

*Новіков Ф. В.*

**МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ  
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСІВ  
МЕТАЛООБРОБКИ**

**Монографія**

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

УДК 621.923:519.86

ББК 34.5

H73

Рецензенти: докт. техн. наук, професор кафедри технології машинобудування та металорізальних верстатів Національного технічного університету "ХПІ" *Сизий Ю. А.*; докт. техн. наук, професор, проректор з навчально-методичної роботи Харківського інституту бізнесу і менеджменту *Свідерський В. П.*; канд. техн. наук, ведучий інженер Державного підприємства "Харківський машинобудівний завод "ФЕД" *Рябенков І. О.*

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

Протокол № 9 від 22.04.2014 р.

**Новіков Ф. В.**

H73 Математичне моделювання та оптимізація процесів металообробки : монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2014. – 384 с. (Укр. мов.)

Розглянуто питання аналітичного опису основних технологічних параметрів металообробки. Розроблено математичні моделі механіки й теплофізики абразивної та лезової обробки. Проведено оптимізацію структури та параметрів операцій шліфування й доведення високоточних деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. Сформульовано умови підвищення якості та продуктивності обробки й зниження собівартості машинобудівної продукції. Обґрунтовано практичні рекомендації щодо ефективного застосування високошвидкісної обробки.

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

**ISBN 978-966-676-551-5**

**УДК 621.923:519.86**

**ББК 34.5**

© Новіков Ф. В., 2014

## Вступ

Виготовлення деталей машин із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями вимагає застосування прогресивних технологій механічної обробки, які забезпечують істотне підвищення якості, точності й продуктивності. Особливо це стосується обробки високоточних деталей гідро- та паливорегулювальної апаратури авіаційної техніки, які працюють в умовах інтенсивного тертя й зношування та виготовляються з різноманітних важкооброблюваних матеріалів (високоміцні сталі та сплави, високотверді крихкі магнітні сплави, пластичні кольорові метали та ін.). До точності і якості виготовлення даних деталей ставляться високі вимоги: точність розміру, форми й взаємного розташування поверхонь становить 1 ... 10 мкм, шорсткість поверхні  $R_a = 0,04 \dots 0,2$  мкм та ін. Однак стабільно виконати ці вимоги традиційними методами обробки досить складно у зв'язку з утворенням різноманітних похибок обробки, температурних дефектів і окремих рисок-подряпин на оброблюваних поверхнях. Для їх усунення технологічними процесами передбачене виконання великої кількості додаткових трудомістких операцій доведення, полірування й ручної обробки, що значно знижує ефективність виготовлення деталей. Тому вдосконалення технологій їхньої обробки є актуальним завданням, спрямованим на підвищення конкурентоспроможності машинобудівної продукції, яка виготовляється на підприємствах України.

Необхідно зазначити, що в даний час накопичений великий досвід механічної обробки деталей машин із різних за оброблюваністю матеріалів. Набули широкого застосування прогресивні методи високошвидкісного різання на сучасних верстатах із числовим програмним управлінням (ЧПУ) типу "оброблюваний центр" та високопродуктивні збірні конструкції інструментів зі зносостійким покриттям. Зусиллями багатьох поколінь вчених сформовано теорію різання матеріалів і проектування металорізальних інструментів та верстатів, розроблено нормативи режимів різання, отримано вирішення багатьох важливих оптимізаційних технологічних завдань та ін. Наука про різання матеріалів, як і 100 років тому, заснована на емпіричних знаннях, тобто на результатах експериментальних досліджень й емпіричних залежностях фізичних та технологічних параметрів обробки, які справедливі лише для "вузьких" діапазонів зміни

режимів різання і не дають загальних рішень. Достатньо строгої фізико-математичної теорії процесу різання немає. При цьому відомі рішення різномірні, оскільки відсутній єдиний підхід до математичного опису технологічних процесів, немає єдиної системи рівнянь (залежностей), що описують цільові функції (собівартість, продуктивність, параметри точності та якості обробки) і технічні обмеження обробки. Безсумнівно, це звуває можливості оптимального проектування технологічних процесів, оскільки відсутні теоретичні знання про технологічні можливості різних методів механічної обробки. У результаті практика випереджає теорію. Цим пояснюється відсутність потужних технологічних рішень, які дозволяють зробити свого роду прорив у пізнаннях процесу різання й кардинально вирішити проблему підвищення (в 10 разів і більше) техніко-економічних показників обробки. Достатньо зазначити, що й зараз відсутні науково обґрунтовані рекомендації з вибору оптимальних методів обробки під час проектування операційної технології, не згадуючи про більш складне проектування маршрутної технології. У результаті технолог підходить до проектування операційно-маршрутної технології (вибору найбільш ефективних методів обробки) лише інтуїтивно, посилаючись на свій власний досвід, а не на теорію, що, безсумнівно, не відповідає вимогам ринкової економіки зі створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції.

Підвищені вимоги до якості й точності оброблюваних поверхонь деталей, а також важливість підвищення продуктивності обробки обумовлюють необхідність одержання більш загальних рішень на основі створення фундаментальної фізико-математичної теорії механічної обробки, особливо стосовно фінішних операцій, які є найбільш відповідальними за остаточне формування параметрів точності, якості й експлуатаційних властивостей оброблюваних поверхонь деталей машин.

Це надзвичайно важливо саме зараз, коли на підприємства надходять сучасні високооборотні верстати зі числовим програмним управлінням й комп'ютерна техніка, за допомогою якої можна автоматизувати проектні роботи, вибирати оптимальні варіанти операційно-маршрутної технології на основі кількісних розрахунків. Для цього необхідна практична формалізована теорія технології машинобудування, механічної й фізико-технічної обробки, доведена до рівня інженерних формул. Це до-

зволить із єдиних позицій провести оптимізацію параметрів лезової та абразивної обробки й одержати оптимальні технологічні рішення, на основі яких можна вибирати найбільш ефективні методи обробки в широких діапазонах зміни технологічних параметрів. Це також дозволить науково обґрунтовано підійти до розкриття (уточнення) фізики процесів обробки й установлення їхніх технологічних можливостей у плані підвищення продуктивності, точності і якості обробки, а також теоретичного узагальнення результатів обробки, досягнутих різними методами.

У зв'язку з цим, у роботі розглянуто питання математичного моделювання та оптимізації технологічних процесів металообробки. Наведено основні положення розробленої на цій основі фізико-математичної теорії процесів обробки матеріалів і технології машинобудування, яка на відміну від відомих теорій дозволяє з єдиних позицій аналітично описати основні технологічні параметри обробки, на якісно новому фундаментальному рівні розкрити фізичні закономірності різних методів механічної обробