Тоді

$$F_1 = \frac{B \cdot R_{\max 1}^2}{2 \cdot R_{\max 0}} \cdot \left( 1 - \frac{R_{\max 1}}{2 \cdot R_{\max 0}} \right)^2; \quad (4.92)$$

$$F_2 = \frac{B \cdot R_{\max 1}^2}{2 \cdot R_{\max 0}} \cdot \left( 1 - \frac{R_{\max 1}}{2 \cdot R_{\max 0}} \right)^2. \quad (4.93)$$

Як видно, площі  $F_1$  і  $F_2$  однакові. Отже, розрахунки виконано правильно. Параметр шорсткості поверхні  $R_a$  визначається за умови  $R_a \cdot B = F_1 + F_2$  або  $R_a \cdot B = F_1 + F_2 = 2F_1 = 2F_1 - \text{надо}$

Із урахуванням залежності (4.92) маємо:

$$\frac{1}{2} \cdot R_a \cdot B = F_1. \quad (4.94)$$

$$R_a = \frac{R_{\max 1}^2}{R_{\max 0}} \cdot \left(1 - \frac{R_{\max 1}}{2 \cdot R_{\max 0}}\right)^2. \quad (4.95)$$

У табл. 4.14 наведено значення параметра  $R_a$ , що розраховані на основі залежності (4.95).

Таблиця 4.14 – Розрахункові значення параметра  $R_a$  для  $R_{\max 0} = 1$  мкм

$R_{\max 1}$ , мкм	0	0,01	0,05	0,1	0,3	0,4	0,6	0,67	0,8	1,0
$R_a$ , мкм	0	0,0001	0,0023	0,009	0,065	0,102	0,176	0,2	0,23	0,25

Як видно, зі зменшенням параметра  $R_{\max 1}$  в межах  $R_{\max 0} \dots 0$  значення параметра  $R_a$  безперервно зменшуються аж до нуля. Це указує на можливість суттєвого зменшення параметра  $R_a$  в умовах абразивного полірування шляхом зменшення висоти мікронерівностей вихідної шорсткості поверхні. Ця закономірність, за суттю, й визначає ефективність застосування на практиці абразивного полірування. У цих умовах розрахунок параметра  $R_a$  можна здійснювати за спрощеною залежністю (4.95):

$$R_a = \frac{R_{\max 1}^2}{R_{\max 0}}. \quad (4.96)$$

Зменшення параметра  $R_a$  зі зменшенням параметра  $R_{\max 1}$  пов'язано зі зменшенням площ  $F_1$  і  $F_2$ . У результаті площа  $(a \cdot B - F_1)$  незначно відрізняється від площі  $a \cdot B$  (рис. 4.21,б) й, відповідно, до залежності (4.94), параметр  $R_a \rightarrow 0$ . Із залежності (4.96) витікає залежність для визначення відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a / R_{\max 1}$ :

$$\frac{R_a}{R_{\max 1}} = \frac{R_{\max 1}}{R_{\max 0}} \cdot \left(1 - \frac{R_{\max 1}}{2 \cdot R_{\max 0}}\right)^2. \quad (4.97)$$

У залежності (4.97) відношення параметрів  $R_{\max1}/R_{\max0}$  протилежно впливає на відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{\max1}$ . Для визначення екстремального значення функції  $R_a/R_{\max1}$  слід залежність (4.97) підпорядкувати необхідній умові екстремуму: перша похідна функції  $R_a/R_{\max1}$  від відношення  $R_{\max1}/R_{\max0}$  дорівнює нулю. Використовуючи цю умову, отримано:  $R_a/R_{\max1} = 0,67$ .

Розрахунками встановлено, що у точці екстремуму друга похідна функції  $R_a/R_{\max1}$  за величиною  $R_{\max1}/R_{\max0}$  приймає негативне значення. Це указує на те, що у точці екстремуму функція приймає максимальне значення, а протилежна функція  $R_{\max1}/R_{\max0}$  – мінімальне значення. Однак екстремум не так явно виражений, оскільки в широкому діапазоні зміни величини  $R_{\max1}/R_{\max0}$  функції  $R_a/R_{\max1}$  і  $R_{\max1}/R_{\max0}$  фактично постійні.

У табл. 4.15 і на рис. 4.22 наведено розрахункові значення відношення  $R_a/R_{\max1}$ , які підтверджують правильність отриманого аналітичного рішення. У діапазоні зміни  $R_{\max1}/R_{\max0} = 0,4 \dots 1,0$  відношення  $R_a/R_{\max1}$  змінюється несуттєво, а зі зменшенням значень відношення  $R_{\max1}/R_{\max0} = 0,1 \dots 0,01$  воно приймає дуже малі значення –  $R_a/R_{\max1} = 0,1 \dots 0,01$ . Відповідно, відношення  $R_{\max1}/R_a = 10 \dots 100$ .

Таблиця 4.15 – Розрахункові значення відношень  $R_a/R_{\max1}$  і  $R_{\max1}/R_a$

$R_{\max1}/R_{\max0}$	0	0,005	0,01	0,05	0,1	0,2
$R_a/R_{\max1}$	0	0,005	0,01	0,047	0,09	0,162
$R_{\max1}/R_a$	$\infty$	200	100	21,3	11,1	6,17
$R_{\max1}/R_{\max0}$	0,3	0,4	0,6	0,67	0,8	1,0
$R_a/R_{\max1}$	0,216	0,256	0,294	0,296	0,288	0,25
$R_{\max1}/R_a$	4,63	3,9	3,4	3,38	3,47	4,0

Як видно, у цьому випадку відношення  $R_{\max1}/R_{\max0}$  і  $R_a/R_{\max1}$  фактично однакові. Цим пояснюються експериментальні дані, наведені в роботі [106], згідно яким під час абразивного полірування відношення  $R_{\max1}/R_a$  досягає значення 30 і більше. У результаті фактично повністю усувається вихідна шорсткість і на обробленій поверхні утворюється

шорсткість, сформована безпосередньо у процесі абразивного полірування.

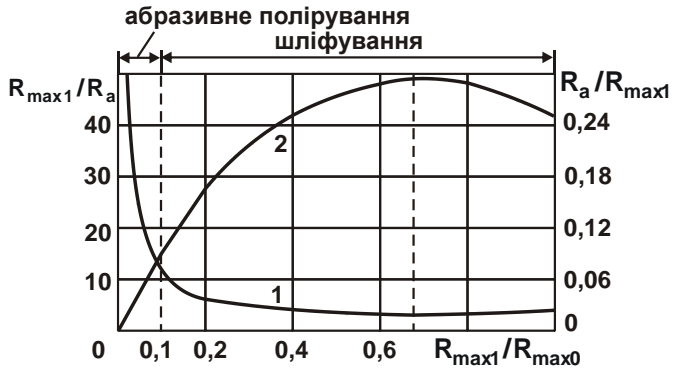


Рисунок 4.22 – Залежності відношень  $R_{\max1}/R_a$  (1) і  $R_a/R_{\max1}$  (2) від відношення  $R_{\max1}/R_{\max0}$

Під час шліфування відношення  $R_{\max1}/R_a$ , як правило, не перевищує значення 10. Виходячи із табл. 4.15 і рис. 4.22, це указує на те, що процес шліфування здійснюється зі зміною відношення  $R_{\max1}/R_{\max0} = 0,1 \dots 1$ , тоді як процес абразивного полірування здійснюється зі зміною відношення  $R_{\max1}/R_{\max0} = 0,01 \dots 0,1$ , тобто в дуже малому діапазоні. Таким чином, на основі запропонованого теоретичного підходу вдалося визначити характер зміни відношення  $R_a/R_{\max1}$ , що доповнює аналіз закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки на основі параметра  $R_a$ .

Для більш повного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки слід розглянути аналітичну залежність (4.22) для визначення параметра  $R_a$ , яка за умови  $n = k \cdot B \cdot l$  приймає вигляд:

$$R_a = \frac{0,367}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot l} \quad (4.98)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація абразивних зерен, шт./ $\text{м}^2$ ;

$l$  – довжина контакту абразивного інструменту із оброблюваною поверхнею, м.



Як витікає із залежності (4.98), зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  можна шляхом збільшення двох параметрів:  $k$  і  $l$ . Збільшення параметра  $l$  під час внутрішнього шліфування передбачає збільшення довжини контакту шліфувального круга із оброблюваною поверхнею. Для цього ефективно використати схему внутрішнього поздовжнього шліфування із перпендикулярним розташуванням осей шліфувального круга та оброблюваного отвору циліндра (рис. 4.23 [87, 88]).



Рисунок 4.23 – Схема абразивної обробки отвору у циліндрі

Як показано раніше, ця схема дозволяє в декілька разів збільшити довжину контакту шліфувального круга із оброблюваною поверхнею і змінити напрям утворення рисок-подряпин від зерен, що пропрацювали. Риски-подряпини утворюються фактично уздовж оброблюваної поверхні, що підвищує працездатність пневмо- та гідроциліндрів.

Збільшити поверхневу концентрацію абразивних зерен  $k$  на робочій поверхні шліфувального круга можна шляхом застосування круга із м'якою основою, наприклад, м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П. У цьому випадку під дією навантаження абразивні зерна "утопають" у зв'язку круга і в процесі різання приймає участь їх більша кількість, що сприяє збільшенню параметра  $k$ . Застосування такого шліфувального круга дозволяє одночасно збільшити параметри  $k$  і  $l$ . Це приводить до зменшення пара-

метра шорсткості поверхні  $R_a$  до значення 0,04 мкм, чого фактично неможливо досягти під час внутрішнього шліфування звичайними абразивними кругами.

Таке невелике значення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  відповідає значенням  $R_a$ , отриманим під час абразивного полірування. Однак під час внутрішнього шліфування досягається більш висока продуктивність обробки, що дозволяє поєднати операції попереднього та остаточного внутрішнього абразивного шліфування в одну операцію із забезпеченням необхідних (високих) показників шорсткості оброблюваних поверхонь. Отже, основним чинником, що впливає на досягнення високих показників шорсткості оброблюваних поверхонь під час абразивної обробки необхідно розглядати збільшення кількості працюючих зерен  $n$ . Із їхнім збільшенням ( $n = k \cdot V \cdot l$ ) у результаті збільшення параметрів  $k$  і  $l$  параметр шорсткості поверхні  $R_a$  зменшується і може приймати достатньо малі значення.

Для встановлення зв'язку кількості працюючих зерен  $n$  із швидкістю поперечної подачі шліфувального круга  $S_{\text{поп}}$  необхідно представити  $l = V \cdot \tau$ , де  $V$  – швидкість різання, м/с;  $\tau = R_{\text{max1}} / S_{\text{поп}}$  – час переміщення круга в радіальному напрямі на величину  $R_{\text{max1}}$ , с. Параметр шорсткості поверхні  $R_{\text{max1}}$  слід виразити через певне відношення  $R_{\text{max1}} / R_a$ , розрахункові значення якого наведено в табл. 4.15:

$$R_{\text{max1}} = \left( \frac{R_{\text{max1}}}{R_a} \right) \cdot R_a. \quad (4.99)$$

Після підстановки наведених аналітичних виразів у залежність (4.98), отримано:

$$R_a = \frac{0,367 \cdot S_{\text{поп}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V \cdot \left( \frac{R_{\text{max1}}}{R_a} \right) \cdot R_a}, \quad (4.100)$$

звідки

$$R_a = \sqrt{\frac{0,367 \cdot S_{\text{поп}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V \cdot \left( \frac{R_{\text{max1}}}{R_a} \right)}}. \quad (4.101)$$

Значення відношення  $R_{\text{max1}} / R_a$  необхідно встановлювати за умови приблизної рівності значень параметра шорсткості поверхні  $R_a$ :

розрахованого за залежністю (4.101) і наведеного у табл. 4.13. Виходячи із залежності (4.101), параметр шорсткості поверхні  $R_a$  меншою мірою змінюється зі зміною параметрів процесу шліфування порівняно із залежністю (4.98).

Зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  можна збільшенням параметрів  $k$ ,  $V$  і відношення  $R_{max1}/R_a$ , яке, згідно із табл. 4.15, тим більше, чим менше параметр шорсткості поверхні  $R_{max1}$ . Із цього витікає, що, здійснюючи процес полірування, для якого відношення  $R_{max1}/R_a$  приймає відносно великі значення, можна домогтися суттєвого зменшення параметра  $R_a$ . Крім того, зменшенню параметра  $R_a$  під час абразивного полірування сприяє також зменшення швидкості поперечної подачі  $S_{pop}$ . В умовах звичайного абразивного шліфування  $S_{pop}$  більше, ніж в умовах абразивного полірування, а відношення  $R_{max1}/R_a$ , що входить у залежність (4.101), навпаки, менше. Це зумовлює більш високі значення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  в умовах абразивного шліфування. Тому в цих умовах ефективно застосування зазначеного вище шліфувального круга із м'якою основою, наприклад, м'якого повстяного (фетрового) круга із наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П [82]. Для нього відношення  $R_{max1}/R_a$  більше, а, відповідно, менше параметр шорсткості поверхні  $R_a$  навіть за збільшених значень  $S_{pop}$ .

#### **4.8. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час внутрішнього шліфування**

Як показує практика, в умовах внутрішнього шліфування достатньо складно забезпечити суттєве зменшення шорсткості поверхні. Тому важливо застосувати отримані теоретичні рішення для обґрунтування умов зменшення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$  в умовах внутрішнього шліфування. Для цього виконано спрощений розрахунок та аналіз параметра шорсткості поверхні  $R_{max}$  (максимальної висоти мікронерівності на оброблюваній поверхні).

Приймаючи різновисотне розташування ріжучих зерен на робочій поверхні шліфувального круга та впорядковане накладання їх проєкцій

на фіксовану площину оброблюваної деталі під час шліфування (рис. 4.24), параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна аналітично визначити на основі наступного рівняння:

$$2 \cdot n \cdot R_{\max} \cdot \operatorname{tg} \gamma = B, \quad (4.102)$$

де  $B$  – ширина шліфування, м;

$n = k_T \cdot B \cdot L$  – кількість зерен шліфувального круга, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, м;

$k_T = k \cdot \frac{R_{\max}}{b}$  – поточна поверхнева концентрація зерен шліфувального круга, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, шт./м<sup>2</sup>;

$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$  – максимальна висота виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки шліфувального круга, м;

$(1 - \varepsilon)$  – коефіцієнт, що враховує висоту виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки шліфувального круга;

$\bar{X}$  – зернистість шліфувального круга, м;

$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$  – поверхнева концентрація зерен шліфувального круга, шт./м<sup>2</sup>;

$m$  – об'ємна концентрація зерен шліфувального круга;

$L = V_{\text{кр}} \cdot \tau$  – довжина робочої поверхні шліфувального круга, що приймає участь у формуванні шорсткості поверхні, м;

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

$\tau = l / V_{\text{дет}}$  – час формування шорсткості поверхні, с;

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

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

$\gamma$  – половина кута у вершини ріжучого зерна круга.

Параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ , виходячи із рівняння (4.102) за умови  $\gamma = 45^\circ$ ;  $\operatorname{tg} \gamma = 1$ , описується залежністю:

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot n \cdot \operatorname{tg} \gamma} = \frac{1}{2 \cdot k \cdot \left(\frac{R_{\max}}{b}\right) \cdot V_{\text{кр}} \cdot \left(\frac{l}{V_{\text{дет}}}\right)}. \quad (4.103)$$

Звідки

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{b \cdot V_{\text{дет}}}{2 \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot l}} \quad (4.104)$$

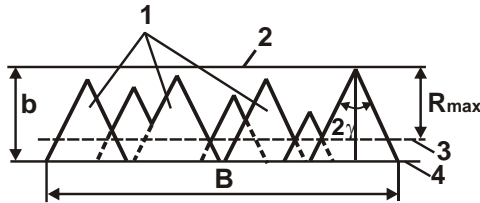


Рисунок 4.24 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ : 1 – проекції зерен круга на фіксованій площині оброблюваної деталі; 2 – рівень максимального виступання зерен над зв'язкою круга; 3 – рівень повного перекриття проекцій зерен круга на фіксованій площині оброблюваної деталі; 4 – рівень зв'язки круга

Як видно, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна зменшенням параметрів  $b$ ,  $V_{\text{дет}}$  і збільшенням параметрів  $k$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $l$ .

Параметр  $l$  під час внутрішнього шліфування визначається аналітичною залежністю, наведеною у Додатку А:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}} \quad (4.105)$$

де  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дет}}$  – радіуси круга і деталі, м;

$t$  – глибина шліфування, м.

Збільшити параметр  $l$  і, відповідно, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ , виходячи із залежності (4.105), можна збільшенням параметрів  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дет}}$  і  $t$ . За умови  $R_{\text{кр}} = R_{\text{дет}}$  параметр  $l \rightarrow \infty$  і, згідно залежності (4.105), параметр шорсткості поверхні  $R_{\max} \rightarrow \infty$ .

У дійсності параметр  $l$  приймає цілком конкретне максимальне значення, яке дорівнює:  $l = \pi \cdot D_{\text{дет}}$ , де  $D_{\text{дет}}$  – діаметр оброблюваного отвору, м. Тому параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  приймає найменше значення, що визначається залежністю (4.104). Це указує на ефективність процесу хонінгування, під час якого діаметр шліфувального круга дорівнює діаметру оброблюваного отвору.

Важливою умовою зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  слід розглядати збільшення поверхневої концентрації зерен  $k$ . Наприклад, під час обробки вільним абразивом, тобто за умови фактично одношарового розташування зерен на робочій поверхні абразивного інструменту, маємо  $k_T = k$ . Тоді

$$n = k \cdot B \cdot l = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}} \quad (4.106)$$

Відповідно, із урахуванням умови  $\gamma = 45^\circ$ ;  $\text{tg}\gamma = 1$  отримано:

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot n \cdot \text{tg}\gamma} = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot l} \quad (4.107)$$

У цьому випадку основними умовами зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  є зменшення швидкості деталі та збільшення параметрів  $k$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $l = \pi \cdot D_{\text{дет}}$ . Практичною реалізацією обробки вільним абразивом може бути схема шліфування із одношаровим нанесенням на робочу поверхню шліфувального круга абразивних або алмазних зерен. Чим їх більше на робочій поверхні шліфувального круга, тим менше параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Відповідно, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  може бути значно меншим, ніж під час шліфування звичайними абразивними або алмазними кругами у зв'язку зі збільшенням поверхневої концентрації зерен  $k$ .

Підтвердженням ефективності застосування схеми абразивної обробки із одношаровим розташуванням абразивних або алмазних зерен на робочій поверхні інструменту є схема алмазно-абразивного притирання внутрішніх різбових поверхонь у ріжучих плашках після їх виготовлення [16].

Дану схему обробки широко використовували в основному виробництві Харківського інструментального заводу для остаточного доведення внутрішніх різбових поверхонь у ріжучих плашках діаметром МЗ-М52. Як абразивний інструмент застосовували різбовий притир із алмазно-нікелевим покриттям дрібної зернистості з одношаровим розташуванням алмазних зерен на його робочій поверхні (рис. 4.25). Поверхнева концентрація зерен  $k$  на притирі була значно більшою, ніж у звичайних шліфувальних кругів. У результаті було досягнуто шорсткість обробленої поверхні  $R_a = 0,05$  мкм.

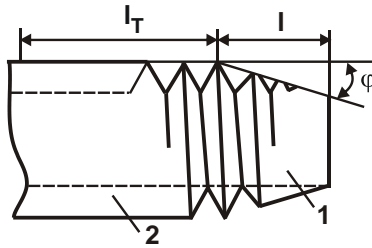


Рисунок 4.25 – Зовнішній вигляд інструменту:  
1 – забірна частина; 2 – калібруюча частина інструменту

Для даної схеми абразивної обробки розрахунок параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна виконувати за залежністю (4.103) із урахуванням  $n = k \cdot B \cdot l$ , де  $l = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot z$ ;  $z$  – кількість витків різьблення на інструменті. Тоді

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot n \cdot \text{tg} \gamma} = \frac{1}{2 \cdot k \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot z} \quad (4.108)$$

Як видно, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна шляхом збільшення поверхневої концентрації зерен  $k$ , що досягається зменшенням їхньої зернистості, і збільшенням кількості витків різьблення на притирі  $z$ . Це узгоджується із результатами практичного застосування розробленої технології алмазно-абразивного притирання внутрішніх різбових поверхонь у ріжучих плашках після їх виготовлення: чим більше витків різьблення на притирі  $z$ , тим менше параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  [16]. Також це указує на достовірність отриманої аналітичної залежності (4.108) для визначення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ .

Підтвердженням достовірності отриманого теоретичного рішення також є накопичений досвід обробки природних алмазів у діаманти із використанням огранювальних дисків із нанесенням на їх робочі (плоскі) поверхні електрогальванічним методом алмазного порошку (дрібно-розмірних алмазних зерен) [44]. Для забезпечення одновисотного розташування алмазних зерен на робочій поверхні огранювального диска було запропоновано здійснювати їх "укатування" шляхом застосування синтетичних полікристалічних матеріалів. У результаті було досягнуто високі показники шорсткості обробленої поверхні.

Для зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  під час алмазно-абразивної обробки технічного скла і кристалу використовують алмазні круги на металевих зв'язках фактично без розкиду розміру алмазних зерен [44]. Це зменшує їх різновисотне розташування на робочій поверхні алмазного круга і, відповідно, параметр шорсткості поверхні  $R_a$ . Однак, у цьому випадку поверхнева концентрація зерен значно менше, ніж в умовах обробки вільним абразивом. Тому для зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  у зону шліфування додатково підводять ще й алмазний порошок у вільному стані [76]. Це дозволяє збільшити фактичну поверхневу концентрацію зерен  $k$  приблизно на 30 % і, відповідно, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  за одночасним суттєвим збільшенням продуктивності обробки, оскільки з'являється можливість об'єднати попередню та остаточну обробку в одну операцію.

Виходячи зі сказаного, важливо розглянути закономірності формування шорсткості поверхні під час внутрішнього поздовжнього шліфування за жорсткою схемою із одношаровим розташуванням ріжучих зерен на робочій поверхні круга.

Для порівняння закономірностей формування параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  також слід розглянути схему круглого зовнішнього шліфування (рис. 4.26), яка відрізняється від схеми внутрішнього шліфування із кінематичної точки зору лише довжиною дуги контакту круга із обробленою деталлю І, як це витікає із наведених у Додатку А аналітичних залежностей.

Параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  описується залежністю (4.107), із якої видно, що чим більше швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , тим більше параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ .

За умови

$$\tau = \frac{B}{S_{\text{позд}}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} \quad (4.109)$$

швидкість поздовжньої подачі  $S_{\text{позд}}$  також збільшується, виходячи із перетвореної залежності (4.109):

$$S_{\text{позд}} = \frac{B \cdot V_{\text{дет}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}}} \quad (4.110)$$



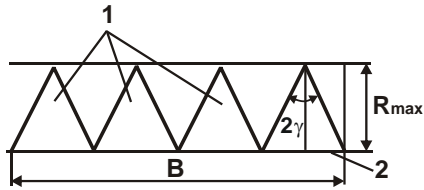


Рисунок 4.26 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ : 1 – проекції зерен круга на фіксованій площині оброблюваної деталі; 2 – рівень повного перекриття проекцій зерен круга на фіксованій площині оброблюваної деталі

Отже, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  без зменшення продуктивності обробки, що визначається у даному випадку швидкістю деталі  $V_{\text{дет}}$ , можна збільшенням параметрів  $k$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $l$ .

Розглянемо закономірності внутрішнього шліфування із поздовжньою подачею, меншою за ширину круга. У цьому випадку згідно залежності (4.110), за умови  $B_1 < B$  швидкість поздовжньої подачі визначиться:

$$S_{\text{позд}} = \frac{B_1 \cdot V_{\text{дет}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}}}, \quad (4.111)$$

де  $B_1$  – поздовжня подача за один оберт деталі, м/об.

Фіксована площа оброблюваної деталі буде  $z = B/B_1$  разів контактувати із шліфувальним кругом. Відповідно, із фіксованою площиною оброблюваної деталі буде контактувати  $n$  зерен:

$$n = k \cdot B_1 \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}} \cdot z. \quad (4.112)$$

Із урахуванням рівняння (4.102) параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  виразиться:

$$R_{\max} = \frac{B_1}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n} = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot l \cdot z}. \quad (4.113)$$

Як видно, залежність (4.113) аналогічна залежності (4.106), однак включає у знаменнику додатково параметр  $z \geq 1$ . За умови  $z = 1$ , тобто за умови  $B_1 = B$ , залежності (4.113) і (4.106) ідентичні. Отже, зі збільшенням параметра  $z$  параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  зменшується, що пов'язано зі збільшенням кількості зерен  $n$ , які приймають

участь у формуванні шорсткості поверхні. Це досягається завдяки збільшенню висоти круга  $B_1$  (ширини шліфування).

Графічно цю закономірність можна подати відношенням

$$\frac{R_{\max}}{R_{\max 0}} = \frac{1}{z} = \frac{B_1}{B}, \quad (4.114)$$

де  $R_{\max 0}$  – значення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  за умови  $z = 1$ .

Зі збільшенням параметра  $z = B/B_1$  у 10 разів, у однакову кількість разів зменшиться відношення  $R_{\max}/R_{\max 0}$  (рис. 4.27).

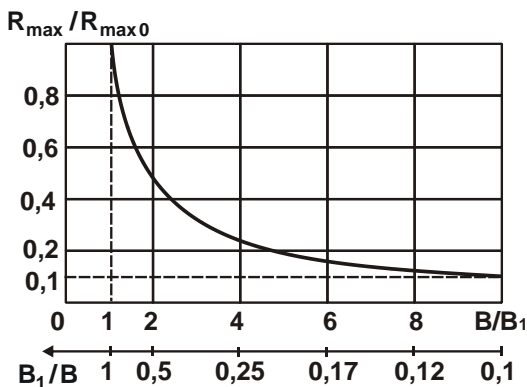


Рисунок 4.27 – Залежність відношення  $R_{\max}/R_{\max 0}$  від відношень  $B/B_1$  і  $B_1/B$

Із урахуванням параметра  $z = B/B_1$  залежність (4.113) виразиться:

$$R_{\max} = \frac{V_{\text{дет}} \cdot B_1}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot l \cdot B}. \quad (4.115)$$

Таким чином, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна зменшенням добутку  $V_{\text{дет}} \cdot B_1$ , який, виходячи із залежності (4.111), визначається:

$$V_{\text{дет}} \cdot B_1 = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}}. \quad (4.116)$$

Тоді залежність (4.115) остаточно набуде вигляду:

$$R_{\max} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot l \cdot B}. \quad (4.117)$$

Як видно, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  не залежить від швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  і поздовжньої подачі  $B_1$ , а визначається швидкістю поздовжньої подачі  $S_{\text{позд}}$ . Це пов'язано із тим, що у формуванні шорсткості поверхні приймає участь однакова кількість ріжучих зерен.

Важливо провести аналіз параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  під час внутрішнього поздовжнього шліфування із урахуванням зношування круга вздовж його робочого профілю.

Очевидно, найбільше буде зношуватися перша діюча ділянка профілю круга довжиною  $B_1$ , а найменше буде зношуватися остання з ділянок профілю круга також довжиною  $B_1$  (рис. 4.28). У результаті на робочій поверхні круга буде утворюватися забірний конус. Із часом обробки у формуванні шорсткості поверхні на оброблюваній деталі буде приймати участь лише остання з ділянок профіля шліфувального круга довжиною  $B_1$ .

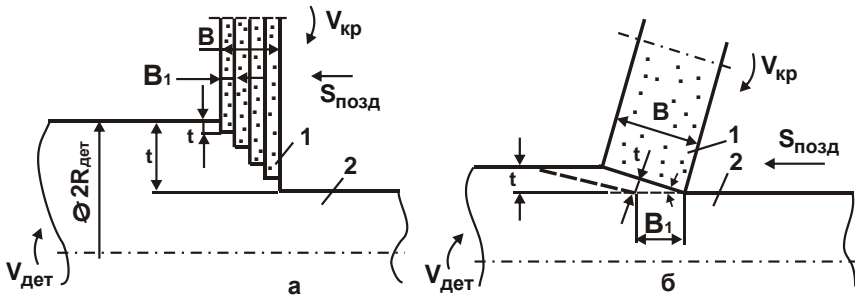


Рисунок 4.28 – Схеми круглого поздовжнього шліфування зі східчастим (а) і безсхідчастим (б) забірним конусом шліфувального круга: 1 – круг; 2 – деталь

У цьому випадку параметр  $z=1$  і залежність (4.113) набуде вигляду залежності (4.107), тобто параметр шорсткості поверхні буде більшим порівняно із випадком  $z > 1$ . Ця закономірність справедлива за умови інтенсивного зношування шліфувального круга. Графічно її можна подати відношенням  $R_{\max}/R_{\max1}$ , у якій параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  визначається залежністю (4.107), а параметр  $R_{\max1}$  – перетвореною залежністю (4.113) :

$$\frac{R_{\max}}{R_{\max 1}} = z = \frac{B}{B_1}, \quad (4.118)$$

де  $R_{\max 1}$  – значення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  за умови  $z = 1$ .

Виходячи із рис. 4.29, зі збільшенням параметра  $z = B/B_1$  у 10 разів у зв'язку зі зношенням шліфувального круга та утворенням на його робочій поверхні забірного конусу, відношення  $R_{\max}/R_{\max 1}$  збільшиться також у 10 разів.

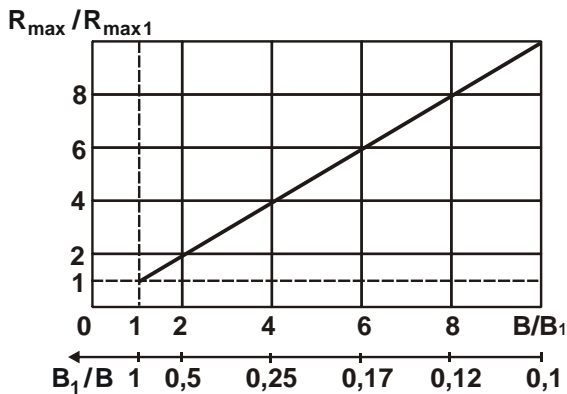


Рисунок 4.29 – Залежність відношення  $R_{\max}/R_{\max 1}$  від відношень  $B/B_1$  і  $B_1/B$

За відносно невеликої інтенсивності зношування круга, що має місце на операціях остаточного шліфування, у формуванні шорсткості поверхні оброблюваної деталі прийматимуть участь й інші ділянки, які прилягають до останньої ділянки круга. За величиною лінійного зношування ці ділянки не повинні перевищувати параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Тоді параметр  $z$  буде більше одиниці ( $z > 1$ ), що призведе до зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  згідно залежності (4.113). Отже, чим більше ділянок круга  $z$  прийматиме участь у формуванні шорсткості поверхні оброблюваної деталі, тим менше буде параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Залежність параметра  $R_{\max}$  від швид-

кості деталі  $V_{дет}$  у цьому випадку визначається характером зміни параметра  $z$ .

Очевидно, зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  параметр  $z$  буде зменшуватися у зв'язку зі збільшенням лінійного зношування круга, що, згідно залежності (4.113), призведе до збільшення параметра  $R_{max}$  більш ніж за лінійним законом.

Якщо ж лінійне зношування круга зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  збільшується незначно, то у формуванні шорсткості поверхні оброблюваної деталі прийматимуть участь всі ділянки круга довжиною  $B_1$ . Відповідно, параметр  $z = B/B_1$  збільшиться у зв'язку зі зменшенням поздовжньої подачі  $B_1$ , що призведе до незначного збільшення параметра  $R_{max}$  зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$ .

У разі пропорційного збільшення параметра  $z$  зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  (що може мати місце за відсутності утворення на профілі круга забірною конусу) параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  визначатиметься залежністю (4.117). Як видно, ця залежність не містить швидкості деталі  $V_{дет}$ , оскільки у формуванні шорсткості поверхні оброблюваної деталі буде приймати участь однакова кількість ріжучих зерен.

Таким чином, залежно від значення параметра  $z$  можливі різні випадки зміни параметра  $R_{max}$  зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$ . Так, в умовах фінішної обробки, коли на шліфувальному крузі підтримується прямолінійна утворююча ріжучого профілю, параметр  $R_{max}$  зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  залишається постійним або незначно збільшується.

В умовах високопродуктивного шліфування, коли на робочій поверхні круга утворюється забірний конус, параметр  $R_{max}$  зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  буде збільшуватися за законом, який перевищуватиме лінійний закон.

Отримане теоретичне рішення підтверджується відомими результатами експериментальних досліджень шорсткості поверхні. Так, під час круглого зовнішнього шліфування деталі із швидкорізальної сталі Р6М5 ельборовим кругом параметр  $R_{max}$  зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$  буде збільшуватися з інтенсивністю, близькою до лінійного

закону. Як показано раніше, це пов'язано з утворенням на робочій поверхні круга забірною конусу.

За відсутності забірною конусу на робочій поверхні круга, параметр  $R_{\max}$  змінюється за залежністю (4.117), тобто залишається постійним зі збільшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$ . У цьому випадку параметр  $z$  буде збільшуватися у зв'язку зі збільшенням відношення  $z = V/V_1$ .

Виходячи із запропонованої моделі формування шорсткості обробленої поверхні під час внутрішнього поздовжнього шліфування із урахуванням нерівномірного зношування круга та утворенням на його робочій поверхні забірною конусу, розглянемо вплив поздовжньої подачі  $V_1$  на параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Очевидно, зі збільшенням поздовжньої подачі  $V_1$  параметр  $z$  зменшується. Отже, виходячи із залежності (4.113), буде збільшуватися параметр  $R_{\max}$ .

За відсутності утворення на робочій поверхні круга забірною конусу параметр  $R_{\max}$  буде збільшуватися за лінійною залежністю у зв'язку зі зменшенням кількості працюючих зерен  $n$ , виходячи із залежності (4.112). Цей випадок можливий за відносно невеликої швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  та відносно незначного лінійного зношування круга.

Зі збільшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  на робочій поверхні круга у зв'язку із його нерівномірним зношуванням буде утворюватися забірний конус. Це призведе до того, що у формуванні шорсткості поверхні прийматиме участь лише одна ділянка довжиною  $V_1$ , незалежно від того, скільки їх утвориться на робочій поверхні круга. За суттю, у формуванні шорсткості поверхні прийматиме однакова кількість зерен. Тому параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  залишатиметься фактично постійним зі збільшенням поздовжньої подачі  $V_1$ , оскільки у цьому випадку параметр  $z = 1$ .

За меншої швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  зі зменшенням поздовжньої подачі  $V_1$  кут нахилу забірною частини робочої поверхні круга зменшиться (у зв'язку зі зменшенням лінійного зношування круга). Тому у формуванні шорсткості поверхні прийматиме участь більше ділянок круга довжиною  $V_1$ , що призведе до зменшення параметра шорсткості оброблюваної поверхні  $R_{\max}$ .

Графічно три розглянуті випадки зміни параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  зі збільшенням поздовжньої подачі  $V_1$  для різних значень швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  ( $V_{\text{дет1}} < V_{\text{дет3}} < V_{\text{дет2}}$ ) показано на рис. 4.30.

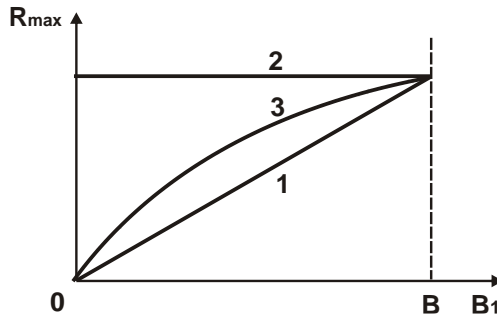


Рисунок 4.30 – Примірні залежності зміни параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  від поздовжньої подачі  $R_{\max}$  для різних значень швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  ( $V_{\text{дет1}} < V_{\text{дет3}} < V_{\text{дет2}}$ )

Таким чином встановлено, що для зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  поздовжню подачу  $V_1$  необхідно зменшувати, одночасно зменшуючи і швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , тобто реалізуючи перший випадок ( $V_{\text{дет}} = V_{\text{дет1}}$ ). Однак це призведе до зменшення продуктивності обробки:

$$Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t, \quad (4.119)$$

де  $t$  – глибина шліфування, м.

Тому, виходячи із залежності (4.119), для підвищення продуктивності обробки необхідно одночасно збільшувати глибину шліфування  $t$ , яка не входить у залежність (4.113). Разом із тим, глибина шліфування  $t$  також як і швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  та поздовжня подача  $V_1$ , впливають на параметр  $R_{\max}$  шляхом зміни параметра  $z$ . Так, за невеликого значення  $t$  і відсутності утворення забірного конусу на робочій поверхні круга параметр  $z$  залишатиметься практично постійним. Відповідно, і параметр  $R_{\max}$  також суттєво не збільшиться.

Зі збільшенням відношення  $B/B_1$  кут нахилу забірного конусу на робочій поверхні круга буде збільшуватися, зменшуючи кількість діля-

нок довжиною  $V_1$  на ньому, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні. Це призведе до зменшення фактичного значення параметра  $z$  і, виходячи із залежності (4.113), збільшення параметра  $R_{\max}$ .

Таким чином встановлено, що збільшувати глибину шліфування  $t$  доцільно до певного значення, оскільки після його перевищення у зв'язку із інтенсивним зношуванням круга, це призведе до збільшення кута нахилу забірної конуса на робочій поверхні круга і суттєвого збільшення параметра  $R_{\max}$ . Виходячи із цього, основною умовою зменшення параметра  $R_{\max}$ , навіть в умовах глибинного шліфування, слід розглядати створення на робочій поверхні круга калібруючої ділянки шириною, достатньою для досягнення заданої шорсткості поверхні.

Отримані теоретичні рішення підтверджуються відомими результатами експериментальних досліджень шорсткості поверхні, отриманими під час круглого зовнішнього шліфування багатолезового інструменту із швидкорізальної сталі Р6М5 ельборовими кругами різних характеристик (рис. 4.31 [90]):

1 – ельборовий круг 12А2 45 125×10×3×32 Л12 Б1 100% із металізованими зернами (Ni);

2 – круг Л12 Б1 100% (Cu-Ag-Ti);

3 – круг Л12 КБ 100%;

4 – Л12 Б156 100%;

5 – Л12 Б1 100%.

За умови  $V_{\text{кр}} = \text{var}$ :  $S_{\text{поп}} = 0,004$  мм/подв.хід,  $V_{\text{дет}} = 30$  м/хв,  $S_{\text{позд}} = 0,5$  м/хв.

За умови  $V_{\text{дет}} = \text{var}$ :  $S_{\text{поп}} = 0,004$  мм/подв.хід,  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с,  $S_{\text{позд}} = 0,5$  м/хв.

За умови  $S_{\text{поп}} = \text{var}$ :  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с,  $V_{\text{дет}} = 30$  м/хв,  $S_{\text{позд}} = 0,5$  м/хв.

За умови  $S_{\text{позд}} = \text{var}$ :  $S_{\text{поп}} = 0,004$  мм/подв.хід,  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с,  $V_{\text{дет}} = 30$  м/хв.

Виходячи із рис. 4.31, встановлено, що зі збільшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  параметр  $R_{\max}$  збільшується з інтенсивністю, що не перевершує лінійний закон. Як показано раніше, це пов'язано з утворенням на робочій поверхні круга забірної конуса, оскільки за його відсутності на робочій поверхні круга параметр  $R_{\max}$  змінювався б, відповідно до



залежності (4.117), тобто залишався б постійним зі збільшенням швидкості деталі  $V_{дет}$ . У цьому випадку параметр  $z$  збільшується у зв'язку зі збільшенням відношення  $z = V/V_1$ , оскільки зменшується поздовжня подача  $V_1$ .

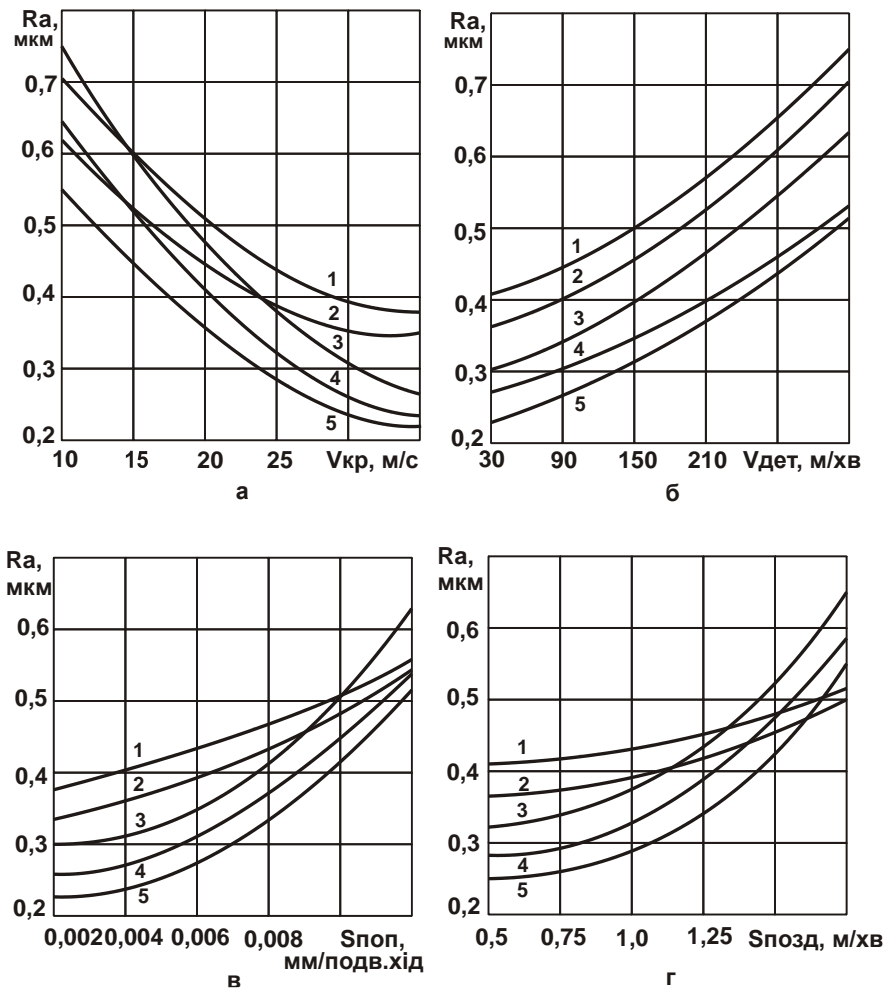


Рисунок 4.31 – Залежності параметра шорсткості поверхні  $R_a$  від параметрів режиму шліфування

Як витікає із рис. 4.31, найбільше впливає на параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  поперечна подача (глибина шліфування  $t$ ). Виходячи з отриманого теоретичного рішення, це пов'язано із більш суттєвим збільшенням кута нахилу забірного конусу на робочій поверхні круга і зменшенням кількості зерен  $n$ , які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні. Отже, утворення забірного конусу на робочій поверхні круга необхідно розглядати основним обмеженням зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  під час шліфування.

## Висновки

1. У роботі теоретично обґрунтовано основні умови зменшення висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні під час абразивної обробки, які полягають у забезпеченні приблизно одновисотного виступу зерен на робочій поверхні інструменту. Показано, що під час доведення вільним абразивом зменшити висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні можна збільшенням кількості зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, та зменшенням розкиду розміру зерен та їх зернистості. Під час шліфування за жорсткою схемою абразивними та алмазно-абразивними інструментами зменшити висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні можна створенням майданчиків на вершинах зерен (створенням плосковершинних зерен) і забезпеченням "утопання" зерен у зв'язку алмазного круга під час шліфування, наприклад, застосуванням відносно м'якої органічної зв'язки. Надано практичні рекомендації щодо удосконалення процесу доведення прецизійних деталей із дзеркальними поверхнями. Показано ефективність доведення алмазно-абразивним складом із полівінілацетатною дисперсією, що забезпечує згладжування поверхні та її високу світловідбивну здатність. Цей склад можна використати для обробки різних прецизійних деталей із заміною алмазного мікропорошку звичайними абразивами (макророзками електрокорунду або карборунду).

2. Отримано аналітичні залежності для визначення основних параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки з урахуванням зношування ріжучих зерен. Показано, що чим більше довжина майданчика зношування на ріжучому зерні (що імітує геометричну форму ріжучої частини зерна), тим менше параметри шорсткості по-

верхні  $R_{\max}$ ,  $R_a$  і більше відношення  $R_{\max}/R_a$ , яке може збільшуватися до значень 30 і більше. Це узгоджується з експериментальними даними, отриманими під час абразивному поліруванні, яке характеризується фактично одновисотним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні інструменту. Встановлено, що за умови досягнення достатньо великих значень відношення  $R_{\max}/R_a$  спостерігається тенденція переходу процесу різання до процесів тертя та пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення мікростружок. Встановлено також, що під час шліфування, внаслідок різновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга, відношення  $R_{\max}/R_a$  менше і змінюється, як встановлено експериментально, в межах 4 ... 10. Тому на фінішних операціях слід використовувати шліфувальні круга з фактично одновисотним виступом ріжучих зерен над рівнем зв'язки.

3. Теоретично обґрунтовано основні умови зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  під час внутрішнього поздовжнього шліфування. Розрахунками встановлено, що кількість ріжучих зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, залежить від нерівномірності зношування утворюючої профілю шліфувального круга. Чим більше кут нахилу забірному конусу на крузі, що утворюється у результаті його нерівномірного зношування, тим більше параметри шорсткості поверхні  $R_{\max}$  і  $R_a$ .

4. Показано, що під час внутрішнього поздовжнього шліфування з перпендикулярним розташуванням осей шліфувального круга та оброблюваного отвору з використанням м'якого шліфувального круга, наприклад, повстяного (фетрового) круга з наклеєним шаром абразивного порошку 63С 20П, довжина дуги й, відповідно, площа його контакту з оброблюваною поверхнею більше, ніж під час внутрішнього поздовжнього шліфування з паралельним розташуванням осей шліфувального круга та оброблюваного отвору. У результаті збільшується кількість ріжучих зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, й, отже, зменшується параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Це указує на ефективність застосування даної схеми шліфування, що забезпечує поряд з утворенням слідів-подряпин від зерен, що пропрацювали, вздовж осі обертання оброблюваного отвору, ще й зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ .

## Розділ 5

### Підвищення ефективності механічної обробки деталей машин

#### 5.1. Визначення технологічних можливостей високошвидкісного різання

Практикою встановлено, що обробка в умовах високошвидкісного різання характеризується підвищеною технологічною собівартістю. Тому актуальною є проблема пошуку нових технологічних рішень, що забезпечують зниження собівартості обробки без зниження параметрів точності, якості та продуктивності обробки. Для цього розглянуто залежність технологічної собівартості обробки  $C$  під час поздовжнього точіння із урахуванням трьох змінних статей витрат, що враховують витрати із заробітної плати робітника за обробку партії деталей та заміну зношеного інструменту, а також витрати на інструмент [20, 56]:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{тариф}} \cdot k + N_0 \cdot t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_0 \cdot \text{Ц}, \quad (5.1)$$

де  $N$ ,  $N_0$  – кількість оброблюваних деталей та споживаних ріжучих інструментів;

$t_0$  – основний технологічний час обробки, хв;

$S_{\text{тариф}}$  – тарифна ставка робітника, грн/хв;

$k$  – коефіцієнт, що враховує всілякі нарахування на тарифну ставку робітника;

$t_c$  – час, що витрачається на зняття затупленого інструменту, хв;

$\text{Ц}$  – ціна інструменту, грн.

Із урахуванням співвідношень  $t_0 = \vartheta / Q$  та  $N \cdot t_0 = N_0 \cdot T$  отримано:

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \text{Ц})}{T}, \quad (5.2)$$

де  $Q = V \cdot t \cdot S$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/хв;

$V$  – швидкість різання, м/хв;

$t$  – глибина різання, м;

$S$  – подача, м/об;

$T$  – стійкість ріжучого інструменту, хв.

Стойкість ріжучого інструменту  $T$  можна виразити залежністю:

$$T = \frac{h}{V_{\text{зн}}}, \quad (5.3)$$

де  $h$  – довжина майданчика зношування на задній поверхні інструменту, м;

$V_{\text{зн}}$  – швидкість зношування інструменту на задній поверхні, м/с.

Тоді залежність (5.2) виразиться:

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta) \cdot V_{\text{зн}}}{h}. \quad (5.4)$$

Як видно, зі збільшенням параметрів режиму різання  $V$ ,  $t$ ,  $S$  і стійкості інструменту  $T$  (або  $h$ ) собівартість обробки  $C$  буде зменшуватися. Однак при цьому зі збільшенням параметрів  $V$ ,  $t$ ,  $S$ , очевидно, буде збільшуватися параметр  $V_{\text{зн}}$  і зменшуватися стійкість інструменту  $T$ , що призведе до збільшення собівартості обробки  $C$ . Отже, у загальному випадку собівартість обробки  $C$  змінюватиметься за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Для визначення екстремального значення  $C$  стійкість інструменту  $T$  подано емпіричною залежністю [6]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (5.5)$$

де  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постійні для певних умов обробки ( $m_1 > p > q$ ;  $m_1 > 1$ ).

У результаті залежність (5.2) набуде вигляду:

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot \vartheta \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4}. \quad (5.6)$$

Оскільки  $m_1 > 1$ ,  $p > 1$ ,  $q < 1$ , то швидкість різання  $V$  і подача  $S$  неоднозначно впливають собівартість обробки  $C$ , тобто існують екстремуми функції  $C$  від змінних параметрів  $V$  і  $S$ . Для визначення екстремальних значень  $V$  і  $S$  слід підпорядкувати функцію  $C$  необхідним умовам екстремуму:  $C'_V = 0$ ;  $C'_S = 0$ . Тоді

$$-N \cdot \frac{\vartheta}{V^2 \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot \vartheta \cdot (m_1 - 1) \cdot V^{m_1-2} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} = 0; \quad (5.7)$$

$$-N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S^2} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot \vartheta \cdot (p - 1) \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-2} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} = 0. \quad (5.8)$$

Після перетворень отримано:

$$-N \cdot g \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + N \cdot g \cdot (m_1 - 1) \cdot V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \text{Ц})}{C_4} = 0; \quad (5.9)$$

$$-N \cdot g \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + N \cdot g \cdot (p - 1) \cdot V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \text{Ц})}{C_4} = 0. \quad (5.10)$$

Як видно, рішенням системи рівнянь (5.9) і (5.10) є умова  $m_1 = p$ . Однак, як встановлено експериментально, виконується умова  $m_1 > p$ . Отже, це рішення позбавлене фізичного сенсу. Таке ж невизначене рішення отримано у роботі [4]. Щоб уникнути невизначеності, необхідно змінною величиною розглядати продуктивність обробки  $Q = V \cdot t \cdot S$ , а не її компоненти  $V$  і  $S$ . Тоді залежність (5.2) набуде вигляду:

$$C = N \cdot \frac{g}{Q} \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + N \cdot \frac{Q^{m_1-1}}{t^{m_1-q} \cdot S^{m_1-p}} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \text{Ц})}{C_4}. \quad (5.11)$$

Із залежності (5.11) витікає, що мінімум собівартість обробки  $C$  буде досягатися за екстремальної продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  та максимально можливих значень глибини різання  $t$  і подачі  $S$ . Підпорядковуючи функцію  $C$  необхідній умові екстремуму  $C'_Q = 0$ , отримано:

$$Q_{\text{екстр}} = \left[ \frac{S_{\text{чac}} \cdot k \cdot C_4}{(t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \text{Ц}) \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q} \right]^{\frac{1}{m_1}}; \quad (5.12)$$

$$C_{\text{min}} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{чac}} \cdot k}{Q_{\text{екстр}}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right]. \quad (5.13)$$

Як витікає із залежностей (5.12) і (5.13), збільшити екстремальну продуктивність обробки  $Q_{\text{екстр}}$  та зменшити мінімальне значення собівартості обробки  $C_{\text{min}}$  можна, головним чином, шляхом збільшення величини  $C_4$ , яка залежить від фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу. Екстремальне значення швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$  визначається із залежності  $V_{\text{екстр}} = Q_{\text{екстр}}/t \cdot S$ . Отже, збільшення  $V_{\text{екстр}}$  обмежене екстремумом (мінімумом) собівартості обробки  $C_{\text{min}}$ . Збільшити  $V_{\text{екстр}}$  та, відповідно, реалізувати умови високошвидкісної обробки можна збільшенням величини  $C_4$  завдяки застосуванню більш міцних та зносостійких інструментальних матеріалів і покриттів інструментів.

Для розкриття фізичної сутності отриманого рішення проведемо його аналіз на основі аналітичної залежності для визначення температури різання, що виникає на задній поверхні різця [20]:

$$\theta = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (5.14)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя різця із оброблюваним матеріалом;  
 $HV$  – твердість оброблюваного матеріалу (за Віккерсом), Н/м<sup>2</sup>;  
 $h$  – довжина майданчика зношування на задній поверхні різця, м.

Як видно, за заданою температурою різання  $\theta$  суттєво збільшити швидкість різання  $V$  і здійснити високошвидкісну обробку можна зменшенням двох параметрів –  $f$  і  $h$  завдяки застосуванню інструментальних матеріалів, що характеризуються низьким коефіцієнтом тертя і високою зносостійкістю, наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів (алмаз, ельбор тощо), твердих сплавів зі зносостійкими покриттями.

Зменшення довжини майданчика зношування на задній поверхні різця  $h$  передбачає зменшення його стійкості  $T$ . Якщо подати  $V_{\text{зн}} = k_1 \cdot V^{n_1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}$  (де  $k_1$ ,  $n_1$ ,  $n_2$ ,  $n_3$  – величини, що залежать від фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу), то із урахуванням залежності (5.3) залежність (5.14) набуде вигляду:

$$\theta = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot k_1 \cdot T \cdot V^{n_1+1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (5.15)$$

Звідки

$$T = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2 \cdot k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot V^{n_1+1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}}. \quad (5.16)$$

Із порівняння залежностей (5.5) і (5.16) видно, що за структурою вони фактично ідентичні за умови:

$$C_4 = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2 \cdot k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2}. \quad (5.17)$$

Таким чином, отримане аналітичне рішення дозволяє розкрити фізичну сутність постійної величини  $C_4$  (яку встановлюють експериментально) та визначити умови здійснення високошвидкісної обробки, які, як встановлено раніше, полягають у збільшенні постійної величини  $C_4$ . Згідно залежності (5.17), вони реалізуються завдяки збільшенню граничної температури різання  $\theta$  та зменшенню коефіцієнта тертя  $f$ .

Із залежності (5.16) витікає, що стійкість ріжучого інструмента  $T$  обумовлена температурним чинником: чим більше гранична температура різання  $\theta$  для інструментального матеріалу, тим більше  $T$ . Причому, наявність квадратичної залежності між  $T$  і  $\theta$  указує на суттєвий вплив фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу на стійкість ріжучого інструменту  $T$ . Такий же суттєвий вплив на  $T$  надає і коефіцієнт тертя інструменту із оброблюваним матеріалом  $f$ : чим менше  $f$ , тим більше  $T$ , а, відповідно, і продуктивність обробки  $Q_{\text{екстр}}$ , та менше технологічна собівартість обробки  $C_{\text{min}}$ .

Отримана аналітична залежність (5.16) для визначення стійкості ріжучого інструменту  $T$  адекватно описує закономірності зношування різця на задній поверхні із позиції переважаючого впливу в умовах різання температурного чинника. Виходячи із цього, під час аналізу технологічної собівартості обробки  $C$  можна використовувати як емпіричну залежність (5.5), так і аналітичну залежність (5.16). Тому, підставляючи залежність (5.16) у залежність (5.6), отримано:

$$C = \frac{N \cdot g}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \frac{N \cdot g}{V \cdot t \cdot S} \cdot (t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \zeta) \times \\ \times \frac{2 \cdot k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot V^{n_1+1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}. \quad (5.18)$$

Як видно, технологічна собівартість обробки  $C$  неоднозначно залежить від швидкості різання  $V$ . Отже, має місце екстремум (мінімум) залежності  $C$  від  $V$ .

Підпорядковуючи залежність (5.18) необхідній умові екстремуму  $C'_V = 0$ , визначено екстремальні значення технологічної собівартості обробки  $C$  і швидкості різання  $V$ :

$$C_{\text{min}} = g_{\text{сум}} \cdot (n_1 + 1) \cdot \left( \frac{S_{\text{чac}} \cdot k}{n_1} \right)^{n_1+1} \cdot \left( \frac{2 \cdot k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot (t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \zeta)}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2} \right)^{n_1+1} \times \\ \times \frac{1}{t^{\frac{n_2}{n_1+1}} \cdot S^{\frac{n_3}{n_1+1}}}; \quad (5.19)$$

$$V_{\text{екстр}} = \left[ \frac{S_{\text{чac}} \cdot k \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2 \cdot k_1 \cdot n_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3} \cdot (t_c \cdot S_{\text{чac}} \cdot k + \zeta)} \right]^{\frac{1}{n_1+1}}. \quad (5.20)$$



Із залежності (5.19) витікає, що мінімум технологічної собівартості обробки  $C_{\min}$  обумовлено як економічними параметрами  $S_{\text{час}}$ ,  $k$ ,  $\zeta$ , так і характеристиками оброблюваного матеріалу. Наприклад, чим більше твердість оброблюваного матеріалу  $HV$  і менше його теплофізичні характеристики  $s$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$ , тим більше  $C_{\min}$ . Зменшення коефіцієнта тертя ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом  $f$  призводить до зменшення  $C_{\min}$ , а зменшення температури різання  $\theta$ , навпаки, призводить до збільшення  $C_{\min}$ .

Збільшення глибини різання  $t$  і подачі  $S$  однозначно призводить до зменшення  $C_{\min}$ , що передбачає реалізацію під час різання максимально можливих значень  $t$ ,  $S$ .

Збільшення механічних характеристик  $f$ ,  $HV$  і зменшення теплофізичних характеристик оброблюваного матеріалу  $s$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$ , як витікає із залежності (5.20), призводить до зменшення екстремальної (оптимальної) швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ , за якою технологічна собівартість обробки набуває мінімального значення  $C_{\min}$ . Збільшення глибини різання  $t$  і подачі  $S$  обмежує збільшення  $V_{\text{екстр}}$ .

Таким чином показано, що збільшення екстремальної (оптимальної) швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$  та здійснення високошвидкісної обробки можливе, головним чином, завдяки збільшенню граничної температури різання  $\theta$  і зменшенню коефіцієнта тертя ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом  $f$ , які входять у залежність (5.20) із найбільшим ступенем. Збільшення цих параметрів передбачає застосування інструментальних матеріалів, що характеризуються низьким коефіцієнтом тертя і високою зносостійкістю в умовах підвищених температур різання, наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів (ельбору тощо), твердих сплавів зі зносостійкими покриттями.

Із урахуванням залежності (5.20) можна визначити екстремальну (оптимальну) продуктивність обробки  $Q_{\text{екстр}} = V_{\text{екстр}} \cdot t \cdot S$  і екстремальну (оптимальну) стійкість ріжучого інструменту  $T$  у точці мінімуму технологічної собівартості обробки:

$$Q_{\text{екстр}} = \left( \frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2 \cdot k_1 \cdot n_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)} \right)^{\frac{1}{n_1+1}} \cdot t^{\frac{1-n_2}{n_1+1}} \cdot S^{\frac{1-n_3}{n_1+1}}; \quad (5.21)$$

$$T_{\text{екстр}} = \frac{n_1 \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \text{Ц})}{S_{\text{час}} \cdot k}. \quad (5.22)$$

Як видно, продуктивність обробки  $Q_{\text{екстр}}$  змінюється за законом змінювання швидкості різання із тією відмінністю, що глибина різання  $t$  і подача  $S$  входять до чисельника залежності (5.21) і їх збільшення призводить до збільшення  $Q_{\text{екстр}}$ .

Екстремальна (оптимальна) стійкість ріжучого інструменту  $T_{\text{екстр}}$  визначається економічними параметрами  $S_{\text{час}}$ ,  $k$ ,  $\text{Ц}$ . Оскільки між  $V_{\text{екстр}}$  і  $T_{\text{екстр}}$  згідно залежності (5.16) існує зворотний зв'язок, то завдяки зменшенню ціни ріжучого інструменту  $\text{Ц}$  можна зменшувати  $T_{\text{екстр}}$  і суттєво збільшувати  $V_{\text{екстр}}$ . Це указує на можливість реалізації високошвидкісного різання.

Виходячи із залежності (5.19), зменшення ціни ріжучого інструменту  $\text{Ц}$  також сприяє зменшенню технологічної собівартості обробки  $C_{\text{мін}}$ . Отже, ціна ріжучого інструменту  $\text{Ц}$  є, мабуть, основним параметром, що визначає можливість здійснення високошвидкісного різання, оскільки збільшення швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$  передбачає зменшення  $T_{\text{екстр}}$ , а це можливе лише за умови зменшення ціни інструменту  $\text{Ц}$ .

Для зручності аналізу залежність (5.19) можна подати в узагальненому вигляді:

$$C_{\text{мін}} = g_{\text{сум}} \cdot \frac{S_{\text{час}} \cdot k}{Q_{\text{екстр}}} \cdot \left( 1 + \frac{1}{n_1} \right). \quad (5.23)$$

Як видно, домогтися зменшення мінімальної технологічної собівартості обробки  $C_{\text{мін}}$  можна, переважно, завдяки збільшенню екстремальної (оптимальної) продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$ , тобто збільшенню швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ . Отже, основним напрямом зменшення технологічної собівартості обробки слід розглядати застосування високошвидкісного різання. Однак для цього необхідно забезпечити умови суттєвого збільшення швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ , які витікають із залежності (5.20). Насамперед, це зменшення ціни ріжучого інструменту  $\text{Ц}$  і застосування інструментальних матеріалів, що характеризуються високою зносостійкістю в умовах підвищених температур різання.

## 5.2. Розрахунок сумарних витрат на операції точіння та вибір оптимального варіанту обробки деталей машин

Широке застосування на промислових підприємствах України сучасних високоефективних технологій механічної обробки та збірних конструкцій ріжучих твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями виробництва провідних зарубіжних інструментальних фірм, завдяки високим показникам якості й продуктивності обробки, відкрили нові можливості створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Особливо це відноситься до виготовлення наукомістких виробів авіаційного та енергетичного комплексу, де потрібно забезпечити високі показники точності, якості та продуктивності обробки й одночасно зменшити технологічну собівартість обробки до економічно прийняттого рівня.

Як відомо, зменшити технологічну собівартість обробки можна збільшенням стійкості ріжучих інструментів і зменшенням витрат на інструмент, а найголовніше – підвищенням продуктивності й зменшенням трудомісткості обробки. Зменшення трудомісткості – це домінуюча складова в отриманні економії, збільшенні обсягу випуску продукції та збільшенні прибутку [12, 23, 24]. Для підтвердження сказаного в даній роботі проведено розрахунки параметрів економічної ефективності від застосування прогресивних збірних твердосплавних ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттями фірми Tungaloy (Японія) на операції точіння деталей із сталі 18ХГТ. Це дозволило теоретично й експериментально обґрунтувати та практично реалізувати основні напрями зменшення технологічної собівартості обробки для конкретних умов виробництва машинобудівної продукції.

Сумарні витрати на виконання операції визначаються залежністю:  $\sum Z_{оп} = Z_{інстр} + Z_{облад} + Z_{з/п} + P_{вир}$ , де  $Z_{інстр}$  – витрати на інструмент;  $Z_{облад}$  – витрати на обладнання;  $Z_{з/п}$  – витрати на заробітну плату робітника (трудовитрати);  $P_{вир}$  – інші витрати (додаткові накладні витрати без урахування витрат на обладнання та інструмент). У проміжних табл. 5.1 – табл. 5.7 і в табл. 5.8 наведено результати розрахунку сумарних витрат на операції точіння під час використання традиційних

твердосплавних інструментів, які застосовують на підприємстві, та ріжучих інструментів фірми Tungaloy (рис. 5.1).

Таблиця 5.1 – Вихідні дані для розрахунку сумарних витрат на операції точення

Порівнянні показники	Одиниця виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 3
		Підприємство	Tungaloy
Оброблюваний матеріал		Сталь 18ХГТ	
Діаметр деталі (максимальний) $D_{max}$	мм	55	55
Діаметр деталі (мінімальний) $D_{min}$	мм	25	25
Швидкість різання $V$	м/хв	431,8	431,8
Оберти шпинделя $n$	об./хв	2500	2500
Кількість зубів $z$	шт.	1	1
Подача на зуб $S_z$	мм/зуб	0,25	0,25
Подача на оберт $S_o$	мм/об.	0,25	0,25
Величина подачі $S_{хв}$	мм/хв	625	625
Глибина різання $t$	мм	3	3
Кількість проходів	шт.	1	1
Сумарне лінійне переміщення інструменту на робочій подачі при обробці однієї деталі $\sum L=(L_{вх} + L_{роб} + L_{вих})$	мм	60	60
Кількість проходів	шт.	1	1
<b>Результат</b>			
Машинний час обробки $T_{маш}$	хв	0,46	0,46
Час на зміну деталі $T_{дет}$	хв	0,17	0,17
Час на зміну інструменту $T_{інстр}$ фактичний	хв	0,664	0,664
Час на зміну інструменту $T_{інстр}$ розрахунковий	хв	0,664	0,664
Трудомісткість операції $T=(T_{маш} + T_{дет} + T_{інстр\ розр})/60$	година	0,022	0,022
Стойкість інструменту $q$	дет.	322	480

Таблиця 5.2 – Розрахунок витрат на інструмент  
на 1 операцію (на 1 деталь)

Порівнянні показники	Од. виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2
		A	B
1	2	3	4
Виробник		Підприємство	Tungaloy
Вид інструменту		різець	різець
Тип інструменту (напаяний, монолітний, збірний)		збірний	збірний
Позначення інструменту			
Вартість напаяного або монолітного інструменту	грн		
Вартість корпусу збірного інструменту (різця, фрези, свердла)	грн	410	375
Ресурс корпусу інструменту (кількість циклів заміни кромок)	шт.	400	400
Позначення пластини		WNMG 080408 PC	WNMG 080408 TM
Вартість пластини	грн	51,52	63,36
Матеріал ріжучої частини		TT8125	T9125
Кількість пластин в інструменті	шт.	1	1
Кількість ріжучих кромок в пластині	шт.	6	6
Кількість переточувань інструменту (для напаяного й монолітного)	шт.		
Ресурс інструменту після перезагострювання	%		
Відновлення зносостійкого покриття	грн		
Вартість перезагострювання (як послуги)	грн		
Витрати на перезагострювання в умовах споживача ( $A_{13}=A_{14} \cdot (A_{15}/60+A_{16} \cdot A_{17}/60) + A_{18}/A_{19}$ ), у т. ч.:	грн		
- вартість верстато-години заточувального обладнання	грн/годин		

Продовження табл. 5.2

1	2	3	4
- час на наладку перезагострювання партії інструментів	хв		
- час на перезагострювання 1 інструменту	хв		
- кількість інструментів у партії	шт.		
- вартість алмазних кругів	грн		
- ресурс алмазних кругів (кількість переточувань)	шт.		
Витрати на 1 інструмент ( $A20=A1+A9 \cdot A13$ )	грн		
Наведені витрати на 1 інструмент (на 1 пластину): $B20=B5+B2 \cdot B8/B3$	грн	57,67	68,985
Вартість однієї ріжучої кромки ( $A21=A20/(1+A9)$ )	грн		
Вартість однієї ріжучої кромки ( $B21=B20/B8$ )	грн	9,61	11,50
Стійкість інструменту	дет.	322	480
Кількість деталей, оброблених одним інструментом ( $A23=(1+A9) \cdot A21$ )	дет.		
Кількість деталей, оброблених 1 пластиною (1 комплектом) ( $B23=B8 \cdot B21$ )	дет.	1932	2880
Відносні витрати на інструмент $A24=A21/A22$ на 1 операцію (1 деталь) $B24=B21/B22$	грн		
	грн	0,03	0,02
Витрати на додаткову оснастку (патрони, цанги, перехідники, оправлення)	грн		
Ресурс додаткового оснащення	років	3	3
Розрахунковий фонд роботи обладнання за рік ( $8 \cdot 2 \cdot 250$ )	годин	8640	8640
Час обробки деталі (трудомісткість операції) T	годин	0,025	0,006
Максимальна кількість деталей, оброблених за ресурсний термін додаткового оснащення $B29=B27 \cdot B26/B28$	шт.	1296000	2592000

## Закінчення табл. 5.2

1	2	3	4
Витрати на додаткову оснастку на 1 деталь ( <b>B30=B25/B29</b> )	грн		
Відносні витрати на інструмент і додаткову оснастку на 1 операцію (1 деталь) <b>B31=B24+B30</b>	грн	0,03	0,02
Мінімальна партія постачання пластин	шт.	10	10
Витрати на придбання 1 комплекту інструменту ( <b>B33=B2+B34</b> )	грн	925,2	1008,6
Витрати на придбання 1 комплекту пластин (10 шт.): <b>B34=B5·B32</b>	грн	515,2	633,6

Таблиця 5.3 – Розрахунок витрат на обладнання  $Z_{облад}$  на 1 операцію (на 1 деталь)

1	2	3	4	5	6
			A	B	C
				%	грн
	Витрати на утримання обладнання (за рік) $Z_{yo}$				
1	Вартість обладнання з верстатними пристосуваннями	грн			650000
2	Період амортизації (термін окупності) ( <b>B3=100/A2</b> )	років	10		
3	Амортизаційні відрахування ( <b>C3=C1·B3/100</b> )			10,0	65000
4	Виплати за кредитом ( <b>C4=C1·B4/100</b> )				0
5	Площа під обладнання	м <sup>2</sup>	7		
6	Вартість оренди 1м <sup>2</sup> площі в місяць	грн.			
7	Орендна плата за виробничі площі ( <b>C7=12·A5·A6</b> )	грн.			0
8	Розрахунковий фонд роботи обладнання за рік ( <b>C8=8·250·3</b> )	годин	8640		

Продовження табл. 5.3

1	2	3	4	5	6
9	Витрати на утримання обладнання (за рік) $Z_{yo}$ ( $C9=C3+C4+C7$ )	грн			65000
10	Вартість верстато-години утримання обладнання $C_{в-г yo}$ ( $C10=C9/A8$ )	грн/годин			7,523
Витрати при експлуатації обладнання (за рік) $Z_{eo}$					
11	Кількість робочих годин на зміну		8		
12	Кількість робочих днів за рік		360		
13	Кількість змін		3		
14	Коефіцієнт використання обладнання		0,95		
15	Час експлуатації обладнання за рік ( $A15=A11 \cdot A12 \cdot A13 \cdot A14$ )	годин	8208		
16	Потужність верстата	кВт	20		
17	Вартість 1 кВт/год електроенергії	грн.	0,65		
18	Витрати на електроенергію ( $C18=A15 \cdot A16 \cdot A17$ )	грн.			106704
19	Витрати на ремонт обладнання ( $C19=C1 \cdot B19/100 \cdot A15/A8$ )	грн.		2	12350
20	Витратні матеріали (масло, МОР та ін.) ( $C20=C1 \cdot B20/100 \cdot A15/A8$ )	грн.		1	6175
21	Витрати на експлуатацію обладнання (за рік) $Z_{eo}$ ( $C21=C18+C19+C20$ )	грн.			125229
22	Вартість верстато-години експлуатації обладнання $C_{в-г eo}$ ( $C22=C21/A15$ )	грн/годин			15,26
23	Вартість верстато-години $C_{в-г}$ ( $C23=C10+C22$ )	грн/годин			22,78



## Закінчення табл. 5.3

1	2	3	4	5	6
24	Час обробки деталі (трудомісткість операції) Т	год	0,022		Варіант 1- Підприємство
		час	0,022		Варіант 2 - Tungaloy
25	Витрати на обладнання на 1 операцію (на 1 деталь) $(C_{25} = C_{23} \cdot A_{24} = T \cdot C_{в-г})$	грн			Варіант 1 – Підприємство 0,49
		грн			Варіант 2 - Tungaloy 0,49

Таблиця 5.4 – Розрахунок витрат на заробітну плату  $Z_{з/п}$  на 1 деталь (на 1 операцію)

Статті витрат на заробітну плату	Позначення	Од. виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (Tungaloy)
Трудомісткість операції	Т	год	0,022	0,022
Тарифна ставка робітника	р	грн/год	12,183	12,183
Коефіцієнт підвищення заробітної плати робітника за рахунок застосування прогресивного інструмента	К1		0	0
Основна заробітна плата робітника ( $Z_{осн} = T \cdot p \cdot K1$ )	$Z_{осн}$	грн	0,27	0,22
Додаткова заробітна плата робітника ( $Z_{дод} = K2 \cdot Z_{осн} / 100$ )	К2	%	50	50
Відрахування на соціальне страхування ( $O_{с/с} = K3 \cdot (Z_{осн} + Z_{дод}) / 100$ )	$Z_{дод}$	грн	0,14	0,11
	К3	%	37	37
	$O_{с/с}$	грн	0,15	0,12
Витрати на заробітну плату в розрахунку на 1 деталь (на одну операцію) ( $Z_{з/п} = Z_{осн} + Z_{дод} + O_{с/с} = T \cdot p \cdot K1 \cdot [1 + K2/100 + K3/100 \cdot (1 + K2/100)]$ )	$Z_{з/п}$	грн	0,55	0,45

Таблиця 5.5 – Розрахунок інших витрат  $P_{\text{вир}}$   
на 1 деталь (на 1 операцію)

Коефіцієнт підвищення заробітної плати робітника за рахунок зниження трудомісткості $K1=1,1 \cdot (T1/T2)$								
T1/T2	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0
K1	1,15	1,2	1,25	1,3	1,35	1,4	1,45	1,5

Таблиця 5.6 – Розрахунок інших витрат  
(без урахування витрат на обладнання та інструмент)

Порівнянні показники	Позначення	Од. виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (Tungaloy)
Витрати на заробітну плату	$Z_{з/п}$	грн	0,27	0,22
Відсоток накладних витрат	K4	%	100	100
Величина інших витрат (без урахування витрат на обла- днання та інструмент) ( $P_{\text{вир}} = Z_{з/п} \cdot K4/100$ )	$P_{\text{вир}}$	грн	0,27	0,22

Таблиця 5.7 – Розрахунок сумарних витрат на виконання операції  
точіння  $\sum Z_{\text{оп}} = Z_{\text{інстр}} + Z_{\text{облад}} + Z_{з/п} + P_{\text{вир}}$

Статті витрат (показники) (на 1 деталь, операцію, перехід)	Од. виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2	Частка статей витрат, %	
		Підпри- ємство	Tungaloy	Підпри- ємство	Tungaloy
1	2	3	4	5	6
Трудомісткість обробки T	год	0,025	0,022		
Витрати на інструмент $Z_{\text{інстр}}$	грн	0,030	0,024	2,22	2,017370641
Витрати на обладнання $Z_{\text{облад}}$	грн	0,49	0,49	36,50	41,37728839
Витрати на заробітну плату $Z_{з/п}$ (трудоувитрати)	грн	0,55	0,45	41,22	38,07658779

## Закінчення табл. 5.7

1	2	3	4	5	6
Інші витрати $P_{\text{витр}}$ (до- даткові накладні ви- трати без урахування витрат на обладнання та інструмент)	грн	0,27	0,22	20,06	18,52875318
Сумарні витрати $\Sigma Z_{\text{оп}}$	грн	1,35	1,19	100	100
Економія витрат на 1 деталь	грн		0,16	або	11,79
Вартість 1 комплекту інструменту	грн		1008,6		
Витрати на придбання 1 комплекту пластин	грн		633,6		

Таблиця 5.8 – Ефективність застосування інструментів фірми  
Tungaloy під час обробки деталі "вал-шестірня ведуча"  
за програми N= 2500000 дет./рік

Скорочення витрат	в 1,13 раз	396617 грн/рік
Скорочення трудомісткості T	в 1,16 раз	8583 н/год за рік
Окупність мінімальних витрат 1-го комплекту інструменту (1 комплект = 1 корпус +10 пластин)	6358	деталей
Окупність 2-го і наступних комплектів пластин (10 пластин)	3994	деталей
Кількість деталей, оброблених одним комплек- том пластин, що постачаються (10 пластин)	28800	деталей

Як видно, застосування інструментів фірми Tungaloy замість тра-  
диційних твердосплавних інструментів, що застосовуються на під-  
приємстві, дозволяє в 1,49 разів збільшити стійкість інструмента та в  
1,25 разів зменшити витрати на інструмент, а також в 1,22 разів змен-  
шити витрати на заробітну плату робітника в розрахунку на 1 деталь.  
У кінцевому підсумку це призвело до зменшення сумарних витрат  
в 1,13 разів, що становить 0,16 грн економії витрат на 1 деталь.



Рисунок 5.1 – Ріжучі інструменти фірми Tungaloy (Японія)

Отже, перехід на обробку деталей із сталі 18ХГТ збірними ріжучими твердосплавними інструментами зі зносостійкими покриттями фірми Tungaloy є економічно доцільним, тому що забезпечує зменшення трудомісткості та підвищення продуктивності обробки і якості оброблюваних поверхонь деталей.

### 5.3. Визначення складових сил різання, що діють на передній і задній поверхнях різця

Процес точіння є одним із основних методів формоутворення поверхонь деталей машин різанням завдяки відносно низькій енергоємності обробки. Це дозволяє здійснювати високопродуктивну обробку в широких діапазонах зміни параметрів режиму різання, включаючи високошвидкісне різання. Використання сучасних збірних твердосплавних різців зі зносостійкими покриттями відкрило нові можливості інтенсифікації процесу обробки і досягнення високих показників якості оброблюваних поверхонь. Одним із обмежуючих чинників при цьому є збільшення силової і теплової напруженостей процесу різання у зв'язку зі зношуванням інструменту та утворенням на ньому майданчики зношування. Тому важливо кількісно оцінити складові сили різання, що виникають на передній і задній поверхнях різця під час різання.

Необхідність вирішення даного завдання пов'язана із тим, що у науково-технічній літературі відсутні аналітичні залежності, які окремо описують сили різання, що виникають на передній і задній поверхнях різця, із урахуванням величини майданчиків зношування, що утворюються на задній поверхні різця. Відсутність цих залежностей не дозволяє повною мірою оцінити роль довжини майданчика зношування у формуванні силової і теплової напруженостей процесу різання та визначити умови, за яких можливий процес різання без погіршення якості оброблюваних поверхонь. Тому важливо розробити теоретичний підхід до визначення сил різання, що виникають на передній і задній поверхнях різця, із урахуванням величини майданчика зношування, що утворюється на задній поверхні різця [27].

Тангенціальну  $P_z$  і радіальну  $P_y$  складові сили різання під час точіння, які обумовлені процесами різання і тертя, у загальному вигляді можна описати такими залежностями [78]:

$$P_z = P_{z_{\text{різ}}} + P_{z_{\text{тр}}}; \quad (5.24)$$

$$P_y = P_{y_{\text{різ}}} + P_{y_{\text{тр}}}, \quad (5.25)$$

де  $P_{z_{\text{різ}}}$ ;  $P_{y_{\text{різ}}}$  – тангенціальна і радіальна складові сили різання, що виникають на передній поверхні різця, Н;

$P_{z_{\text{TP}}}$ ;  $P_{y_{\text{TP}}}$  – тангенціальна і радіальна складові сили різання, що виникають на задній поверхні різця внаслідок тертя оброблюваного матеріалу із площиною зношування, що утворюється на задній поверхні різця, Н.

Як встановлено у роботі [52], відношення  $P_{z_{\text{pi3}}} / P_{y_{\text{pi3}}}$  виражається залежністю  $P_{z_{\text{pi3}}} / P_{y_{\text{pi3}}} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$ , де  $\psi$  – умовний кут тертя оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею різця ( $\text{tg}\psi = f$  – коефіцієнт тертя);  $\gamma$  – позитивний передній кут різця.

За умови  $\gamma = 0$  відношення  $P_{z_{\text{pi3}}} / P_{y_{\text{pi3}}} = \text{ctg}\psi = 1/f$ . Із певним наближенням можна прийняти, що  $P_{z_{\text{TP}}} / P_{y_{\text{TP}}} = f$ . Тоді залежності (5.24) і (5.25) виразяться:

$$P_z = P_{z_{\text{pi3}}} \cdot \left( 1 + \frac{P_{z_{\text{TP}}}}{P_{z_{\text{pi3}}}} \right); \quad (5.26)$$

$$P_y = f \cdot P_{z_{\text{pi3}}} + \frac{P_{z_{\text{TP}}}}{f} = P_{z_{\text{pi3}}} \cdot \left( f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{TP}}}}{P_{z_{\text{pi3}}}} \right). \quad (5.27)$$

У результаті вдалося виразити складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$  через відношення  $P_{z_{\text{TP}}} / P_{z_{\text{pi3}}}$ . Із його збільшенням складові сили різання збільшуються, що узгоджується із практикою різання.

Оскільки коефіцієнт тертя  $f < 1$  та, відповідно, відношення  $1/f$ , яке знаходиться у другому доданку залежності (5.27), завжди більше коефіцієнта тертя  $f$ , що знаходиться у першому доданку, то зі збільшенням відношення  $P_{z_{\text{TP}}} / P_{z_{\text{pi3}}}$  другий доданок буде суттєво збільшуватися до значення першого доданка й більше. Цим показано, що наявність відношення  $1/f$ , яке входить до другого доданку залежності (5.27), зумовлює значне збільшення радіальної складової сили різання  $P_y$  та, відповідно, підвищення силової і теплової напруженостей процесу різання, зниження якості та точності оброблюваних поверхонь із часом обробки, тобто зі зношенням задньої поверхні різця.

Очевидно, тангенціальна складова сили різання  $P_z$ , що описується залежністю (5.26), значно менше залежить від збільшення відношення  $P_{z_{\text{TP}}} / P_{z_{\text{pi3}}}$ , ніж радіальна складова сили різання  $P_y$ , що опи-

сується залежністю (5.27). Для оцінювання інтенсивності зміни відношення  $P_z/P_y$  необхідно проаналізувати залежність:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left(1 + \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{пріз}}}}\right)}{\left(f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{пріз}}}}\right)}. \quad (5.28)$$

У табл. 5.9 і на рис. 5.2 наведено розрахункові значення відношення  $P_z/P_y$  залежно від відношення  $P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}}$  для різних значень коефіцієнта тертя  $f$ .

Таблиця 5.9 – Розрахункові значення відношення  $P_z/P_y$

$P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}}$	0	0,125	0,25	0,5	0,75	1	2	10
$P_z/P_y$ для $f=0,3$	3,33	1,57	1,1	0,763	0,625	0,55	0,43	0,32
$P_z/P_y$ для $f=0,1$	10	0,83	0,48	0,294	0,23	0,198	0,1	0,099

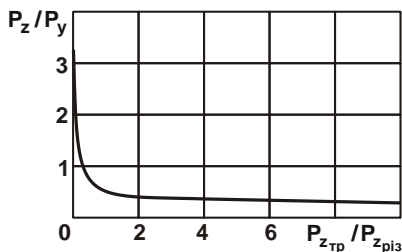


Рисунок 5.2 – Залежність відношення  $P_z/P_y$  від відношення  $P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}}$  для  $f=0,3$

Зі збільшенням відношення  $P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}}$  відношення  $P_z/P_y$  безперервно зменшується від значення  $1/f$  (за умови  $P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}} = 0$ ) до значень, які менше одиниці. Отже, у початковий момент обробки, коли  $P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}} = 0$ , відношення  $P_z/P_y = 1/f$  приймає значення, більше одиниці, тобто  $P_z > P_y$ . За умови  $P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{пріз}}} = 0,5$  відношення  $P_z/P_y$  менше одиниці, тобто  $P_z < P_y$ , а зі зменшенням коефіцієнта тертя  $f$  до значен-

ня 0,1 відношення  $P_z/P_y$  стає менше одиниці навіть за меншого значення  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РіЗ}}}$ .

Щоб визначити значення відношення  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РіЗ}}}$ , за яким відношення  $P_z/P_y$  стає рівним одиниці, необхідно вирішити рівняння, отримане на основі залежності (5.28):

$$\frac{\left(1 + \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{РіЗ}}}}\right)}{\left(f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{РіЗ}}}}\right)} = 1. \quad (5.29)$$

У результаті вирішення цього рівняння отримано:

$$\frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{РіЗ}}}} = f. \quad (5.30)$$

Отже, відношення  $P_z/P_y$  за умови  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РіЗ}}} = f$  приймає значення, рівне одиниці, тобто чим більше коефіцієнт тертя  $f$ , тим більше значення  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РіЗ}}}$ . Цим пояснюються результати розрахунків, наведені в табл. 5.9. Так, зі збільшенням коефіцієнта тертя  $f$  (від 0,1 до 0,3) відношення  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РіЗ}}}$ , за яким виконується умова  $P_z/P_y = 1$ , збільшується, а відношення  $P_z/P_y$  також приймає великі значення.

Отримане рішення справедливе для нульового переднього кута різця. У разі позитивного переднього кута різця  $\gamma$  маємо:

$$\frac{P_{z_{\text{РіЗ}}}}{P_{y_{\text{РіЗ}}}} = \text{ctg}(\psi - \gamma) = \frac{(1 + f \cdot \text{tg}\gamma)}{(f - \text{tg}\gamma)}. \quad (5.31)$$

Тоді залежність (5.25) набуде вигляду:

$$P_y = P_{z_{\text{РіЗ}}} \cdot \left( \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{РіЗ}}}} \right). \quad (5.32)$$

Зі збільшенням переднього кута різця  $\gamma$  перший доданок залежності (5.32) зменшується, що посилює другий доданок у разі утворення на задній поверхні різця майданчика зношування.

Відношення  $P_z/P_y$  із урахуванням залежностей (5.24) і (5.25) опишеться:



$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left(1 + \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}\right)}{\left(\frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}\right)}. \quad (5.33)$$

Використовуючи експериментальні значення відношення  $P_z/P_y$ , можна розрахувати значення відношення  $P_{z_{\text{ТР}}}/P_{z_{\text{піз}}}$ . Це відкриває нові можливості аналізу закономірностей зміни складових сили різання, обумовлених процесами різання і тертя.

За умови  $P_z/P_y = 1$  залежність (5.33) набуває вигляду рівняння щодо невідомої величини  $P_{z_{\text{ТР}}}/P_{z_{\text{піз}}}$ :

$$\frac{\left(1 + \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}\right)}{\left(\frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}\right)} = 1. \quad (5.34)$$

Вирішення рівняння:

$$\frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{піз}}}} = \frac{\left(1 - \frac{f \cdot \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma}\right) \cdot f}{(1 - f)}. \quad (5.35)$$

У табл. 5.10 і на рис. 5.3 наведено розрахункові значення відношення  $P_{z_{\text{ТР}}}/P_{z_{\text{піз}}}$  залежно від переднього кута різця  $\gamma$  за умови  $f = 0,3$ .

Таблиця 5.10 – Розрахункові значення відношення  $P_{z_{\text{ТР}}}/P_{z_{\text{піз}}}$  для  $f = 0,3$

$\gamma$ , градус	0	10	20	30
$P_{z_{\text{ТР}}}/P_{z_{\text{піз}}}$	0,3	0,378	0,453	0,53

Як видно, зі збільшенням кута  $\gamma$  відношення  $P_{z_{\text{ТР}}}/P_{z_{\text{піз}}}$  збільшується. Це указує на те, що умова  $P_z/P_y = 1$  виконується при більшому значенні  $P_{z_{\text{ТР}}}$  відносно значення  $P_{z_{\text{піз}}}$ . Отже, у цьому випадку величина майданчика зношування, що утворюється на задній поверхні

різця, менше впливає на відношення  $P_z / P_y$ , тобто в більшому діапазоні зміни  $P_{z_{тр}} / P_{z_{різ}}$  справедлива умова  $P_z > P_y$  та з меншою силовою напруженістю здійснюється процес різання.

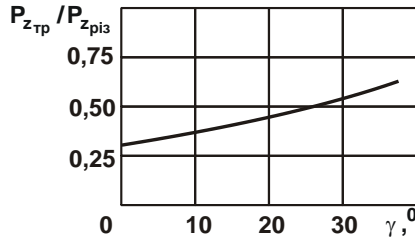


Рисунок 5.3 – Залежність відношення  $P_{z_{тр}} / P_{z_{різ}}$  від переднього кута різця  $\gamma$  для  $f = 0,3$

Для оцінювання достовірності отриманого рішення проведено аналіз зміни відношення  $P_{z_{тр}} / P_{z_{різ}}$  за експериментальними значеннями складових сили різання під час точіння (рис. 5.4 [6]). У даному випадку має місце процес невільного різання, тому замість величини  $P_y$  слід розглядати величину  $\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ .

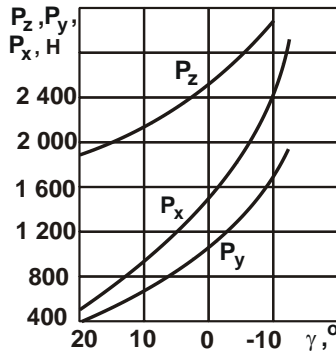


Рисунок 5.4 – Вплив переднього кута різця на складові сили різання  $P_z, P_y, P_x$  під час точіння: сталь 40;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $t = 4$  мм;  
 $S = 0,285$  мм/об.;  $V = 40$  м/хв [6]

Наведені в табл. 5.11 експериментально встановлені значення відношення  $P_z/P_y$  показують, що вони зменшуються зі зменшенням переднього кута різця  $\gamma$  (тобто із переходом від позитивних до негативних значень  $\gamma$ ). Отже, чим більше позитивний передній кут різця  $\gamma$ , тим більше відношення  $P_z/P_y$  і вище ефективність процесу різання, тому що менше інтенсивність тертя різця із оброблюваним матеріалом.

Таблиця 5.11 – Експериментальні значення  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_z/P_y$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_z$ , Н	1850	2150	2550	3100
$P_y$ , Н	600	1060	1740	2970
$P_z/P_y$	3,083	2,028	1,465	1,043

Як витікає із табл. 5.11, за умови  $\gamma = -10^\circ$  відношення  $P_z/P_y$  практично дорівнює одиниці. Встановити залежність між відношеннями  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РІЗ}}}$  і  $P_z/P_y$  можна на основі рівняння (5.33), подаючи його у вигляді:

$$\frac{P_{z_{\text{ТР}}}}{P_{z_{\text{РІЗ}}}} = \frac{\left[ \left( \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} \right) - \frac{P_y}{P_z} \right]}{\left( \frac{P_y}{P_z} - \frac{1}{f} \right)}. \quad (5.36)$$

У табл. 5.12 і на рис. 5.5 наведено розраховані за залежністю (5.36) значення відношення  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РІЗ}}}$  за умови  $f = 0,4$  із урахуванням експериментальних значень  $P_z/P_y$ , отриманих за даними, наведеними в табл. 5.11. Як видно, зі зменшенням переднього кута різця  $\gamma$  вони збільшуються.

Таблиця 5.12 – Розрахункові значення  $P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РІЗ}}}$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_z/P_y$	3,083	2,028	1,465	1,043
$P_{z_{\text{ТР}}} / P_{z_{\text{РІЗ}}}$	0,1346	0,1415	0,155	0,22

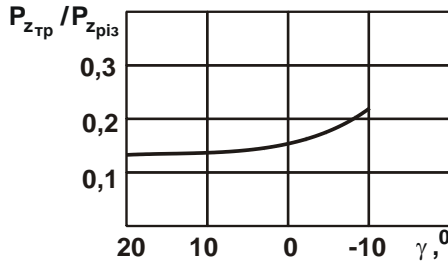


Рисунок 5.5 – Залежність відношення  $P_{z_{TP}} / P_{z_{pi3}}$  від переднього кута різця  $\gamma$  для  $f = 0,4$

Порівнюючи отримане значення  $P_{z_{TP}} / P_{z_{pi3}} = 0,155$  (для  $\gamma = 0$ ) із аналогічними значеннями, наведеними в табл. 5.10, видно, що воно отримано за умови відносно невеликого зношення задньої поверхні різця, оскільки в іншому випадку воно приймало б дуже великі значення ( $P_{z_{TP}} / P_{z_{pi3}} = 0,5 \dots 10$ ). Це указує на те, що проведено нетривалі експериментальні дослідження, у результаті чого зношування різця незначне, оскільки відношення  $P_{z_{TP}} / P_{z_{pi3}}$  приймає невеликі значення.

Для визначення значень складових сили різання  $P_{z_{pi3}}$  і  $P_{z_{TP}}$  необхідно скористатися залежністю (5.26), представляючи її у вигляді:

$$P_{z_{pi3}} = \frac{P_z}{\left(1 + \frac{P_{z_{TP}}}{P_{z_{pi3}}}\right)}. \quad (5.37)$$

Використовуючи значення  $P_{z_{TP}}$  (табл. 5.12), у табл. 5.13 і на рис. 5.6 наведено розраховані за залежностями (5.37) і  $P_{z_{TP}} = P_z - P_{z_{pi3}}$  значення  $P_{z_{pi3}}$  і  $P_{z_{TP}}$ .

Як витікає із табл. 5.13, зі зменшенням переднього кута різця  $\gamma$  значення  $P_{z_{pi3}}$  і  $P_{z_{TP}}$  збільшуються. Це пов'язано зі збільшенням інтенсивності тертя в зоні різання. Однак  $P_{z_{pi3}} > P_{z_{TP}}$ , оскільки здійснювалися нетривалі експериментальні дослідження, різець зношувався незначно, а відношення  $P_{z_{TP}} / P_{z_{pi3}}$  приймало невеликі значення.

Таблиця 5.13 – Розрахункові значення  $P_{z_{\text{різ}}}$ ,  $P_{z_{\text{тп}}}$  і  $P_{z_{\text{тп}}}/P_z$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_{z_{\text{різ}}}$ , Н	1630,5	1883,5	2207,8	2541
$P_{z_{\text{тп}}}$ , Н	219,5	266,5	342,2	559
$P_{z_{\text{тп}}}/P_z$	0,119	0,124	0,134	0,18

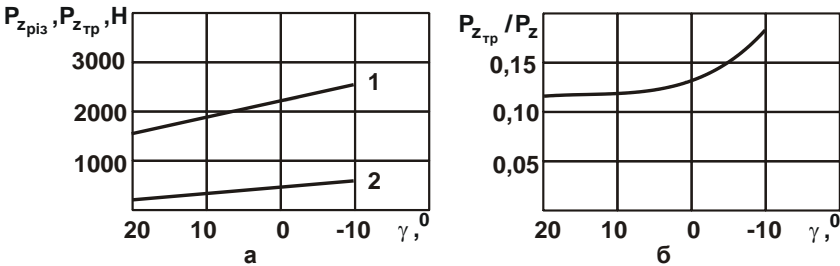


Рисунок 5.6 – Залежність  $P_{z_{\text{різ}}}$  (1),  $P_{z_{\text{тп}}}$  (2) (а) і відношення  $P_{z_{\text{тп}}}/P_z$  (б) від переднього кута різця  $\gamma$

Відношення  $P_{z_{\text{тп}}}/(P_{z_{\text{різ}}} + P_{z_{\text{тп}}}) = P_{z_{\text{тп}}}/P_z$  за фізичною суттю визначає частку енергії тертя в загальному енергетичному балансі процесу різання на передній поверхні різця. Виходячи із табл. 5.13, воно змінюється в невеликих межах 0,119 ... 0,18, тобто частка енергії тертя становить 11,9 ... 18 %. Очевидно, зменшити частку енергії тертя можна збільшенням переднього кута різця  $\gamma$ . Складові сили різання  $P_{y_{\text{різ}}}$  і  $P_{y_{\text{тп}}}$ , виходячи із залежності (5.32), визначаються:

$$P_{y_{\text{різ}}} = \left( \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} \right) \cdot P_{z_{\text{різ}}}; \quad (5.38)$$

$$P_{y_{\text{тп}}} = \frac{1}{f} \cdot P_{z_{\text{тп}}}. \quad (5.39)$$

У табл. 5.14 і на рис. 5.7 наведено розрахункові значення  $P_{y_{\text{різ}}}$  і  $P_{y_{\text{тп}}}$  із урахуванням значень  $P_{z_{\text{різ}}}$  і  $P_{z_{\text{тп}}}$ , прийнятих із табл. 5.13.

Таблиця 5.14 – Розрахункові значення  $P_{y_{\text{різ}}}$ ,  $P_{y_{\text{тр}}}$ ,  $P_{y_{\text{тр}}}/P_{y_{\text{різ}}}$  і  $P_{y_{\text{різ}}}/P_y$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_{y_{\text{різ}}}$ , Н	51,2	393,8	884,5	1572,5
$P_{y_{\text{тр}}}$ , Н	548,8	663,3	855,5	1397,5
$P_y$ , Н	600	1057,1	1740	2970
$P_{y_{\text{тр}}}/P_{y_{\text{різ}}}$	10,72	1,69	0,97	0,89
$P_{y_{\text{різ}}}/P_y$	0,085	0,373	0,508	0,53

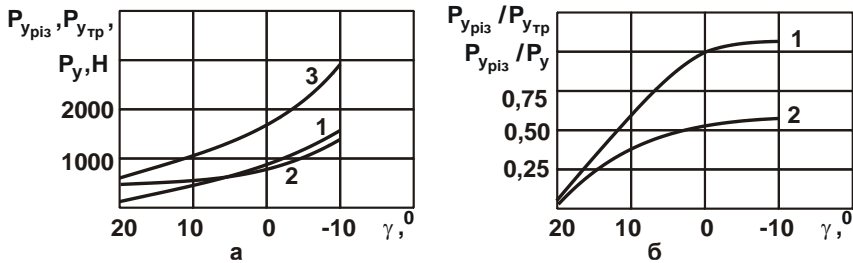


Рисунок 5.7 – Залежності  $P_{y_{\text{різ}}}$  (1),  $P_{y_{\text{тр}}}$  (2),  $P_y$  (3) (а)

і  $P_{y_{\text{різ}}}/P_{y_{\text{тр}}}$  (1),  $P_{y_{\text{різ}}}/P_y$  (2) (б) від переднього кута різця  $\gamma$

Як витікає із табл. 5.14, зі зменшенням переднього кута різця  $\gamma$  значення  $P_{y_{\text{різ}}}$  і  $P_{y_{\text{тр}}}$  збільшуються. При цьому в діапазоні  $\gamma = 20^\circ \dots 0^\circ$  виконується умова  $P_{y_{\text{тр}}} > P_{y_{\text{різ}}}$ , а за умови  $\gamma < -10^\circ$ , навпаки,  $P_{y_{\text{тр}}} < P_{y_{\text{різ}}}$ , що пов'язано із погіршенням умов стружкоутворення під час різання.

Відношення  $P_{y_{\text{тр}}}/P_{y_{\text{різ}}}$  зі зменшенням переднього кута різця  $\gamma$  зменшується, особливо інтенсивно в діапазоні  $\gamma = 20^\circ \dots 0^\circ$ .

Із метою перевірки правильності виконаних розрахунків у табл. 5.14 і на рис. 5.7 наведено розрахункові значення радіальної складової сили різання  $P_y = P_{y_{\text{різ}}} + P_{y_{\text{тр}}}$ . Як видно, вони фактично збігаються із експериментально встановленими значеннями (табл. 5.11). Це указує на достовірність виконаних розрахунків та запропонованого теоретичного

підходу до визначення сил різання, що виникають на передній і задній поверхнях різця під час точіння із урахуванням величини майданчика зношування, що утворюється на задній поверхні різця.

Відношення  $P_{y_{\text{піз}}} / (P_{y_{\text{піз}}} + P_{y_{\text{тр}}}) = P_{y_{\text{піз}}} / P_y$  за фізичною суттю визначає частку енергії тертя у загальному енергетичному балансі процесу різання на задній поверхні різця. Виходячи із табл. 5.9, воно змінюється в широких межах (0,085 ... 0,53), тобто частка енергії тертя становить 8,5 ... 53 %. Зменшити частку енергії тертя можна збільшенням переднього кута різця  $\gamma$ . Як видно, частка енергії тертя у загальному енергетичному балансі процесу різання на задній поверхні різця за умови  $\gamma = 20^\circ$  порівняна, а за умови  $\gamma = -10^\circ$  – значно більше частки енергії тертя в енергетичному балансі процесу різання на передній поверхні різця.

#### 5.4. Оцінювання енергії тертя у загальному енергетичному балансі механічної обробки різанням

Науковими передумовами вирішення завдання оцінювання енергії тертя у загальному енергетичному балансі механічної обробки різанням слід розглядати результати досліджень [90, 97], у яких запропоновано підходи роздільного оцінювання енергій різання і тертя у загальному енергетичному балансі процесу шліфування та які можна використати в умовах лезової обробки різанням.

Із залежності (5.27) витікає, що коефіцієнт тертя  $f$  різця із оброблюваним матеріалом неоднозначно впливає на радіальну  $P_y$  складову сили різання, тобто існує екстремум функції  $P_y$  від  $f$ . Для визначення екстремального значення коефіцієнта тертя  $f$  слід залежність (5.27) підпорядкувати необхідній умові екстремуму:  $(P_y)'_f = 0$ . У результаті отримано:

$$(P_y)'_f = 1 - \frac{1}{f^2} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}} = 0. \quad (5.40)$$

Звідси визначається екстремальне значення коефіцієнта тертя:

$$f_{\text{екстр}} = \sqrt{\frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}}. \quad (5.41)$$

Далі слід визначити характер екстремуму функції  $P_y$  від коефіцієнта тертя  $f$ . Для цього необхідно встановити знак другої похідної функції  $P_y$  від коефіцієнта тертя  $f$  у точці її екстремуму. Після перетворень залежності (5.40) отримано:

$$(P_y)''_f = \frac{2}{f^3} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{різ}}}} > 0. \quad (5.42)$$

Як видно, друга похідна функції  $P_y$  від  $f$  у точці її екстремуму приймає позитивне значення. Отже, має місце мінімум функції  $P_y$  від  $f$ . Тому під час вибору оптимального значення коефіцієнта тертя  $f$  необхідно виходити із умови (5.41): чим менше  $P_{z_{\text{тр}}} / P_{z_{\text{різ}}}$ , тим менше повинен бути коефіцієнт тертя.

Радіальна  $P_y$  складова сили різання у цьому випадку, після підстановки залежності (5.41) у (5.27), набуває вигляду:

$$(P_y)_{\text{min}} = 2 \cdot \sqrt{P_{z_{\text{різ}}} \cdot P_{z_{\text{тр}}}}. \quad (5.43)$$

Із залежності (5.43) витікає, що мінімальне значення радіальної  $P_y$  складової сили різання визначається добутком складових сили різання  $P_{z_{\text{різ}}}$  і  $P_{z_{\text{тр}}}$ , які однаковою мірою впливають на  $P_{z_{\text{різ}}}$  і  $P_{z_{\text{тр}}}$ . Зменшуючи  $P_{z_{\text{тр}}}$  до нуля, можна зменшити до нуля значення  $(P_y)_{\text{min}}$ . У цьому випадку  $f_{\text{екстр}} = 0$ , а тангенціальна складова сили різання  $P_z = P_{z_{\text{різ}}}$ .

Як відомо, домогтися найменшого значення коефіцієнта тертя  $f$  можна завдяки застосуванню таких інструментальних матеріалів, як алмаз та інші надтверді (природні і синтетичні) матеріали, що характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя із оброблюваним матеріалом.

Для кількісного оцінювання характеру змінювання радіальної складової сили різання  $P_y$  зі збільшенням коефіцієнта тертя  $f$  слід подати відношення  $P_y / (P_y)_{\text{min}}$  із урахуванням залежностей (5.27) і (5.43) у вигляді:

$$\frac{P_y}{(P_y)_{\text{min}}} = \frac{1}{2} \cdot \left( f \cdot \sqrt{\frac{P_{z_{\text{різ}}}}{P_{z_{\text{тр}}}}} + \frac{1}{f} \cdot \sqrt{\frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{різ}}}}} \right). \quad (5.44)$$



Розглядаючи коефіцієнт тертя  $f$  у вигляді виразу:  $f = n \cdot f_{\text{екстр}} = n \cdot \sqrt{P_{z_{\text{тр}}} / P_{y_{\text{різ}}}}$  і підставляючи отриманий вираз у залежність (5.44), маємо:

$$\frac{P_y}{(P_y)_{\min}} = \frac{1}{2} \cdot \left( n + \frac{1}{n} \right), \quad (5.45)$$

де  $n$  – додатне число.

У табл. 5.15 і на рис. 5.8 наведено розрахункові значення відношення  $P_y / (P_y)_{\min}$  залежно від  $n$ . Як видно, відношення  $P_y / (P_y)_{\min}$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму за умови  $n = 1$ . Отже всі розрахунки виконано правильно.

Таблиця 5.15 – Розрахункові значення відношення  $P_y / (P_y)_{\min}$

$n$	0	0,25	0,5	1	1,5	2	2,5
$P_y / (P_y)_{\min}$	$\infty$	2,125	1,25	1	1,083	1,25	1,45

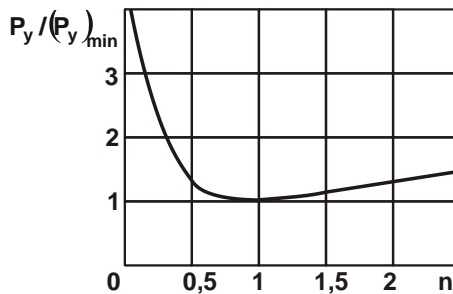


Рисунок 5.8 – Залежність відношення  $P_y / (P_y)_{\min}$  від  $n$

У разі позитивного переднього кута різця ( $\gamma > 0$ ) відношення  $P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}}$  набуває вигляду:  $P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$ , де  $(\psi - \gamma)$  – кут дії;  $\psi$  – умовний кут тертя оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею різця ( $\text{tg}\psi = f$  – коефіцієнт тертя) [97]. Тоді після тригонометричних перетворень маємо:

$$\frac{P_{z_{\text{різ}}}}{P_{y_{\text{різ}}}} = \text{ctg}(\psi - \gamma) = \frac{(1 + f \cdot \text{tg}\gamma)}{(f - \text{tg}\gamma)}. \quad (5.46)$$

Звідси

$$P_{y_{\text{піз}}} = P_{z_{\text{піз}}} \cdot \left( \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} \right). \quad (5.47)$$

Після підстановки залежності (5.47) у залежність (5.27) отримано:

$$P_y = P_{z_{\text{піз}}} \cdot \left( \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}} \right). \quad (5.48)$$

У даному випадку, як і в залежності (5.27), коефіцієнт тертя  $f$  неоднозначно впливає на радіальну  $P_y$  складову сили різання, тобто існує екстремум функції  $P_y$  від коефіцієнта тертя  $f$ . Для визначення екстремального значення коефіцієнта тертя  $f$  слід залежність (5.48) підпорядкувати необхідній умові екстремуму:  $(P_y)'_f = 0$ . Тоді

$$(P_y)'_f = \frac{1 + \text{tg}^2\gamma}{(1 + f \cdot \text{tg}\gamma)^2} - \frac{1}{f^2} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}} = 0. \quad (5.49)$$

Після перетворень отримано рівняння:

$$\left( \frac{f}{\cos\gamma + f \cdot \sin\gamma} \right)^2 = \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}. \quad (5.50)$$

Звідки отримано екстремальне значення коефіцієнта тертя:

$$f_{\text{екстр}} = \frac{\cos\gamma}{\left( \sqrt{\frac{P_{z_{\text{піз}}}}{P_{z_{\text{тр}}}}} - \sin\gamma \right)}. \quad (5.51)$$

Для оцінювання характеру екстремуму функції  $P_y$  від  $f$  необхідно визначити знак другої похідної функції  $P_y$  від  $f$  у точці її екстремуму:

$$(P_y)''_f = -\frac{(1 + \text{tg}^2\gamma) \cdot \text{tg}\gamma}{(1 + f \cdot \text{tg}\gamma)^4} + \frac{2}{f^3} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}}. \quad (5.52)$$

За умови  $\gamma = 0$  друга похідна  $(P_y)''_f = \frac{2}{f^3} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{піз}}}} > 0$ . Отже, у резуль-

таті приходимо до залежності (5.42).

Зі збільшенням переднього кута різця  $\gamma$  перший доданок залежності (5.52) приймає негативне значення і визначається множителем  $\text{tg}\gamma$ , який за умови  $\gamma = 0^\circ \dots 20^\circ$  приймає значення, менші другого до-

данка залежності (5.52). Із цього можна зробити висновок, що друга похідна функції  $P_y$  від  $f$  у точці її екстремуму приймає позитивне значення. Отже, має місце мінімум функції  $P_y$  від  $f$ .

Аналіз залежності (5.51) показує, що за умови  $\gamma = 0$  справедливе співвідношення  $f_{\text{екстр}} = \sqrt{P_{z_{\text{тр}}} / P_{z_{\text{різ}}}}$ . Це відповідає залежності (5.41) за умови  $\gamma = 0$ , тому розрахунки виконано правильно.

Зі збільшенням відношення  $P_{z_{\text{різ}}} / P_{z_{\text{тр}}}$  коефіцієнт тертя  $f_{\text{екстр}}$  зменшується до значення  $f_{\text{екстр}} = \sqrt{P_{z_{\text{тр}}} / P_{z_{\text{різ}}}}$ . Очевидно, за умови  $P_{z_{\text{тр}}} = 0$  справедлива умова  $f_{\text{екстр}} = 0$ .

Оскільки відношення  $P_{z_{\text{різ}}} / P_{z_{\text{тр}}} > 1$ , то тригонометрична функція  $\sin \gamma$ , що входить у знаменник залежності (5.51), несуттєво впливає на зміну коефіцієнта тертя  $f_{\text{екстр}}$ . У зв'язку із цим, зі збільшенням позитивного переднього кута різця  $\gamma$  коефіцієнта тертя  $f_{\text{екстр}}$  буде зменшуватися.

Для негативного переднього кута різця ( $\gamma < 0$ ) залежність (5.51) набуває вигляду:

$$f_{\text{екстр}} = \frac{\cos \gamma}{\left( \sqrt{\frac{P_{z_{\text{різ}}}}{P_{z_{\text{тр}}}} + \sin \gamma} \right)}. \quad (5.53)$$

У даному випадку зі збільшенням негативного переднього кута різця  $\gamma$  функція  $\cos \gamma$  зменшується, а функція  $\sin \gamma$ , навпаки, збільшується. Це призводить до зменшення коефіцієнта тертя  $f_{\text{екстр}}$ , чим можна пояснити ефективність застосування надтвердих абразивних матеріалів як інструментальних матеріалів для виготовлення шліфувальних кругів, у яких передній кут ріжучих зерен завжди негативний.

Необхідно зазначити, що екстремальний характер функції  $P_y$  від коефіцієнта тертя  $f$  справедливий за умови утворення на задній поверхні різця майданчика зношування у зв'язку із наявністю другого доданка у залежності (5.27). Очевидно, зі збільшенням майданчика зношування відношення  $P_{z_{\text{тр}}} / P_{z_{\text{різ}}}$  збільшується, викликаючи підвищення  $P_y$ , оскільки перший доданок залежності (5.27) залишається практично незмінним.

Для оцінювання силової напруженості процесу різання доцільно використати залежність для визначення відношення  $P_z / P_y$ , яка за умови  $\gamma = 0$  набуває вигляду:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left( 1 + \frac{P_{z_{\text{TP}}}}{P_{z_{\text{PI3}}}} \right)}{\left( f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{TP}}}}{P_{z_{\text{PI3}}}} \right)}. \quad (5.54)$$

Як видно, відношення  $P_z / P_y$  відрізняється від коефіцієнта тертя  $f$  і може бути порівняним із ним лише за умови  $P_{z_{\text{TP}}} / P_{z_{\text{PI3}}} \rightarrow 0$ , тобто фактично за умови відсутності тертя задньої поверхні різця із оброблюваних матеріалом.

Другий доданок у знаменнику залежності (5.54) може бути більше чисельника. У цьому випадку відношення  $P_z / P_y < 1$ , що указує на надзвичайно високу силову напруженість процесу різання. Отже, у формуванні силової напруженості процесу різання переважає процес стружкоутворення, хоча й інтенсивність тертя у зоні різання в ряді випадків може бути порівняною із інтенсивністю знімання металу. Таким чином, за відношеннями значень першого і другого доданків у знаменнику залежності (5.54) можна оцінювати частки енергій різання і тертя у загальному енергетичному балансі процесу різання.

Для перевірки достовірності отриманих теоретичних рішень використано експериментальні дані складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$ , які отримано під час точіння залежно від швидкості різання  $V$  (рис. 5.9 [6]), і відношення  $P_z / P_y$ , розглядаючи в умовах косокутного різання замість  $P_y$  величину  $\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$  (табл. 5.16).

Як витікає із табл. 5.16, відношення  $P_z / P_y$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  збільшується, приймаючи достатньо великі значення. Виходячи із залежності (5.54), це пов'язано із невеликим значенням другого доданка, що входить у знаменник залежності, оскільки в іншому випадку відношення  $P_z / P_y$  приймало б невеликі значення – на рівні  $P_z / P_y \rightarrow 1$  й менше. Із цього витікає, що силова напруженість процесу

різання у даному випадку обумовлена в основному процесом стружкоутворення, оскільки інтенсивність тертя у зоні різання незначна.

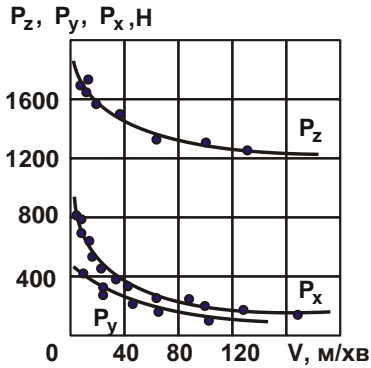


Рисунок 5.9 – Вплив швидкості різання  $V$  на складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$  під час точіння титанового сплаву ВТ1:  $\varphi=70^\circ$ ;  $t=2,5$  мм;  $S=0,47$  мм/об [6]

Таблиця 5.16 – Значення відношення  $P_z/P_y$  і кута дії  $(\psi - \gamma)$

$V$ , м/хв	20	40	80	120
$P_z/P_y$	3	4,4	5,4	7
$(\psi - \gamma)$ , °	18	13	10	8

Особливого значення ця закономірність набуває зі збільшенням швидкості різання  $V$  внаслідок зменшення першого доданка (коефіцієнта тертя  $f$ ) у знаменнику залежності (5.54), оскільки в іншому випадку збільшився б другий доданок у знаменнику  $i$ , відповідно, зменшилося б відношення  $P_z/P_y$ .

Таким чином, із використанням аналітичної залежності (5.54) можна виконати аналіз закономірностей зміни відношення  $P_z/P_y$  та розкрити фізичну сутність процесу різання й оцінити значення тертя у формуванні силової напруженості процесу різання.

Із урахуванням незначного впливу другого доданку в знаменнику залежності (5.54) на відношення  $P_z/P_y$  можна наближено визначити

зміну коефіцієнта тертя  $f = \operatorname{tg}\psi$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  (рис. 5.9) шляхом використання відомої аналітичної залежності  $P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$  [97], розглядаючи в ній  $P_{z_{\text{різ}}} / P_{y_{\text{різ}}} \approx P_z / P_y$  (табл. 5.16). Так, розрахунково-експериментальним методом встановлено, що кут дії  $(\psi - \gamma)$  безперервно зменшується зі збільшенням швидкості різання  $V$ . Це пов'язано зі зменшенням умовного кута тертя  $\psi$  (тому що передній кут різця  $\gamma$  залишається постійним) зі збільшенням температури різання. У результаті коефіцієнт тертя  $f = \operatorname{tg}\psi$  стружки із передньою поверхнею різця зменшується. Із цього витікає, що зменшення сили різання відбувається із-за зменшення кута дії  $(\psi - \gamma)$ . Цей висновок відкриває нові можливості зменшення силової напруженості процесу різання, підвищення продуктивності та якості обробки.

## 5.5. Теоретичне визначення умов підвищення точності обробки глибоких отворів

Визначення шляхів підвищення точності та продуктивності обробки глибоких отворів є актуальним завданням машинобудування [46]. Тому важливо теоретично обґрунтувати умови формування похибок обробки глибоких отворів для методів лезової і абразивної обробок, у тому числі високошвидкісної обробки. Під час механічної обробки радіальна складова сили різання  $P_y$ , що визначає пружне переміщення  $u$ , яке виникає в технологічній системі, описується залежністю:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S_{\text{зріз}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (5.55)$$

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

$P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

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

Під час точіння і розточування (рис. 5.10) із урахуванням залежностей [6]:

$$a = S \cdot \sin \varphi; \quad (5.56)$$

$$b = \frac{t}{\sin \varphi}, \quad (5.57)$$

площа поперечного перетину зрізу  $S_{\text{зріз}}$  визначається:

$$S_{\text{зріз}} = a \cdot b = S \cdot t, \quad (5.58)$$

де  $a, b$  – товщина і ширина зрізу, м;

$S$  – подача, м/об.;

$t$  – глибина різання, м;

$\varphi$  – головний кут різця у плані.

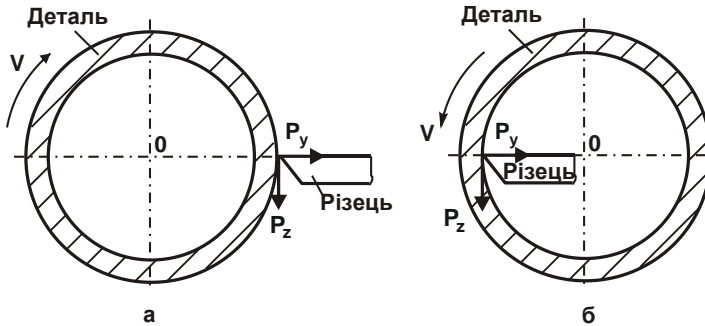


Рисунок 5.10 – Розрахункові схеми процесів точіння (а) і розточування (б)

Під час шліфування площа поперечного перетину зрізу  $S_{\text{зріз}}$  визначається:

$$S_{\text{зріз}} = \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (5.59)$$

де  $Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

За фізичною суттю параметр  $S_{\text{зріз}}$  під час шліфування визначає миттєву сумарну площу поперечного перетину зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга (рис. 5.11,а).

Під час круглого поздовжнього шліфування продуктивність обробки  $Q$  виражається:

$$Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t, \quad (5.60)$$

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

$S_{\text{позд}}$  – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

$t$  – глибина шліфування, м.

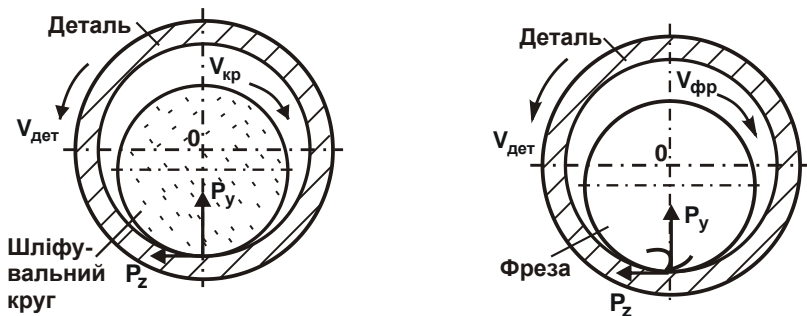


Рисунок 5.11 – Розрахункові схеми шліфування (а) і фрезерування (б) отвору

Відповідно, під час круглого урізного шліфування:

$$Q = S \cdot V_{\text{дет}} \cdot t, \quad (5.61)$$

де  $S$  – поздовжня подача, м/об.;

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

Як витікає із залежності (5.55), основними умовами зменшення радіальної складової сили різання  $P_y$  та, відповідно, пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі, є зменшення відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  і  $S_{\text{зріз}}$ . Зменшення відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  передбачає підвищення ріжучої здатності інструмента та зменшення інтенсивності тертя у зоні різання. Під час точіння і розточування зменшення  $S_{\text{зріз}}$  у залежності (5.58) передбачає зменшення товщини  $a$  і ширини  $b$  зрізу та, відповідно, подачі  $S$  і глибини різання  $t$ . Однак це призводить до зменшення продуктивності обробки

$$Q = S \cdot V \cdot t, \quad (5.62)$$

де  $V$  – швидкість різання (швидкість деталі або інструмента), м/с.

Тому із метою підтримання на заданому рівні продуктивності обробки  $Q$  під час вирішення задачі зменшення величин  $P_y$ ,  $y$  і, відповідно, підвищення точності обробки, необхідно збільшувати швидкість різання  $V$ . Іншими словами, необхідно зменшувати  $S_{\text{зріз}}$ , зменшуючи, тим самим, величини  $P_y$  і  $y$ , та одночасно збільшуючи швидкість різання  $V$  за умови забезпечення незмінності продуктивності обробки  $Q$ .



Під час шліфування, виходячи із залежності (5.59), зменшення  $S_{зріз}$  (без зменшення продуктивності обробки  $Q$ ) може бути досягнуто завдяки збільшенню швидкості круга  $V_{кр}$ . Ця закономірність справедлива і під час фрезерування, розглядаючи у залежності (5.59) замість швидкості круга  $V_{кр}$  швидкість обертання фрези  $V_{фр}$  (рис. 5.11,б). У цьому випадку продуктивність обробки  $Q$ , яка визначається, наприклад, під час фрезерування циліндричною фрезою залежністю (5.61), може залишатися незмінною, а завдяки збільшенню швидкості обертання фрези  $V_{фр}$  – буде досягатися зменшення величин  $P_y$ , у і, відповідно, підвищення точності обробки. Із цього витікає, що застосування високошвидкісного фрезерування відкриває принципово нові технологічні можливості високоточної і високопродуктивної обробки.

Причому, ці залежності справедливі і під час обробки отворів методом фрезерування із використанням кінцевої фрези (рис. 5.11, б), який подібний до методу внутрішнього шліфування. Цей метод здійснюється на сучасних високооберткових металоріжучих верстатах із ЧПУ. Рух інструменту уздовж контуру отвору може здійснюватися інструментом або за допомогою столу верстата, на якому встановлено оброблювану деталь. Система ЧПУ дозволяє забезпечити точних рух інструменту уздовж контуру отвору, що і визначає високу точність обробки отвору. Таким чином, показано, що під час розточування і шліфування (або фрезерування) отвору умови зменшення величин  $P_y$  і у шляхом зменшення  $S_{зріз}$  різні. Так, під час розточування отвору зменшити  $S_{зріз} = Q/V$  із одночасним забезпеченням сталості продуктивності обробки  $Q = S \cdot V \cdot t$  можна завдяки збільшенню швидкості різання  $V$  і пропорційному зменшенню подачі  $S$  або глибини різання  $t$ .

Під час шліфування (або фрезерування) отвору зменшити параметр  $S_{зріз}$ , який визначається залежністю (5.59), із одночасним забезпеченням продуктивності обробки  $Q$  можна зменшенням швидкості круга  $V_{кр}$  або швидкості обертання фрези  $V_{фр}$ , не змінюючи інші параметри режиму різання, які входять у залежності (5.60) і (5.61) для визначення продуктивності обробки  $Q$ . Це є принциповою відмінністю у механізмі формування параметрів точності обробки під час розточування і шліфування (або фрезерування) отворів. Із цього можна також

зробити висновок про те, що процеси внутрішнього шліфування і фрезерування отворів із точки зору забезпечення необхідної продуктивності і точності обробки характеризуються значно більшими технологічними можливостями, ніж процес розточування. Особливо це має місце під час переходу в область високошвидкісної обробки, оскільки під час шліфування і фрезерування, по-перше, можна забезпечити значні швидкості різання, по-друге, фреза – це багатолезовий інструмент, а різець – однолезовий інструмент.

Цим, зокрема, пояснюється широке застосування процесу високошвидкісного фрезерування, зокрема, і під час обробки високоточних отворів.

Разом із тим, виходячи із вищесказаного, радіальна складова сили різання  $P_y$  для трьох зазначених методів обробки описується однією і тією самою перетвореною залежністю (5.55):

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q}{V}, \quad (5.63)$$

розглядаючи в ній параметр  $V$  узагальненим, який залежно від методу обробки може дорівнювати швидкості різання  $V$  під час розточування або швидкості круга  $V_{\text{кр}}$  під час внутрішнього шліфування (швидкості обертання фрези  $V_{\text{фр}}$  під час фрезерування). Очевидно, відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  для трьох методів обробки буде різним. Під час шліфування отворів у зв'язку із негативними передніми кутами ріжучих абразивних зерен воно буде більшим, ніж під час розточування і фрезерування отворів. Тому за однакових значень  $Q$  і  $V$  обробка лезовими інструментами дозволить зменшити радіальну складову сили різання  $P_y$  і підвищити точність обробки отворів.

Необхідно зазначити, що розглянуті процеси механічної обробки отворів є достатньо ефективними, проте вони не дозволяють повністю виключити радіальну складову сили різання  $P_y$  у процесі обробки, а це обмежує можливості досягнення високих показників точності обробки глибоких отворів. Однак, поряд із розглянутими методами, існують й інші методи обробки глибоких отворів – розсвердлювання, зенкерування і розвертання, які здійснюють осьовими багатолезовими мірними

інструментами. Завдяки симетричному розташуванню лез, ці методи дозволяють урівноважити під час обробки сумарну радіальну складову сили різання

$$P_y = P_{y1} - P_{y2}, \quad (5.64)$$

де  $P_{y1}$ ,  $P_{y2}$  – радіальні складові сили різання, що діють на двох взаємно протилежно розташованих зубах інструменту, Н.

У результаті сила  $P_y = P_{y1} - P_{y2}$  теоретично може наблизитися до нуля. Це означає, що величина пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі, стає рівною нулю і похибки обробки отвору відсутні, тобто такими методами обробки фактично можна отримати ідеальну за точністю поверхню оброблюваного отвору. Отже, такі методи обробки як розсвердлювання, зенкерування і розгортання із точки зору забезпечення точності обробки характеризуються найбільшими технологічними можливостями. Причому, умова урівноваження  $y$  процесі обробки сумарної радіальної складової сили різання  $P_y = P_{y1} - P_{y2} = 0$  досягається незалежно від продуктивності обробки, тобто можна фактично необмежено збільшувати продуктивність обробки за умови гарантованого забезпечення заданої точності обробки глибокого отвору.

Однак, розглянуті закономірності справедливі під час знімання рівномірного припуску, тобто за однакової площі поперечного перетину зрізу  $S_{\text{зріз}}$  кожним лезом інструменту. У разі невиконання цієї умови, очевидно, сумарна радіальна складова сили різання  $P_y = P_{y1} - P_{y2}$  не дорівнюватиме нулю і тому всі переваги даних методів обробки глибоких отворів виключаються. Власне, цим пояснюються значні проблеми на практиці забезпечення точності обробки глибоких отворів із застосуванням методів розсвердлювання, зенкерування і розвертання. Цим пояснюється і те, що після розсвердлювання рекомендується застосовувати зенкерування, а потім розвертання, оскільки зенкер має більше лез, ніж свердло, а розвертка має більше лез, ніж зенкер. Як показує практика, зі збільшенням кількості лез інструмента точність обробки підвищується, і тому розвертання із розглянутих методів є завершальним технологічним переходом обробки отвору. Хоча зі збільшенням неурівноваженості сумарної радіальної складової сили різання  $P_y = P_{y1} - P_{y2}$  проблеми забезпечення високої точності обробки глибо-

ких отворів і під час розвертання залишаються актуальними, що вимагає пошуку нових технологічних рішень. Ті самі проблеми мають місце і під час обробки отворів із застосуванням методу хонінгування, оскільки неурівноваженість сумарної радіальної складової сили різання  $P_y = P_{y1} - P_{y2}$  в умовах знімання нерівномірних припусків не завжди дозволяє досягти високих показників точності оброблюваних отворів.

Отже, під час знімання рівномірних припусків існують можливості високоточної обробки отворів завдяки застосуванню осьових багатолозових інструментів (свердел, зенкерів, розверток, хонів тощо). У цьому випадку методи розсвердлювання, зенкерування і розвертання мають у своєму розпорядженні значні технологічні можливості порівняно із методами розточування, шліфування і фрезерування отворів (рис. 5.12).



Рисунок 5.12 – Структурна схема умов підвищення точності обробки отворів із нерівномірним припуском

В умовах знімання нерівномірних припусків, коли складно урівноважити сумарну радіальну складову сили різання  $P_y = P_{y1} - P_{y2}$  і виключити пружні переміщення  $y$ , що виникають у технологічній системі, з'являється можливість більш ефективного застосування методів роз-

точування, шліфування і фрезерування отворів, які не так значно пов'язані із таким поняттям як "урівноваження сумарної радіальної складової сили різання  $P_y = P_{y1} - P_{y2}$ ". У цих умовах фактично із однаковою ефективністю можна застосовувати всі вищезазначені методи обробки глибоких отворів (рис. 5.12).

## 5.6. Умови зменшення силової напруженості процесу розвертання отвору та підвищення точності обробки отворів

Процес розвертання отвору можна уподібнити до процесу розточування отвору, розглядаючи ріжучий зуб розвертки як розточувальний різець і приймаючи, що обертається оброблювана деталь, а розвертка здійснює поздовжній рух. За таким поданням процесу розвертання отвору, складові сили різання будуть описуватися тими ж залежностями, що і під час розточування і точіння в умовах вільного різання [6]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{рiз}}; \quad (5.65)$$

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi; \quad (5.66)$$

$$P_x = P_0 \cdot \sin \varphi, \quad (5.67)$$

де  $P_0 = P_z / K_{\text{рiз}}$  – складова сили різання, що діє у горизонтальній площині хоу, Н;

$K_{\text{рiз}}$  – коефіцієнт різання.

Із урахуванням залежності (5.58) залежності (5.65) – (5.67) набудуть вигляду:

$$P_z = \sigma \cdot S \cdot t; \quad (5.68)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{K_{\text{рiз}}} \cdot \cos \varphi; \quad (5.69)$$

$$P_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{K_{\text{рiз}}} \cdot \sin \varphi. \quad (5.70)$$

Відповідно до наведених залежностей (5.65) – (5.67), тангенціальна  $P_z$  складова сили різання не залежить від кута  $\varphi$ , радіальна  $P_y$  складова сили різання зі збільшенням кута  $\varphi$  зменшується, а осьова  $P_x$  складова сили різання, навпаки, збільшується (рис. 5.13 [6]). Оскільки

ки точність обробки визначається, головним чином, радіальною  $P_y$  складовою сили різання внаслідок виникнення в технологічній системі пружних переміщень, то кут  $\varphi$  необхідно збільшувати ( $\varphi \rightarrow 90^\circ$ ).

Під час розточування отвору має місце косокутне різання, що характеризується додатковим рухом стружки, що утворюється, вздовж ріжучого леза різця. Це призводить до виникнення додаткової сили тертя (рис. 5.14):

$$P_{\text{Тр}} = P_z \cdot f, \quad (5.71)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя оброблюваного та інструментального матеріалів.

У результаті сумарна сила різання під час розточування отвору визначається трьома складовими:  $P_z$ ,  $P_{\text{Тр}}$  і  $P_0$ , які спрямовані вздовж трьох взаємно перпендикулярних осей (рис. 5.14). Тоді радіальна  $P_y$  та осьова  $P_x$  складові сили різання визначаються:

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi + P_{\text{Тр}} \cdot \sin \varphi; \quad (5.72)$$

$$P_x = P_0 \cdot \sin \varphi - P_{\text{Тр}} \cdot \cos \varphi. \quad (5.73)$$

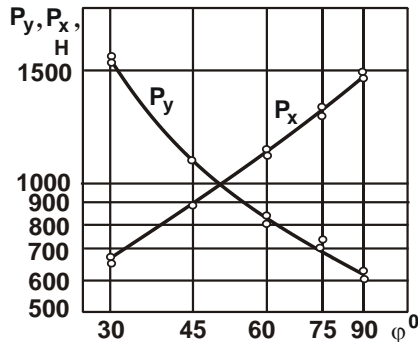


Рисунок 5.13 – Вплив головного кута у плані на складові сили різання  $P_y$  і  $P_x$  під час точіння (сталь 40;  $t = 3$  мм;  $S = 0,6$  мм/об.) [6]

Залежності (5.72) і (5.73) із урахуванням виразу  $P_0 = P_z / K_{\text{різ}}$  і залежності (5.71) набувають вигляду:

$$P_y = P_z \cdot \left( \frac{\cos \varphi}{K_{\text{різ}}} + f \cdot \sin \varphi \right); \quad (5.74)$$

$$P_x = P_z \cdot \left( \frac{\sin \varphi}{K_{\text{різ}}} - f \cdot \cos \varphi \right). \quad (5.75)$$

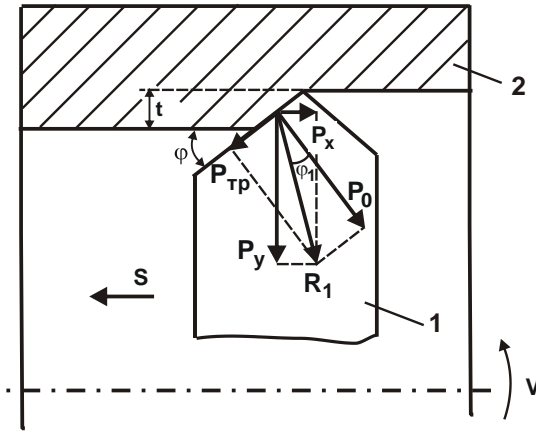


Рисунок 5.14 – Розрахункова схема параметрів процесу розточування отвору: 1 – різець; 2 – деталь

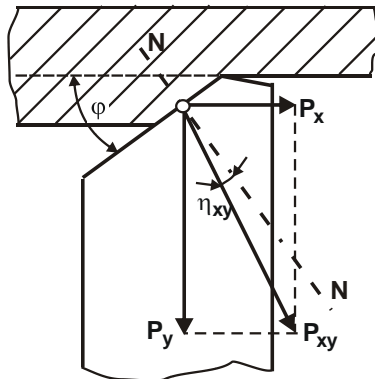


Рисунок 5.15 – Горизонтальні складові сили різання та їх рівнодіюча [36]

Сумарна складова сили різання  $R_1$  та кут між силами  $R_1$  і  $P_0$  визначаються залежностями:

$$R_1 = \sqrt{P_0^2 + P_{\text{TP}}^2}; \quad (5.76)$$

$$\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{P_{\text{Тр}}}{P_0} = f \cdot K_{\text{різ}}. \quad (5.77)$$

Відповідно, радіальна  $P_y$  та осьова  $P_x$  складові сили різання визначаються залежностями:

$$P_y = R_1 \cdot \cos(\varphi - \varphi_1); \quad (5.78)$$

$$P_x = R_1 \cdot \sin(\varphi - \varphi_1). \quad (5.79)$$

Кут  $(\varphi - \varphi_1)$  визначає кут сходу стружки, його встановлюють залежністю:

$$\frac{P_x}{P_y} = \operatorname{tg}(\varphi - \varphi_1). \quad (5.80)$$

Згідно залежності (5.78), зменшити радіальну  $P_y$  складову сили різання і, відповідно, підвищити точність обробки під час розточування отвору можна зменшенням сили  $R_1$  і кута  $\varphi_1$  завдяки зменшенню сили тертя  $P_{\text{Тр}}$ . Залежність (5.80) відповідає залежності, яку отримано професором Соколовським О. П. (рис. 5.15) [36]:

$$\frac{P_x}{P_y} = \operatorname{tg}(\varphi \pm \eta_{xy}), \quad (5.81)$$

де  $\eta_{xy}$  – проекція кута сходження стружки на координатну площину XY.

Для перевірки правильності отриманого теоретичного рішення можна використати експериментальні значення радіальної  $P_y$  та осової  $P_x$  складових сили різання, які встановлено під час поздовжнього точіння (рис. 5.13). У табл. 5.17 наведено розраховані за залежністю (5.80) значення відношення  $P_x/P_y$ , кутів  $(\varphi - \varphi_1)$  і  $\varphi_1$  для різних значень головного кута різця у плані  $\varphi$ .

Таблиця 5.17 – Розрахункові значення відношення  $P_x/P_y$  та кутів  $(\varphi - \varphi_1)$ ,  $\varphi_1$

$\varphi$ , град	30	45	60	75	90
$P_x/P_y$	0,44	0,8	1,32	1,88	2,35
$(\varphi - \varphi_1)$ , град	24	39	53	62	67
$\varphi_1$ , град	6	6	7	13	13



Як витікає із табл. 5.17, кут  $\varphi_1$  не дорівнює нулю, оскільки кут  $(\varphi - \varphi_1)$  менше за головний кут різця у плані  $\varphi$ . Це указує на присутність сили тертя  $P_{Тр}$  у процесі стружкоутворення під час різання та на достовірність запропонованого підходу до розрахунку складових сили різання під час розточування отвору на основі аналітичної залежності (5.80). Тому в розрахунках необхідно враховувати силу тертя  $P_{Тр}$ , що діє вздовж ріжучого леза різця.

Слід зазначити, що залежність (5.81), яку запропонував професор Соколовський О. П. [36], передбачає існування різних за знаком кутів  $\eta_{xy}$ . У даному випадку кут  $\eta_{xy}$  дорівнює куту  $\varphi_1$ , тобто його слід приймати у залежності (5.81) зі знаком "мінус".

Під час обробки отворів осьовими багатолезовими інструментами (свердлами, зенкерами, розвертками), коли сумарна радіальна  $P_y$  складова сили різання всіх ріжучих елементів інструменту дорівнює нулю, кут  $\varphi$  не повинен впливати на точність обробки. Рівність нулю сумарної радіальної складової  $P_y$  сили різання обумовлено різним напрямом однакових за величиною сил, що діють на протилежно розташованих зубах розвертки. Причому, зі збільшенням кількості зубів розвертки, які приймають участь у процесі різання, імовірність виконання даної умови збільшується. Це сприяє підвищенню точності обробки отвору. Тому під час розвертання не слід очікувати суттєвого підвищення точності обробки отвору внаслідок збільшення кута  $\varphi$ . Однак, це справедливо під час знімання рівномірного припуску, коли всі зуби розвертки працюють в однакових умовах і сумарна радіальна  $P_y$  складова сили різання дорівнює нулю ( $P_y = 0$ ). Тоді сумарні складові сили різання  $P_z$  і  $P_x$  від роботи всіх  $z$  зубів розвертки із урахуванням залежностей (5.68) і (5.70) визначаються:

$$P_z = z \cdot \sigma \cdot S_z \cdot t = \sigma \cdot S \cdot t; \quad (5.82)$$

$$P_x = z \cdot \frac{\sigma \cdot S_z \cdot t}{K_{різ}} \cdot \sin \varphi = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{K_{різ}} \cdot \sin \varphi, \quad (5.83)$$

де  $S = z \cdot S_z$  – подача, м/об.

Під час знімання нерівномірного припуску дана закономірність не виконується, оскільки сумарна радіальна  $P_y$  складова сили різання бу-

де відмінною від нуля внаслідок різних значень радіальних складових сил різання, які діють на різучі зуби розвертки. Очевидно, чим більше нерівномірний припуск, що знімається, тим більше радіальна складова сили різання  $P_y$  і, відповідно, більше похибка обробки отвору, яка обумовлена пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі. У цих умовах значно впливатиме на радіальну складову сили різання кут  $\varphi$ : чим він більший, тим менше  $P_y$ , згідно до залежності (5.69). У зв'язку із цим, кут  $\varphi$  необхідно збільшувати, забезпечуючи перерозподіл сили різання  $P_0$  між радіальною  $P_y$  та осьовою  $P_x$  складовими сили різання. Остання у даному випадку буде збільшуватися.

Домогтися зменшення сумарної радіальної складової сили різання можна також завдяки зниженню силової напруженості процесу різання. Це досягається шляхом збільшення переднього кута інструменту [6], зменшення інтенсивності тертя інструмента з оброблюваним матеріалом, підвищення зносостійкості інструмента з метою збільшення його стійкості та виключення утворення значних майданчиків зношування тощо. Важливим чинником зміни відношень між складовими сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  слід розглядати розташування зубів розвертки під деяким кутом нахилу  $\omega$  [19]. Це аналогічно розташуванню леза різця під деяким кутом нахилу головного леза  $\lambda$  (рис. 5.16 [6]).

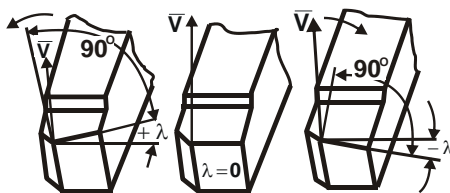


Рисунок 5.16 – Кут нахилу головного леза різця  $\lambda$  [6]

На рис. 5.17 [6] показано характер зміни складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  під час точіння залежно від кута  $\lambda$ , який може набувати негативних і позитивних значень. Із переходом від негативного до позитивного кута  $\lambda$  тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання збільшуються, а осьова  $P_x$  складова сили різання зменшується.

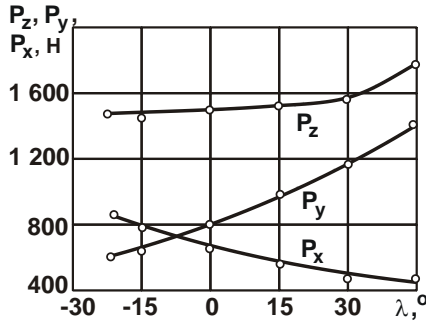


Рисунок 5.17 – Вплив кута нахилу головного леза різця  $\lambda$  на складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$  під час точіння (сталь 40;  $\varphi=45^\circ$ ;  $t=3$  мм;  $S=0,307$  мм/об;  $V=143$  м/хв) [6]

Для аналізу даної закономірності отримано аналітичні залежності для визначення складових сили різання під час поздовжнього точіння (рис. 5.18) різцем із негативним кутом  $\lambda$ :

$$P_z = P_{z0} \cdot \cos \lambda; \quad (5.84)$$

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi - P_{z0} \cdot \sin \lambda \cdot \sin \varphi; \quad (5.85)$$

$$P_x = P_0 \cdot \sin \varphi + P_{z0} \cdot \sin \lambda \cdot \cos \varphi, \quad (5.86)$$

де  $P_{z0} = \sigma \cdot S \cdot t$  – тангенціальна складова сили різання різцем із кутом  $\lambda = 0$ , Н;  $P_0 = P_{z0} / K_{\text{різ}}$ .

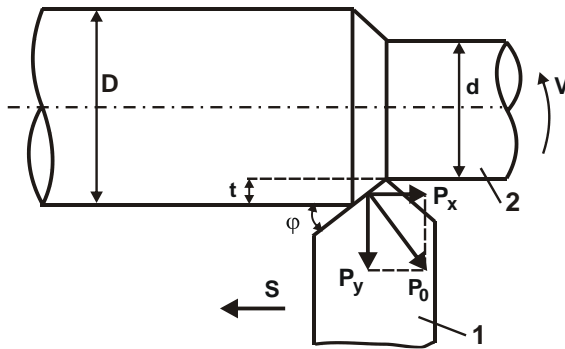


Рисунок 5.18 – Розрахункова схема параметрів поздовжнього точіння:  
1 – різець; 2 – деталь

Із наведених залежностей витікає, що чим більше негативний кут різця  $\lambda$ , тим менше тангенціальна  $P_z$  і радіальна  $P_y$  складові сили різання та, відповідно, більше осьова складова сили різання  $P_x$ . Це узгоджується із встановленими експериментальними даними, наведеними на рис. 5.17 [6].

Для позитивного кута різця  $\lambda$  залежності (5.84) – (5.86) набувають вигляду:

$$P_z = P_{z0} \cdot \cos\lambda; \quad (5.87)$$

$$P_y = P_0 \cdot \cos\varphi + P_{z0} \cdot \sin\lambda \cdot \sin\varphi; \quad (5.88)$$

$$P_x = P_0 \cdot \sin\varphi - P_{z0} \cdot \sin\lambda \cdot \cos\varphi. \quad (5.89)$$

У цьому випадку тангенціальна  $P_z$  і осьова  $P_x$  складові сили різання зменшуються, а радіальна  $P_y$  складова сили різання збільшується. Це відповідає характеру зміни радіальної  $P_y$  та осьової  $P_x$  складових сили різання (рис. 5.17 [6]).

Невідповідність характеру зміни  $P_z$  експериментально встановленим даним пов'язане зі збільшенням параметра  $\sigma$ , що визначає параметр  $P_{z0} = \sigma \cdot S \cdot t$ , який входить у всі наведені залежності. Із фізичної точки зору це пов'язано із погіршенням умов стружкоутворення під час різання та збільшенням коефіцієнту усадки стружки [6]. Виходячи з аналітичних залежностей (5.88) і (5.89), збільшення параметрів  $\sigma$  і  $P_{z0} = \sigma \cdot S \cdot t$  зі збільшенням кута нахилу головного леза  $\lambda$  також призводить до більш інтенсивного збільшення радіальної  $P_y$  і осьової  $P_x$  складових сили різання, що підтверджується експериментальними даними (рис. 5.17).

Таким чином показано, що зміна кута  $\lambda$  різця призводить до суттєвої зміни складових сили різання  $P_y$  і  $P_x$ .

Встановлено, що з переходом до негативних кутів  $\lambda$  з'являється можливість зменшення радіальної складової сили різання  $P_y$  та підвищення точності обробки під час точіння внаслідок зменшення пружних переміщень. Це створює об'єктивні передумови зменшення радіальної складової сили різання  $P_y$  та підвищення точності обробки в умовах розгортання отвору завдяки розташуванню зубів розвертки під кутом нахилу  $\omega$ .

## 5.7. Визначення складових сили різання під час обробки отвору розверткою із похилими зубами

У процесі розвертання отвору на передній поверхні зуба розвертки діятимуть 3 складові сили різання:  $P_{z0}$ ,  $P_{TP}$  і  $P_y$  (рис. 5.19).

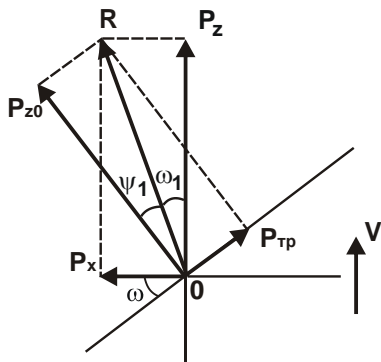


Рисунок 5.19 – Розрахункова схема складових сили різання під час розвертання

Складові сили різання  $P_{z0}$  і  $P_{TP}$  діють у горизонтальній площині, а складова сили різання  $P_y$  – у вертикальній площині (перпендикулярній площині рисунка). Складова сили різання  $P_{z0} = P_z$  (за умови  $\omega = 0$ ) визначає закономірності процесу стружкоутворення під час різання. У цьому випадку сила тертя  $P_{TP}$  дорівнює нулю.

Під час косокутного різання [4], тобто за умови  $\omega > 0$  сила тертя  $P_{TP}$  визначається залежністю:

$$P_{TP} = P_{z0} \cdot f, \quad (5.90)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя передньої поверхні зуба розвертки із оброблюваним матеріалом (вздовж зуба).

У результаті сумарна сила  $R$  від дії двох складових сил  $P_{z0}$  і  $P_{TP}$  за умови  $\omega > 0$  визначається за теоремою Піфагора:

$$R = \sqrt{P_{z0}^2 + P_{TP}^2} = P_{z0} \cdot \sqrt{1 + f^2}. \quad (5.91)$$

Кут  $\omega_1$ , під яким сила  $R$  діє у напрямі обертання розвертки, дорівнює

$$\omega_1 = 90^\circ - \psi_1 - (90^\circ - \omega) = \omega - \psi_1, \quad (5.92)$$

де  $\psi_1$  – умовний кут тертя на передній поверхні зуба розвертки (уздовж зуба);

$$\operatorname{tg}\psi_1 = \frac{P_{\text{тр}}}{P_{z0}} = f. \quad (5.93)$$

Отже, кут  $\omega_1$  завжди менше кута нахилу зубів  $\omega$ , а за умови  $\omega = 0$  дорівнюватиме нулю внаслідок відсутності тертя передньої поверхні зуба розвертки з оброблюваним матеріалом (вздовж зуба). У цьому випадку складові сили різання  $P_z$  та  $P_x$  визначаються:

$$P_z = R \cdot \cos\omega_1 = R \cdot \cos(\omega - \psi_1); \quad (5.94)$$

$$P_x = R \cdot \sin\omega_1 = R \cdot \sin(\omega - \psi_1). \quad (5.95)$$

За умови  $\omega = 0$  виконуються умови:  $P_z = P_{z0}$  і  $P_x = 0$ . Використовуючи залежності (5.94) та (5.95), можна визначити відношення складових сили різання:

$$\frac{P_x}{P_z} = \operatorname{tg}\omega_1 = \operatorname{tg}(\omega - \psi_1). \quad (5.96)$$

Із фізичної точки зору має виконуватися умова:  $\omega_1 \geq 0$  або  $\omega \geq \psi_1$ . В іншому випадку осьова складова сили різання  $P_x$  буде спрямована в протилежний бік, що не має фізичного сенсу.

Необхідно зазначити, що запропоноване рішення відповідає відомим експериментальним даним, отриманим під час фрезерування осьовою циліндричною фрезою (рис. 5.20 [6]). Виходячи із цього рисунка, між складовими сили різання  $P_x$  і  $P_z$  встановлено взаємозв'язок [6]:

$$P_x = (0,2 \dots 0,4) \cdot P_z \cdot \operatorname{tg}\omega. \quad (5.97)$$

Порівнюючи залежності (5.96) і (5.97), видно, що відношення складових сили різання  $P_x / P_z$  визначається приблизно однаковою величиною, оскільки

$$\operatorname{tg}\omega_1 = \operatorname{tg}(\omega - \psi_1) \approx (0,2 \dots 0,4) \cdot \operatorname{tg}\omega. \quad (5.98)$$

Цим доведено правомочність отриманого теоретичного рішення, з якого витікає, що кут  $\omega_1$  завжди менше за кут  $\omega$ . Тому сила  $R$  діє під меншим кутом (тобто кутом  $\omega_1$ ) у напрямі обертання розвертки, ніж

сила  $P_{z0}$ . Схід стружки з передньої поверхні зуба розвертки відбувається під кутом  $\omega_1$ , а не під кутом  $\omega$ . Це узгоджується з відомими експериментальними даними [6].

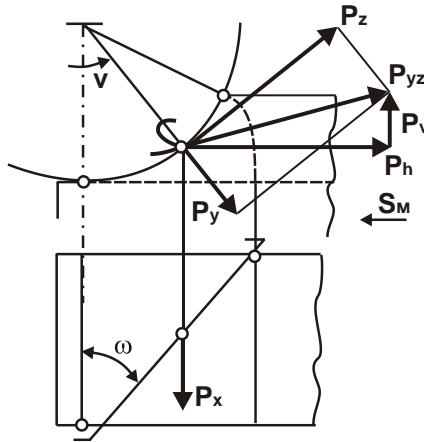


Рисунок 5.20 – Складові сили різання, які виникають на зубі циліндричної фрези під час зустрічного фрезерування [6]

Використовуючи отримане рішення, можна встановити аналітичні залежності для визначення складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  під час обробки отвору розверткою з одним лезом та із урахуванням кутів  $\omega_1$  і  $\omega$  (рис. 5.21). У цьому випадку залежності (5.65) – (5.67) із урахуванням залежності (5.91) та умови  $R \approx P_{z0}$  набудуть вигляду [46]:

$$P_z = P_{z0} \cdot \cos \omega_1 - P_0 \cdot \sin \varphi \cdot \sin \omega; \quad (5.99)$$

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi; \quad (5.100)$$

$$P_x = P_{z0} \cdot \sin \omega_1 + P_0 \cdot \sin \varphi \cdot \cos \omega, \quad (5.101)$$

де  $P_{z0} = \sigma \cdot S_z \cdot t = P_z$  за кутом  $\omega = 0$ , Н;

$$P_0 = P_{z0} / K_{\text{різ}}.$$

Сумарна складова сили різання  $P_y$  від роботи всіх  $z$  зубів розвертки під час знімання нерівномірного припуску та сумарні складові сили різання  $P_z$  і  $P_x$  із урахуванням залежностей (5.99) – (5.101) аналітично описуються:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2 \cdot K_{\text{різ}}}; \quad (5.102)$$

$$P_z = z \cdot P_{z0} \cdot \cos \omega_1 - z \cdot P_0 \cdot \sin \varphi \cdot \sin \omega; \quad (5.103)$$

$$P_x = z \cdot P_{z0} \cdot \sin \omega_1 + z \cdot P_0 \cdot \sin \varphi \cdot \cos \omega. \quad (5.104)$$

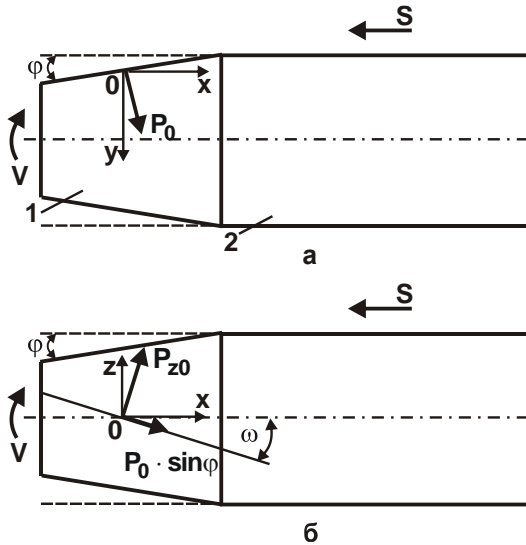


Рисунок 5.21 – Проекції складових сили різання під час розвертання отвору в площинах уох (а) та зох (б): 1 – забірна частина розвертки; 2 – калібруюча частина розвертки

Використовуючи залежності (5.99) – (5.101), здійснено розрахунок складових сили різання під час обробки отвору розверткою із одним зубом (табл. 5.18, рис. 5.22,а). Як видно, зі збільшенням кута нахилу зубів  $\omega$  тангенціальна  $P_z$  складова сили різання зменшується, а осьова  $P_x$  складова сили різання, навпаки, збільшується. Радіальна  $P_y$  складова сили різання не змінюється зі збільшенням кута  $\omega$ . При цьому тангенціальна  $P_z$  складова сили різання за умови  $\omega < 30^\circ$  набуває найбільших, а осьова  $P_x$  складова сили різання – найменших значень. Зі збільшенням кута нахилу зубів  $\omega > 30^\circ$  осьова  $P_x$  складова сили різання суттєво збільшується і перевищує складові сили різання  $P_z$  і  $P_y$ .



Таблиця 5.18 – Розрахункові значення складових сили різання  $P_z$ ,

$P_y$  і  $P_x$  для  $P_{z0} = 1$ ;  $K_{різ} = 2$ ;  $\varphi = 15^\circ$ ,  $\omega_1 = \omega$

$\omega^\circ$	0	10	20	30	40	50
$P_z$ , Н	1	0,962	0,895	0,801	0,683	0,544
$P_y$ , Н	0,483					
$P_x$ , Н	0,129	0,3	0,463	0,612	0,742	0,849

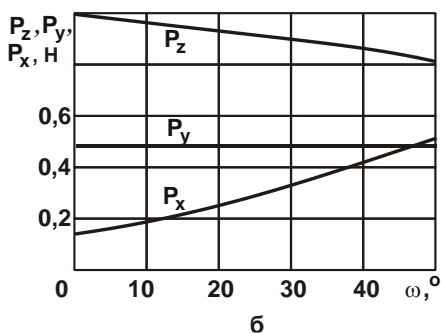
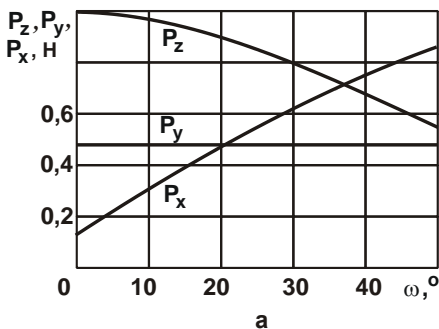


Рисунок 5.22 – Характер зміни складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  залежно від кута нахилу зубів  $\omega$

Як витікає із залежності (5.100), радіальна  $P_y$  складова сили різання безпосередньо не залежить від кута нахилу зубів  $\omega$ . Однак, як буде показано далі, зі збільшенням кута  $\omega$  та, відповідно, кута  $\omega_1$  збільшується передній кут зуба розвертки, що сприяє зменшенню  $P_{z0}$  та  $P_y$ . Зменшення радіальної  $P_y$  складової сили різання указує на можливість зменшення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під час знімання нерівномірного припуску, що сприяє підвищенню точності обробки.

Як зазначалося раніше, в умовах знімання рівномірного припуску всі зуби рівнонавантажені, тому сумарна радіальна  $P_y$  складова сили різання дорівнюватиме нулю і пружні переміщення в радіальному напрямі не виникатимуть. У цьому випадку  $P_y$  не є основним чинником, що визначає виникнення похибок обробки отвору.

Із наведених залежностей (5.99) – (5.101) і (5.102) – (5.104) витікає, що за умови  $\omega > 0$  характер зміни складових сили різання  $P_z$  і  $P_x$  зі зміною кута  $\varphi$  дещо інший, ніж за умови  $\omega = 0$ . Так, зі збільшенням кута нахилу зубів  $\omega$  у залежності (5.99) збільшується другий доданок, що інтенсифікує зменшення тангенціальної  $P_z$  складової сили різання зі збільшенням кута  $\varphi$ . Збільшення кута  $\varphi$ , відповідно до залежності (5.100), також сприяє зменшенню радіальної  $P_y$  складової сили різання та підвищенню точності обробки отвору.

У табл. 5.19 і на рис. 5.22,б наведено розраховані за залежностями (5.99) – (5.101) значення  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  за умови, що кут  $\omega_1$  змінюється за залежністю (5.98):  $\text{tg}\omega_1 = \text{tg}(\omega - \psi_1) = 0,4 \cdot \text{tg}\omega$ . У даному випадку характер зміни складових сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  залишається таким же, як і за умови  $\omega_1 = \omega$  (табл. 5.18). Однак, інтенсивність зміни  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$  зі збільшенням кута нахилу зубів  $\omega$  нижче, що пов'язано із меншим кутом  $\omega_1 < \omega$ .

Таблиця 5.19 – Розрахункові значення параметрів  $\omega_1$ ,  $P_z$ ,  $P_y$  і  $P_x$

для  $P_{z0} = 1$ ;  $K_{різ} = 2$ ;  $\varphi = 15^\circ$

$\omega,^\circ$	0	10	20	30	40	50
$\omega_1,^\circ$	0	4	9	13	19	25
$P_z, \text{H}$	1	0,975	0,944	0,909	0,863	0,807
$P_y, \text{H}$	0,483					
$P_x, \text{H}$	0,129	0,197	0,277	0,337	0,424	0,506

Слід зазначити, що розрахункові дані, наведені у табл. 5.19, більшою мірою відображають закономірності процесу різання під час розвертання. Однак остаточний висновок щодо їхньої достовірності можна зробити на основі експериментальних даних. Тому нижче для оцінювання достовірності одержаних теоретичних рішень (табл. 5.18, табл. 5.19) наведено результати експериментальних досліджень.

Таким чином показано, що створення похилих зубів розвертки принципово змінює характер процесу знімання матеріалу, що дозволяє

перерозподілити значення складових сили різання на користь зменшення радіальної  $P_y$  складової, що визначає похибки обробки отвору. Це призводить до підвищення точності обробки отвору, а також дозволяє збільшити робочу довжину зуба (ширину зрізу  $b$ ), яка визначається залежністю (рис. 5.23):

$$b = \frac{l}{\cos \omega}, \quad (5.105)$$

де  $l$  – довжина працюючої забірної частини розвертки, м.

Це дозволить зменшити зношування зубів розвертки та підвищити її стійкість.

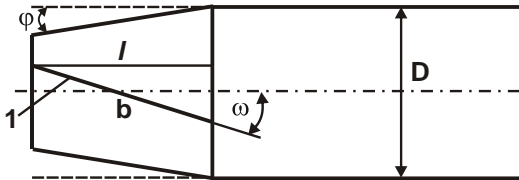


Рисунок 5.23 – Розрахункова схема геометричних параметрів забірної частини розвертки: 1 – зуб розвертки

Очевидно, під час обробки осьовим інструментом із одним прямолінійним зубом умова  $P_y = 0$  не виконується. Однак, під час обробки осьовим інструментом із зубом під нахилом, можна забезпечити його безперервний контакт із оброблюваним матеріалом і реалізувати умову  $P_y = 0$ . У цьому випадку буде здійснюватися плавний безударний контакт зуба розвертки із матеріалом, що важливо під час знімання нерівномірного припуску із метою виконання умови  $P_y = 0$  та підвищення точності обробки. Виходячи із рис. 5.24, під час обробки отвору розверткою із одним зубом діаметром  $D$  умова  $P_y = 0$  виконується із урахуванням залежності:

$$\operatorname{tg} \omega = \frac{\pi \cdot D}{l}. \quad (5.106)$$

Для вихідних даних:  $D = 20$  мм та  $l = 20$  мм кут  $\omega = 72^\circ$ .

Розглядаючи розвертку із  $z$  зубами, залежність (5.106) набуде вигляду:

$$\operatorname{tg}\omega = \frac{\pi \cdot D}{z \cdot l} \quad (5.107)$$

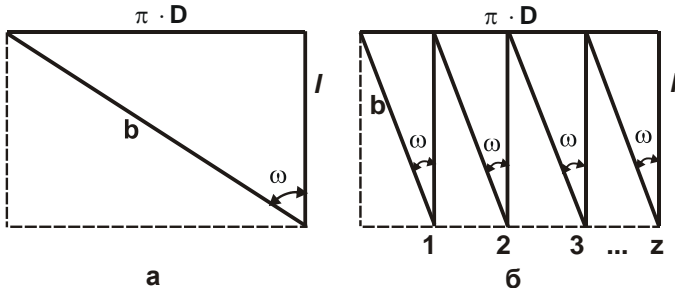


Рисунок 5.24 – Схема робочої поверхні розвертки із одним (а) та із  $z$  (б) зубами, розташованими під кутом нахилу  $\omega$

У табл. 5.20 і на рис. 5.25 наведено розрахункові значення кута нахилу зубів розвертки  $\omega$ , що забезпечують безперервний контакт із оброблюваним матеріалом залежно від кількості зубів розвертки  $z$ .

Таблиця 5.20 – Розрахункові значення кута нахилу зубів розвертки  $\omega$

$z$	1	2	4	6	8	10
$\omega$ , град.	72	58	38	28	22	18



Рисунок 5.25 – Залежність кута нахилу зубів розвертки  $\omega$  від їх кількості  $z$

Як видно, зі збільшенням кількості зубів розвертки  $z$  від 1 до 10 кут  $\omega$  зменшується від  $72^\circ$  до  $18^\circ$ . Практична реалізація цих значень

кута  $\omega$  дозволить здійснити плавний перехід послідовної роботи зубів. За умови перевищення цих значень плавність роботи зубів покращиться, що сприятиме підвищенню стійкості процесу розвертання та точності обробки отвору.

Слід також враховувати, що розташування зубів розвертки під кутом  $\omega$  призводить до збільшення переднього кута зуба  $\gamma$ . У цьому неважко переконатися, встановивши аналітичну залежність щодо його визначення. Для цього слід розглянути розрахункову схему, наведену на рис. 5.26, в якій передня поверхня зуба (площина ОВС) перетинається двома площинами: ОАВ та ОАС. Кут між ними, рівний  $\omega_1$ , визначається залежністю (5.98). Кути  $\angle OAB$  і  $\angle OAC$  рівні між собою і дорівнюють  $90^\circ$ .

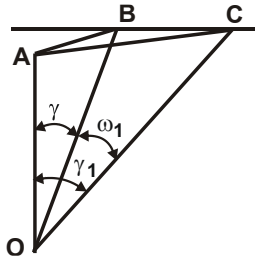


Рисунок 5.26 – Розрахункова схема фактичного переднього кута зуба розвертки  $\gamma_1$

Пряма ОА утворює кут  $\gamma$  (рівний вихідному передньому куту зуба розвертки) із прямою лінією ОВ. Фактичний (шуканий) передній кут зуба розвертки  $\gamma_1$  утворюється між прямими ОА і ОС, тобто

$$\cos \gamma_1 = \frac{OA}{OC}. \quad (5.108)$$

Із урахуванням кута  $\angle ABC = 90^\circ$ , маємо

$$OC = \frac{OB}{\cos \omega_1}; \quad (5.109)$$

$$OB = \frac{OA}{\cos \gamma}. \quad (5.110)$$

Після підстановки залежностей (5.109) і (5.105) у залежність (5.108), отримано

$$\cos \gamma_1 = \cos \gamma \cdot \cos \omega_1. \quad (5.111)$$

Як видно, новий (фактичний) передній кут зуба розвертки  $\gamma_1$  пов'язано із вихідним переднім кутом зуба розвертки  $\gamma$  і кутом  $\omega_1$  тригонометричними функціями. У табл. 5.21 наведено розраховані за залежністю (5.111) значення кута  $\gamma_1$  залежно від кутів  $\gamma$  і  $\omega_1$ .

Таблиця 5.21 – Розрахункові значення кута  $\gamma_1$  (у градусах)

$\gamma^\circ$	$\omega_1^\circ$					
	0	10	20	30	40	50
0	0	10	20	30	40	50
5	5	11	21	30,5	40,5	50,5
10	10	14	22	31	41	50,7
15	15	18	25	33,5	42,5	52

У табл. 5.22 наведено значення кута  $\omega$ , розраховані на основі залежності (5.98):  $\operatorname{tg} \omega_1 = 0,4 \cdot \operatorname{tg} \omega$  [6].

Таблиця 5.22 – Розрахункові значення кута  $\omega$  (у градусах)

$\omega_1^\circ$	0	10	20	30	40	50
$\omega^\circ$	0	24	42	55	64	72

Із табл. 5.21, табл. 5.22 і рис. 5.27 витікає, що кут  $\gamma_1$  суттєво збільшується зі збільшенням кута  $\omega_1$  та, відповідно, кута  $\omega$ . Вихідний передній кут зуба розвертки  $\gamma$  значно меншою мірою впливає на кут  $\gamma_1$  порівняно із кутом  $\omega_1$ , особливо за умови  $\omega_1 > 30^\circ$ . Тому за умови  $\omega_1 > 30^\circ$  із достатньою для практики точністю розрахунок фактичного переднього кута зуба розвертки  $\gamma_1$  можна здійснити за спрощеною залежністю

$$\gamma_1 \approx \omega_1. \quad (5.112)$$

У цьому випадку фактичний передній кут зуба розвертки  $\gamma_1$  приблизно дорівнює куту  $\omega_1$ . Так, збільшуючи кут  $\omega_1$  до значень  $\omega_1 \geq 45^\circ$

можна в декілька разів збільшити фактичний передній кут зуба розвертки  $\gamma_1$  і, тим самим, зменшити силову напруженість процесу різання, що узагальнено визначається параметром  $\sigma$ , який входить у наведені раніше залежності для розрахунку складових сили різання.

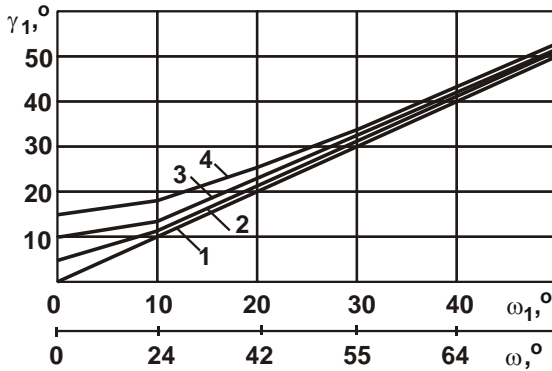


Рисунок 5.27 – Залежність кута  $\gamma_1$  від кута  $\omega_1$  (кут  $\omega$ ):

1 –  $\gamma = 0^\circ$ ; 2 –  $\gamma = 5^\circ$ ; 3 –  $\gamma = 10^\circ$ ; 4 –  $\gamma = 15^\circ$

Отже, розташування зубів розвертки під нахилом, по-перше, забезпечує перерозподіл складових сили різання (зменшення  $P_z$  та збільшення  $P_x$ ). По-друге, завдяки збільшенню фактичного переднього кута зуба розвертки  $\gamma_1$  забезпечує зменшення параметра  $\sigma$  і, відповідно, всіх складових сили різання, особливо радіальної  $P_y$  складової сили різання [46]. Тому збільшення кута  $\omega$  призводить до подвійного ефекту з погляду зменшення складових сили різання і, відповідно, підвищення параметрів якості та точності оброблюваних поверхонь. Як відомо, зменшення тангенціальної  $P_z$  складової сили різання призводить до загального зменшення силової та теплової напруженості процесу різання, що виражається у виключенні температурних дефектів на оброблюваній поверхні та підвищення стійкості інструменту. Це дозволяє збільшити продуктивність і зменшити собівартість обробки.

Зменшення радіальної  $P_y$  складової сили різання, що діє на зуб розвертки, дозволяє в умовах знімання нерівномірного припуску змен-

шити сумарну радіальну складову сили різання та завдяки зменшенню пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, зменшити похибки обробки і, відповідно, підвищити точність оброблюваного отвору. Таким чином, обґрунтовано основні напрями зменшення силової напруженості процесу розвертання та підвищення точності обробки отвору в умовах знімання нерівномірного припуску.

## **Висновки**

1. Отримано аналітичне рішення щодо умов зменшення технологічної собівартості обробки та можливості реалізації високошвидкісного різання. Показано, що швидкість різання обмежена екстремумом (мінімумом) собівартості обробки. Збільшити швидкість різання і реалізувати високошвидкісну обробку можна завдяки підвищенню стійкості ріжучого інструменту шляхом застосування більш міцних і зносостійких інструментальних матеріалів та покриттів ріжучих інструментів, що характеризуються низьким коефіцієнтом тертя. Запропоновано теоретичний підхід до визначення стійкості ріжучого інструменту на основі урахування температурного чинника. У результаті отримано аналітичну залежність для визначення стійкості ріжучого інструмента, яка аналогічна класичній емпіричній залежності, проте, додатково включає механічні та теплофізичні характеристики оброблюваного матеріалу і температуру різання. Її використання відкриває нові технологічні можливості пошуку шляхів підвищення ефективності процесів обробки, особливо завдяки застосуванню високошвидкісного різання. Також теоретично встановлено, що основною умовою зменшення технологічної собівартості обробки є збільшення швидкості різання завдяки зменшенню ціни ріжучого інструменту та застосуванню інструментальних матеріалів, які характеризуються високою зносостійкістю в умовах підвищених температур різання. Таким чином, у роботі отримано оптимальні рішення для практичної реалізації високошвидкісного різання.

2. Виконано розрахунок сумарних витрат на операції точіння та вибір оптимального варіанту обробки деталей машин із застосуванням сучасних високоефективних технологій механічної обробки та збірних конструкцій ріжучих твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями виробництва провідних закордонних інструментальних фірм.



Так, встановлено, що застосування ріжучих інструментів фірми Tungalou замість традиційних твердосплавних ріжучих інструментів на операції точіння деталей дозволяє збільшити стійкість інструмента та зменшити витрати на інструмент, а також зменшити витрати на заробітну плату робітника. У кінцевому підсумку це забезпечує зменшення трудомісткості та підвищення продуктивності обробки і якості оброблюваних поверхонь деталей машин.

3. Запропоновано новий теоретичний підхід до визначення складових сили різання, що діють на задній і передній поверхнях різця, з позиції роздільного урахування процесів різання і тертя. Показано, що під час точіння частки енергій тертя і різання в загальному енергетичному балансі процесу різання на задній поверхні різця за переднім кутом різця  $20^{\circ}$  порівняні, а за переднім кутом різця  $-10^{\circ}$  частка енергії тертя значно більше частки енергії різання в загальному енергетичному балансі процесу різання на передній поверхні різця. Встановлено, що урахування тертя задньої поверхні різця з оброблюваним матеріалом призводить до існування мінімуму радіальної складової сили різання в залежності від коефіцієнта тертя, який зміщується в область менших значень зі зменшенням інтенсивності тертя.

4. Теоретично обґрунтовано умови підвищення точності обробки глибоких отворів. Встановлено, що під час знімання рівномірних припусків ефективно застосувати осьові багатолезові ріжучі інструменти (свердла, зенкери, розвертки, хони тощо). Під час знімання нерівномірних припусків, коли складно урівноважити сумарну радіальну складову сили різання і виключити пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, більш ефективно застосувати методи розточування, шліфування і фрезерування отворів.

5. Теоретично обґрунтовано ефективність застосування розверток із похилими зубами для обробки глибоких отворів із нерівномірними припусками. Показано, що розташування зубів розвертки під нахилом забезпечує зменшення складових сили різання, особливо радіальної складової сили різання, що діє на зуб розвертки. Це дозволяє в умовах знімання нерівномірного припуску зменшити сумарну радіальну складову сили різання та, завдяки зменшенню пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, зменшити похибки обробки і підвищити точність оброблюваного глибокого отвору.

## Загальні висновки

Підвищення надійності, працездатності та експлуатаційних характеристик машин і систем є важливим чинником створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції та забезпечення її купівельної спроможності на світових ринках. Значною мірою це залежить від якості, точності і економічності виготовлення деталей машин та, відповідно, від рівня технологій, які застосовують на заключному етапі їх виготовлення – технологій механічної обробки. Тому підвищення ефективності технологій обробки матеріалів різанням, включаючи лезову та абразивну обробку, є актуальною проблемою, що має важливе науково-практичне значення. Особливо це відноситься до обробки високоточних виробів авіаційної техніки, шахтного обладнання, гідравлічних та пневматичних систем тощо. Для вирішення цієї проблеми у роботі проведено теоретичний аналіз технологічних можливостей забезпечення високоякісного і високоточного виготовлення деталей машин на операціях лезової та абразивної обробки. Особливу увагу приділено виявленню та обґрунтуванню можливостей значного підвищення конкурентоздатності процесів шліфування із метою забезпечення показників якості, точності і шорсткості оброблених поверхонь на рівні процесів обробки матеріалів вільним абразивом із одночасним суттєвим підвищенням продуктивності обробки. Встановлено, що вирішення цієї важливої проблеми дозволило зменшити кількість технологічних операцій фінішної обробки, які застосовуються під час виготовлення високоточних виробів, та підвищити їх техніко-економічні показники.

У роботі теоретично встановлено, що основною умовою підвищення якості та точності механічної обробки є зменшення силової та теплової напруженостей процесу різання шляхом зменшення умовного напруження різання (енергоємності обробки). Показано, що умовне напруження різання під час шліфування залежить від геометричних параметрів ріжучих зерен та інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Так, теоретично встановлено, що чим менше товщина зрізу, тим більше умовне напруження різання, яке за певних умов досягає нескінченності. Це пов'язано зі збільшенням переднього від'ємного переднього кута ріжучого зерна – зменшенням відношення товщини зрізу і радіусу ріжучого зерна до граничного значення, за яким

процес різання переходить до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружок.

Важливою умовою підвищення якості та точності механічної обробки є також застосування нових ефективних технологій та оптимальних рішень щодо визначення режимів різання, характеристик ріжучих інструментів тощо. Для цього в роботі розроблено математичні моделі визначення умов зменшення сили різання та пружних переміщень, які виникають в технологічній системі під час різання та визначають точність обробки. Це дозволило теоретично обґрунтувати технологічні можливості різних схем шліфування: жорсткої, пружної та схеми шліфування із заданим початковим натягом в технологічній системі. Показано, що найбільш ефективною є схема шліфування із початковим натягом в технологічній системі, яка дозволяє одночасно забезпечити високі показники точності, якості та продуктивності обробки. Однак для її раціонального застосування необхідно забезпечити високу ріжучу здатність шліфувального круга, наприклад, шляхом застосування імпрегнованих і високопористих кругів та прогресивних методів їх правлення. Показано також, що застосування цих кругів є важливим чинником зменшення і теплової напруженості процесу шліфування.

Виходячи із цього, у роботі розроблено математичні моделі визначення температури різання та умов її зменшення, які засновані на встановленні максимально можливої температури, що виникає у шарі стружок, що утворюються, без урахування теплопередачі в поверхневий шар оброблюваної деталі, шліфувальний круг, охолоджувальної рідини та навколишнє середовище. У цьому випадку температура різання залежить лише від одного змінного параметра – умовного напруження різання (енергоємності обробки), який може досягати надзвичайно великих значень, перевищуючи температуру плавлення оброблюваного матеріалу. В процесі шліфування ця максимально можлива температура зменшується у результаті того, що тепло переходить від шару стружок до поверхневого шару оброблюваної деталі, шліфувального круга, охолоджувальної рідини та навколишнього середовища. Чим більше час проходження шліфувальним кругом зони різання, тим більше тепла відводиться від зони різання і, відповідно, менше температура різання, яка приймає значення, менші від температури плавлення оброблюваного матеріалу. Однак, це приводить до зменшення продуктивності обробки, що малоефективно. Тому важливо до-

магатися суттєвого зменшення умовної максимально можливої температури різання (яка зосереджена лише у шарі стружок). Цього можна досягти лише зменшенням умовного напруження різання  $i$ , в першу чергу, зменшенням інтенсивності тертя ріжучого інструмента із оброблюваним матеріалом, наприклад, під час лезової обробки, оскільки температура різання у цьому випадку менше, а продуктивність обробки більше, ніж під час шліфування. Експериментально встановлено, що максимально можлива температура різання під час лезової обробки може досягати значень, які менше температури плавлення оброблюваного матеріалу. Це відкриває широкі можливості лезової обробки, оскільки температурний чинник не стає обмеженням підвищення продуктивності обробки, як це відбувається під час шліфування. Тому для зменшення умовного напруження різання під час шліфування, як показує практика, ефективно застосовувати переривчасті, імпрегновані та вископористі шліфувальні круги, які дозволяють суттєво зменшити інтенсивність тертя в зоні різання  $i$ , відповідно, умовне напруження різання.

На цій основі у роботі розроблено математичні моделі визначення параметрів теплового процесу під час переривчастого шліфування. Встановлено, що температура різання у цьому випадку неоднозначно залежить від відношення довжин робочого виступу та западини переривчастого круга. За умов рівності цих довжин температура різання приймає мінімальне значення та значно зменшується зі зменшенням цих довжин. Тому ефективно обробку здійснювати за схемою глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі, що забезпечує збільшення кількості контактів робочого виступу переривчастого круга із фіксованим поперечним перетином оброблюваної деталі. А це призводить до зменшення температури різання і підвищення продуктивності обробки. Крім того, як встановлено експериментально, у результаті ударно-циклічної взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом відбувається, свого роду, постійне правлення шліфувального круга, що забезпечує його високу ріжучу здатність та зменшення умовного напруження різання  $i$ , відповідно, температури різання. Цим показано, що застосування переривчастих кругів, як під час шліфування, так і під час розрізування матеріалів на частини (тобто в умовах обробки із дуже великими глибинами різання), дозволяє суттєво зменшити температур різання і підвищити продуктивність обробки без зниження якості оброблюваної поверхні. В умовах звичайного абразивно-

го або алмазного шліфування досягти таких результатів достатньо складно, що пов'язано із затупленням круга та втратою його ріжучої здатності.

У роботі наведено розроблені математичні моделі визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування та обробки вільним абразивом. Показано, що зменшити параметри шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$  без зменшення продуктивності обробки можна застосуванням шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із плосковершинними зернами (частково затупленими алмазним олівцем після електроерозійного правлення алмазного круга). Це дозволяє зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  до значень 0,1 мкм і менше, які досягаються під час обробки матеріалів вільним абразивом (зі значно меншою продуктивністю обробки). Таким чином, у результаті теоретичних і експериментальних досліджень обґрунтовано умови ефективного застосування процесів шліфування на фінішних операціях замість традиційних процесів обробки матеріалів вільним абразивом, однак зі значно більшою продуктивністю обробки.

У роботі також встановлено оптимальні рішення щодо визначення умов підвищення якості, точності, продуктивності і економічності обробки лезовими інструментами. Показано, що для цього ефективно застосовувати процеси високошвидкісного різання сучасними збірними ріжучих твердосплавними інструментами зі зносостійкими покриттями (виробництва провідних закордонних інструментальних фірм), які забезпечують підвищення стійкості інструмента та зменшення витрат на інструмент, а також зменшення витрат на заробітну плату робітника.

Значну увагу приділено теоретичним дослідженням процесів різання і тертя під час лезової обробки. Встановлено аналітичні залежності для визначення складових сили різання, які обумовлені процесами різання і тертя, що виникають під час лезової обробки. Теоретично показано значну роль процесів тертя у формуванні теплового балансу під час лезової обробки. На цій основі теоретично обґрунтовано умови підвищення точності обробки глибоких отворів із нерівномірним припуском. Показано ефективність застосування розверток із похилими зубами, у результаті чого забезпечується зменшення складових сили різання, особливо радіальної складової сили різання, яка діє на зуб розвертки, та зменшення похибки обробки глибокого отвору і, відповідно, підвищення його точності.

## Список використаних джерел

1. Алмазна обробка : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Анділахай О. О. Наукові основи ефективної оздоблювальної абразивної обробки деталей затопленими струменями : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 / О. О. Анділахай. – Одеса, 2013. – 47 с.
3. Анділахай В. О. Підвищення ефективності шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення : дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / В. О. Анділахай. – Маріуполь, 2011. – 250 с.
4. Армарего И. Дж. А. Обработка металлов резанием / И. Дж. А. Армарего, Р. Х. Браун. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.
5. Беззубенко М. К. Підвищення ефективності алмазного шліфування шляхом введення до зони обробки додаткової енергії у формі електричних розрядів : автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / М. К. Беззубенко. – Харків, 1995. – 56 с.
6. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
7. Богомолов Н. И. Износостойкость алмазных зерен при микрорезании титанового сплава ВТ8 / Н. И. Богомолов // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 4. – С. 43–44.
8. Братан С. М. Технологічні основи забезпечення якості і підвищення стабільності високопродуктивного чистового та тонкого шліфування : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 / С. М. Братан. – Одеса, 2006. – 35 с.
9. Бронштейн И. Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. – 13-е изд., испр. – М.: Наука, 1986. – 544 с.
10. Вентцель Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
11. Високопродуктивне шліфування : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков та ін. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.
12. Высокопроизводительная чистовая лезвийная обработка деталей из сталей высокой твердости / С. А. Клименко, А. С. Манохин,

- М. Ю. Копейкина и др.; под ред. С. А. Клименко. – Киев: ИСМ имени В. Н. Бакуля, 2018. – 304 с.
13. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
  14. Гусарев В. С. Исследование удельной работы формообразования при точении / В. С. Гусарев, Ю. В. Яровой // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса: ОНПУ, 2010. – Вып. 1(33) – 2(34). – С. 61–65.
  15. Гусарев В. С. Модели процессов. Алгоритмы. Структуры технологических машин : научное издание / В. С. Гусарев. – Одесса: Изд-во "Печатный дом", 2018. – 227 с.
  16. Дрожин В. Ф. Исследование алмазной притирки внутренних резьбовых поверхностей из закаленных сталей: дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08. – Челябинск, 1980. – 210 с.
  17. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
  18. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
  19. Евтушенко В. А. Обработка отверстий в труднообрабатываемых материалах развертками с разнонаклонными зубьями: дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / В. А. Евтушенко. – Киев: КПИ, 1986. – 260 с.
  20. Жовтобрюх В. О. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем шляхом вибору раціональних параметрів операцій за критерієм собівартості : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. О. Жовтобрюх. – Маріуполь, 2012. – 21 с.
  21. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – Київ: Наук. думка, 1981. – 300 с.
  22. Зношування шліфувальних кругів з переривчастою робочою поверхнею / О. Якімов, Л. Бовнегра, С. Уминський, В. Тонконогий, Ю. Смирнова // Різання та інструменти в технологічних системах. – Харків: НТУ "ХПІ", 2020. – Вип. 92. – С. 197–207.
  23. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова, С. А. Клименко. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.
  24. Интегрированные процессы обработки материалов резанием : учебник [для высш. учебн. заведений] / А. И. Грабченко, В. А. За-

- лога, Ю. Н. Внуков и др.; под общ. ред. А. И. Грабченко и В. А. За-  
логи. – Сумы: Университетская книга, 2017. – 451 с.
25. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка / Г. М. Ипполи-  
тов. – М.: Машиностроение, 1969. – 331 с.
  26. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке  
/ Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др.; под ред.  
А. А. Сагарды. – Київ: Наук. думка, 1979. – 244 с.
  27. Кленов О. С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки  
деталей гідроапаратури на фінішних операціях : автореф. дис. ...  
канд. техн. наук : 05.02.08 / О. С. Кленов. – Одеса: ОНПУ, 2011. –  
21 с.
  28. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей  
инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. –  
Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.
  29. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных  
деталей / С. Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
  30. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Кра-  
гельский, М. Н. Добычин, В. С. Камбалов. – М.: Машиностроение,  
1977. – 525 с.
  31. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в тех-  
нологиях абразивной и физико-технической обработки : монография  
/ В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.
  32. Лавріненко В. І. Надтверді абразивні матеріали в механообробці :  
енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков / Під  
заг. ред. академіка НАНУ М. В. Новікова. – Київ: ІНМ НАН України,  
2013. – 456 с.
  33. Ларшин В. П. Управління ресурсом стійкості різального інструмен-  
ту / В. П. Ларшин, Н. В. Ліщенко, О. В. Якимов // Вісник Харківсько-  
го національного технічного університету сільського господарства  
ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології  
у сільськогосподарському машинобудуванні". – Харків: ХНТУСГ,  
2010. – Вип. 101. – С. 56–64.
  34. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машино-  
строение, 1969. – 197 с.
  35. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.:  
Машиностроение, 1974. – 319 с.



36. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
37. Мелентьев Р. Ю. Підвищення точності форми отворів в деталях з вуглепластика : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Р. Ю. Мелентьев. – Одеса: ОНПУ, 2017. – 23 с.
38. Моделювання систем : монографія / Г. О. Оборський, О. Ф. Дашенко, А. В. Усов та ін. – Одеса: Астропринт, 2013. – 664 с.
39. Назаров Ю. Ф. Особенности полирования зеркал из меди и алюминиевых сплавов / Ю. Ф. Назаров, В. М. Рубан // Оптико-механическая промышленность. – 1983. – № 11. – С.15–17.
40. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошліфування : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. В. Нежебовський. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
41. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Г. В. Новиков. – Одесса : ОПИ, 1990. – 19 с.
42. Новіков Г. В. Елементи теорії енергоємності процесів механічної обробки / Г. В. Новіков // Високі технології в машинобудуванні : збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.
43. Новіков Ф. В. Аналітичне визначення параметрів шорсткості поверхні при абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. В. Нежебовський // Нові та нетрадиційні технології в ресурсо- та енергозбереженні : матер. наук.-техн. конф., 19–20 травня 2009, Одеса. – Київ: АТМ України, 2009. – С. 140–144.
44. Новіков Ф. В. Безпека життєдіяльності та інноваційні технології виробництва : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 220 с.
45. Новіков Ф. В. Визначення сил різання, що діють на передній та задній поверхнях різця / Ф. В. Новіков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2016. – № 5 (1177). – С. 81–86.
46. Новіков Ф. В. Визначення умов зменшення похибок та основного часу при механічній обробці отворів / Ф. В. Новіков, Т. М. Брижан

- // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2014. – Вип. №35. – С. 119–129.
47. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.
  48. Новіков Ф. В. Закономірності зміни температури різання при звичайному та переривчастому шліфуванні / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2016. – № 5 (1177). – С. 90–96.
  49. Новіков Ф. В. Математична модель визначення температури при шліфуванні на основі урахування балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь / Ф. В. Новіков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 23–33.
  50. Новіков Ф. В. Математична модель визначення шорсткості поверхні при абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. В. Нежебовський, В. Г. Шкурупій // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Серія : Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків: НТУ "ХПІ", 2013. – № 5 (979). – С. 199–210.
  51. Новіков Ф. В. Оптимізація структури процесу знімання припуску при механічній обробці / Ф. В. Новіков, О. М. Ковальчук // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Харків: НТУ "ХПІ", 2005. – № 37. – С. 169–176.
  52. Новіков Ф. В. Основи математичного моделювання технологічних процесів механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2018. – 400 с.
  53. Новіков Ф. В. Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей: монографія / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 348 с.
  54. Новіков Ф. В. Підвищення ефективності технології фінішної обробки деталей пар тертя поршневих насосів / Ф. В. Новіков, С. М. Яценко // Фізичні та комп'ютерні технології : міжнар. наук.-техн. конф., 19–20 квітня 2007 р. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2007. – С. 8–20.
  55. Новіков Ф. В. Підвищення якості обробки при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні спеціальних твердосплавних інструмен-

- тів / Ф. В. Новіков, С. О. Дитиненко // Різання та інструменти у технологічних системах : Міжнар. наук.-техн. збірник. – Харків: НТУ "ХПІ", 2004. – Вип. 67. – С. 74–85.
56. Новіков Ф. В. Розробка ефективних технологій механічної обробки деталей машин / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх // Автомобільний транспорт : збірник наукових праць. – Харків: ХНАДУ, 2011. – Вип. 29. – С. 212–215.
57. Новіков Ф. В. Розроблення теоретичного підходу до визначення температури різання при шліфуванні та умов її зменшення / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні: збірник наукових праць / Нац. техн. ун-т "Харків. політехн. ін-т". – Харків: НТУ "ХПІ", 2022. – № 2 (6) 2022. – С. 96–103.
58. Новіков Ф. В. Теоретичне обґрунтування умов підвищення ефективності високошвидкісної обробки / Ф. В. Новіков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2014. – №42 (1085). – С. 106–111.
59. Новіков Ф. В. Теоретичний аналіз параметрів силової напруженості струминно-абразивної обробки / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип. 7(166). – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – С. 46–53.
60. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
61. Новіков Ф. В. Технології створення машин : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Д. Ф. Новіков, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 484 с.
62. Новіков Ф. В. Умови зменшення енергоємності та підвищення продуктивності механічної обробки / Ф. В. Новіков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2017. – № 17 (1239). – С. 38–44.
63. Новіков Ф. В. Умови зменшення температури різання при точінні / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський, О. О. Анділахай // Вісник Приазовського державного технічного університету. Серія: Технічні науки :

- зб. наук. праць. – Маріуполь: ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2016. – Вип. 33. – С. 87–92.
64. Новіков Ф. В. Умови формування шорсткості поверхні при алмазно-абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. П. Ткаченко // Різання та інструменти у технологічних системах. – Харків: ХДПУ, 2001. – Вип. 60. – С. 171–176.
  65. Новіков Ф. В. Фізичні та кінематичні основи високопродуктивного алмазного шліфування : автореф. дис. ... докт. техн. наук : 05.03.01 / Ф. В. Новіков. – Одеса, 1995. – 36 с.
  66. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с.
  67. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общ. ред. С. А. Клименко. – Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
  68. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
  69. Пермяков О. А. Синтез технологічних параметрів високопродуктивної обробки зубчастих рейок спареними фрезами / О. А. Пермяков, О. О. Клочко, Ю. А. Синица // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2017. – № 17 (1239). – С. 71–77.
  70. Пижов І. М. Силкові характеристики процесу шліфування ПНТМ у режимі самозаточування алмазних кругів / І. М. Пижов, В. О. Федорович, І. В. Волошкіна // Різання та інструменти в технологічних системах : Міжнар. наук.-техн. зб. – Харків: НТУ "ХПІ", 2018. – Вип. 88. – С. 193–203.
  71. Полянський В. І. Закономірності формування і зниження температури різання при механічній обробці / В. І. Полянський // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. пр. – Маріуполь: ДВНЗ "Приазов. держ. техн. ун-т", 2019. – Вип. 39. – С. 119–126. (Технічні науки).
  72. Полянський В. І. Технологічне забезпечення якості та продуктивності механічної обробки отворів у деталях гідроапаратури : дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / В. І. Полянський. – Харків, 2012. – 221 с.

73. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
74. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – Київ: Техніка, 1989. – 277 с.
75. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
76. Рогов В. В. Инструмент из синтетических алмазов для ограночного шлифования и полирования / В. В. Рогов, В. Н. Пепельнюк, В. В. Абрамов // Сверхтвердые материалы. 1986. – № 4. – С. 57–58.
77. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий; отв. ред. А. А. Сагарда; АН УССР ИСМ. – Київ: Наук. думка, 1980. – 224 с.
78. Рябенков І. О. Оцінка впливу інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом на ефективність процесу шліфування / І. О. Рябенков, Ф. В. Новіков // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ "ХПІ", 2014. – № 43(1086). – С. 143–147.
79. Рябенков І. О. Теоретичні дослідження енергоємності механічної обробки та визначення умов її зменшення / І. О. Рябенков, Ф. В. Новіков // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ "ХПІ", 2014. – № 44(1087). – С. 145–150.
80. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – Київ: Техніка, 1974. – 179 с.
81. Сергеев О. С. Підвищення якості обробки при шліфуванні шляхом зменшення шорсткості поверхні / О. С. Сергеев, С. О. Дитиненко, Ф. В. Новіков // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ "ХПІ", 2019. – № 12 (1337). – С. 70–75.

82. Сергєєв О. С. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні при абразивній обробці / О. С. Сергєєв, Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій // Перспективні технології та прилади : Збірник наукових праць. – Луцьк: Луцький НТУ, 2019. – Вип. 15. – С. 75–80.
83. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП "УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.
84. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
85. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – Київ: Наук. думка, 1976. – 351 с.
86. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
87. Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів : пат. № 125568 Україна / В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Заявл. у 2017 12994, 27.12.2017. – Опубл. 10.05.2018. – Бюл. № 9. – 4 с.
88. Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів : пат. № 135893 Україна / В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Заявл. у 2019 1239, 07.02.2019. – Опубл. 25.07.2019. – Бюл. № 14. – 4 с.
89. Степанов М. С. Порівняльний аналіз енергії різання під час використання різних схем шліфування / М. С. Степанов, Ю. В. Тимофєєв, В. А. Фадєєв // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2006. – Вип. 2 (13). – С. 108–112.
90. Теоретичні основи різання та шліфування матеріалів : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, Б. С. Сєров, О. О. Якимов. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 450 с.
91. Теоретичні основи технології машинобудування : підручник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов та ін. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
92. Теплові та механічні процеси при різанні металів : навч. посібник / Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, Г. В. Новіков та ін. – Одеса: ОДПУ, 1997. – 179 с.

93. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник, Д. В. Іоргачов. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
94. Техніко-економічне обґрунтування сучасних технологій виробництва : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Д. Ф. Новіков, О. А. Єрмоленко, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2022. – 256 с.
95. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э. В. Рыжов. – Київ: Наук. думка, 1984. – 272 с.
96. Технологические основы зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес : монография / А. А. Ключко [и др.]. – Краматорск: ДГМА, 2014. – 479 с.
97. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. Механіка різання матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
98. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. Теплофізика різання матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 625 с.
99. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. Різання матеріалів лезовими інструментами. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 546 с.
100. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. Теорія абразивної і алмазно-абразивної обробки матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
101. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 7. Точність обробки деталей машин. – Одеса: ОНПУ, 2004. – 546 с.
102. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1979. – 245 с.
103. Хусу А. П. Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход) / А. П. Хусу, Ю. Р. Витенберг, В. А. Пальмов. – М.: Гл. ред. физ.-мат. литературы изд-ва "Наука", 1975. – 344 с.

104. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учеб. пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.
105. Шелковой А. Имитационное моделирование в задачах механосборочного производства / А. Шелковой, А. Ключко, Е. Набока // Saarbrücken, Germany: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2015. 528 с.
106. Шкурупій В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. Г. Шкурупій . – Одеса, 2006. – 21 с.
107. Шлифование труднообрабатываемых материалов кругами из алмазов и эльбора : монография / П. Г. Матюха, В. В. Полтавец, А. В. Бурдин, В. В. Габитов. – Черкассы: Вертикаль, издатель Кандыч С. Г., 2015. – 252 с.
108. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
109. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
110. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Київ: Вища школа, 1986. – 175 с.
111. Якимов О. В. Фізична сутність та технологічні можливості переривчастого шліфування / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпро: ЛІРА, 2015. – С. 38–43.
112. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1973. – 184 с.
113. Ящерицын П. И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П. И. Ящерицын, А. Г. Зайцев, А. И. Барботько. – Минск: Наука и техника, 2010. – 328 с.
114. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Минск: Беларусь, 1970. – 464 с.



115. Fang C., Xu, X. : Analysis of temperature distributions in surface grinding with intermittent wheels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 71, pp. 23–31 (2014).
116. Handa, D., Kumar, Sh., Babu S., Surendran Th., Sooraj, V.S. : Simulation of Intermittent Grinding for Ti-6Al-4V with Segmented Wheel. *Materials Today: Proceedings*, 44(1), 2537–2542 (2021).
117. Nabeel S. Gharaibeh, Mohammed Matarni, Alexander Andilakhay, Fedor Novikov. Determination of Energy Parameters for Liquid Blasting // *American Journals of Scientific Research*, ISSN 2301-2005. Issue 75. September, 2012, pp. 134-140. © EuroJournals Publishing, Inc. 2012. <http://www.eurojournals.com/ajsr.htm>
118. Oleksiy Yakimov, Liubov Bovnegra, Vladimir Tonkonogyi, Vladyslav Vaysman, Viktor Strelbitsyi and Inna Sinko: Influence of the geometric characteristics of the discontinuous profile working surfaces of abrasive wheels for precision and temperature when grinding. *Різання та інструменти в технологічних системах*. - KhPI, 2021. № 94. - P. 115-125. (2021) DOI: <https://doi.org/10.20998/2078-7405.2021.94.13>
119. Shiozaki S. Difference in Grinding Mechanism between Up-and Downcut Creep Feed Grindings / S. Shiozaki, Y. Furukawa, S. Ohishi. - "Сэймицу кикай, I. Iap. Soc. Precis. End.", 1979. - 45. - № 5. - P. 599–606.
120. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Intermittent Grinding of Advanced Ceramic with the T-Tool Grinding Wheel. *Advanced Materials Research*, 126-128, 615–620 (2010).
121. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Theoretical and experimental investigation of intermittent grinding of SiC with a segmented grinding wheel. *Int J Abras Technol*. 4 (1), pp. 90-99 (2011). <https://doi.org/10.1504/IJAT.2011.039005>
122. Tonkonogyi, V., Yakimov, A., Bovnegra, L., Beznos, S., Dobrovolskiy, V.: Reduction of the Heat Factor in Flat Abrasive Grinding. *Technical Science and Technology*, 4, 16–26 (2017).
123. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / Werner G. - "Werkstattstechnik", 1979. - Nr. 10. - s. 613-620.

## Додаток А

### Розрахунок довжини дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю

Для визначення довжини дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю  $l$  слід скористатися розрахунковою схемою зовнішнього круглого шліфування, наведеною на рис. А.1. Невідомими величинами, показаними на цій схемі, є кути  $\alpha_1$  та  $\alpha_2$ . Для їх визначення встановлено систему двох рівнянь:

$$\begin{cases} l = R_{\text{кр}} \cdot \sin \alpha_1 = R_{\text{дет}} \cdot \sin \alpha_2; \\ R_{\text{кр}} \cdot \cos \alpha_1 + R_{\text{дет}} \cdot \cos \alpha_2 = A, \end{cases} \quad (\text{A.1})$$

де  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дет}}$  – радіуси круга і деталі, м;

$$A = R_{\text{кр}} + R_{\text{дет}} - t;$$

$t$  – глибина шліфування, м.

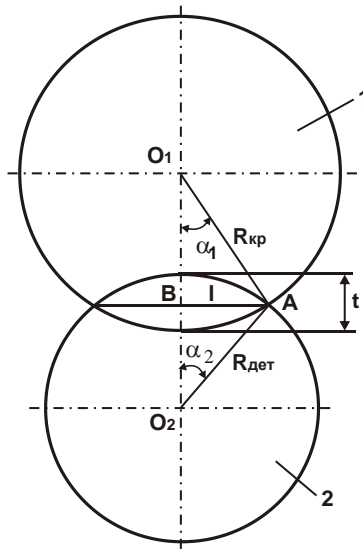


Рисунок А.1 – Розрахункова схема круглого зовнішнього шліфування:  
1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь

Тригонометричну функцію  $\cos \alpha_2$ , що входить у друге рівняння системи (А.1), слід подати тригонометричною функцією від кута  $\alpha_1$ . Для цього необхідно вирішити перше рівняння системи (А.1) щодо функції  $\sin \alpha_2$ :

$$\sin \alpha_2 = \frac{R_{кр}}{R_{дет}} \cdot \sin \alpha_1. \quad (A.2)$$

Тоді

$$\begin{aligned} \cos \alpha_2 &= \sqrt{1 - \sin^2 \alpha_2} = \sqrt{1 - \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 \cdot \sin^2 \alpha_1} = \\ &= \sqrt{1 - \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 \cdot (1 - \cos^2 \alpha_1)} = \sqrt{1 - \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 + \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 \cdot \cos^2 \alpha_1}. \end{aligned} \quad (A.3)$$

Друге рівняння системи (А.1) слід подати у вигляді:

$$R_{дет} \cdot \cos \alpha_2 = A - R_{кр} \cdot \cos \alpha_1. \quad (A.4)$$

Із урахуванням залежності (А.3) рівняння (А.4) виразиться:

$$R_{дет} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 + \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 \cdot \cos^2 \alpha_1} = A - R_{кр} \cdot \cos \alpha_1. \quad (A.5)$$

Після перетворення рівняння (А.5) отримано:

$$\begin{aligned} R_{дет}^2 \cdot \left[ 1 - \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 + \left(\frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2 \cdot \cos^2 \alpha_1 \right] &= \\ &= A^2 - 2A \cdot R_{кр} \cdot \cos \alpha_1 + R_{кр}^2 \cdot \cos^2 \alpha_1. \end{aligned} \quad (A.6)$$

Звідки

$$\begin{aligned} \cos \alpha_1 &= \frac{A^2 - R_{дет}^2 + R_{кр}^2}{2A \cdot R_{кр}} = \\ &= \frac{(R_{кр} + R_{дет})^2 - 2 \cdot t \cdot (R_{кр} + R_{дет}) + t^2 - R_{дет}^2 + R_{кр}^2}{2A \cdot R_{кр}}. \end{aligned} \quad (A.7)$$

Очевидно, доданок  $t^2$ , що входить у чисельник залежності (А.7), значно менше всіх інших доданків і тому для спрощення розрахунків їм можна знехтувати. У результаті отримано спрощену залежність:

$$\cos \alpha_1 = \frac{R_{кр} + R_{дет} - t \cdot \left(1 + \frac{R_{дет}}{R_{кр}}\right)}{R_{кр} + R_{дет} - t} = 1 - \frac{t \cdot \left(\frac{R_{дет}}{R_{кр}}\right)}{R_{кр} + R_{дет} - t}. \quad (A.8)$$

У знаменнику залежності (A.8) доданок  $t$  значно менше двох інших доданків і тому їм можна знехтувати, тобто  $R_{кр} + R_{дет} - t \approx R_{кр} + R_{дет}$ . Тоді тригонометрична функція  $\cos \alpha_1$  остаточно набуде вигляду:

$$\cos \alpha_1 = 1 - \frac{t}{R_{кр}} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)}. \quad (A.9)$$

Виходячи з першого рівняння системи (A.1), довжина дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю  $l$  виразиться:

$$\begin{aligned} l &= R_{кр} \cdot \sin \alpha_1 = R_{кр} \cdot \sqrt{1 - \cos^2 \alpha_1} = R_{кр} \cdot \sqrt{1 - \left[1 - \frac{t}{R_{кр}} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)}\right]^2} = \\ &= \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)} - \frac{t^2}{\left(1 + \frac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)^2}}. \end{aligned} \quad (A.10)$$

Для кількісного оцінювання довжини дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю необхідно здійснити її розрахунок для вихідних даних:  $t = 0,1$  мм;  $R_{кр} = 200$  мм;  $R_{дет} = 50$  мм:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot 0,1}{\left(\frac{1}{200} + \frac{1}{50}\right)} - \frac{0,1^2}{\left(1 + \frac{200}{50}\right)^2}} = \sqrt{8 - 0,0004} \approx \sqrt{8} = 2,38 \text{ мм}. \quad (A.11)$$

Як видно, другий доданок підкореного виразу залежності (A.11) значно менше першого доданку і для зручності розрахунків їм можна знехтувати. У результаті отримано достатньо просту залежність для визначення довжини дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю  $l$ :

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}. \quad (\text{A.12})$$

Виходячи із залежності (A.12), збільшити довжину дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю  $l$  можна збільшенням параметрів:  $t$ ,  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дет}}$ .

Слід зазначити, що у роботі [65] отримано ідентичну аналітичну залежність визначення довжини дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю  $l$ , проте з використанням іншого методу розрахунку. Це указує на достовірність отриманої залежності (A.12) та можливість її практичного застосування під час розрахунків.

Залежність (A.12) справедлива не тільки для схеми зовнішнього круглого шліфування, але і для схем плоского і внутрішнього шліфування.

Під час плоского шліфування радіус деталі  $R_{\text{дет}}$  слід розглядати безмежною величиною:  $R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$ . Тоді залежність (A.12) набуде вигляду:

$$l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}. \quad (\text{A.13})$$

При цьому радіус деталі  $R_{\text{дет}}$  слід розглядати негативним. Тоді залежність (A.12) виразиться:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}. \quad (\text{A.14})$$

Очевидно, із переходом від схеми круглого зовнішнього шліфування до схем плоского і внутрішнього шліфування довжина дуги контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю  $l$  буде збільшуватися, особливо значно під час внутрішнього шліфування.

## Зміст

Вступ .....	3
Розділ 1. Теоретичний аналіз основних напрямів зменшення силової напруженості процесів механічної обробки матеріалів ...	5
1.1. Теоретичний аналіз параметрів силової напруженості абразивної обробки .....	5
1.2. Визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею ...	16
1.3. Уточнений підхід до визначення параметрів силової напруженості процесу шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею .....	26
1.4. Розрахунок параметрів шліфування із фіксованою безперервною радіальною подачею без урахування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом .....	30
1.5. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із фіксованим радіальним зусиллям .....	32
1.6. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із дискретною радіальною подачею .....	38
1.7. Теоретичний аналіз закономірностей процесу шліфування із початковим натягом у технологічній системі .....	45
1.8. Уточнений розрахунок параметрів процесу шліфування із початковим натягом у технологічній системі .....	49
1.9. Розрахунок параметрів плоского шліфування .....	53
1.10. Теоретичний аналіз технологічних можливостей підвищення точності механічної обробки .....	58
1.11. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості абразивного полірування .....	64
Висновки .....	70
Розділ 2. Теоретичний аналіз основних напрямів зменшення теплової напруженості процесів механічної обробки матеріалів ...	73
2.1. Умови зменшення сили і температури різання .....	73
2.2. Теоретичні підходи до визначення температури різання під час шліфування .....	88
2.3. Визначення та аналіз температури різання залежно від параметрів теплового процесу шліфування .....	95

2.4. Визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і підвищення якості обробки .....	111
2.5. Уточнений розрахунок температури різання під час шліфування із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок та оброблюваної деталі .....	118
2.6. Уточнена математична модель теплового процесу механічної обробки та умови зменшення температури різання і підвищення продуктивності обробки .....	134
2.7. Вплив тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом на температуру різання під час шліфування .....	141
Висновки .....	144
Розділ 3. Теоретичне обґрунтування параметрів переривчастого шліфування .....	147
3.1. Оптимізація параметрів переривчастого шліфування за температурним критерієм .....	147
3.2. Закономірності формування температури під час переривчастого шліфування у шарі припуску, що знімається, і поверхневому шарі оброблюваної деталі .....	159
3.3. Фізичні закономірності підвищення ефективності застосування переривчастого шліфування .....	166
3.4. Визначення та порівняння температури різання під час шліфування суцільним і переривчастим кругами із фіксованою безперервною радіальною подачею .....	170
3.4. Порівняння отриманих теоретичних рішень із результатами досліджень професора Якимова О. В. ....	186
3.5. Узагальнений аналіз основних закономірностей переривчастого шліфування .....	198
Висновки .....	202
Розділ 4. Теоретичні основи визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки .....	205
4.1. Загальний теоретичний підхід до аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки .....	205
4.2. Теоретико-імовірнісний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки .....	214

4.3. Спрощений кінематичний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки .....	221
4.4. Аналітичне описання параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування із фіксованим радіальним зусиллям .....	229
4.5. Визначення впливу зношування ріжучих зерен на шорсткість обробленої поверхні в процесі абразивного полірування.	241
4.6. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки із урахуванням зношування абразивних зерен..	246
4.7. Спрощений підхід до визначення умов ефективного застосування фінішної абразивної обробки для зменшення шорсткості поверхні .....	251
4.8. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час внутрішнього шліфування .....	258
Висновки .....	273
Розділ 5. Підвищення ефективності механічної обробки деталей машин .....	275
5.1. Визначення технологічних можливостей високошвидкісного різання .....	275
5.2. Розрахунок сумарних витрат на операції точіння та вибір оптимального варіанту обробки деталей машин .....	282
5.3. Визначення складових сил різання, що діють на передній і задній поверхнях різця .....	292
5.4. Оцінювання енергії тертя у загальному енергетичному балансі механічної обробки різанням .....	302
5.5. Теоретичне визначення умов підвищення точності обробки глибоких отворів .....	309
5.6. Умови зменшення силової напруженості процесу розвертання отвору та підвищення точності обробки отворів .....	316
5.7. Визначення складових сили різання під час обробки отвору розверткою із похилими зубами .....	324
Висновки .....	335
Загальні висновки .....	337
Список використаних джерел .....	341
Додаток А .....	353



НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович

**ОПТИМАЛЬНІ РІШЕННЯ  
В ТЕХНОЛОГІЯХ МЕХАНІЧНОЇ  
ОБРОБКИ**

**Монографія**

*Самостійне електронне текстове мережеве видання*

Відповідальний за випуск **Жотобрюх В. О.**

В авторській редакції

Підп. до видання 22.03.2024 р.  
Обсяг 360 с. Заказ № 48.

Видавництво і друкарня ПП "Ліра ЛТД"  
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5  
Свідоцтво про внесення до Держреєстру  
ДК № 6042 від 26.02.2018.

[dnipro.lira@gmail.com](mailto:dnipro.lira@gmail.com) | +38 (067) 561-57-05 | [lira.dp.ua](http://lira.dp.ua)

Ф. В. НОВІКОВ

# ОПТИМАЛЬНІ РІШЕННЯ В ТЕХНОЛОГІЯХ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ



ДНІПРО / ЛІРА / 2024

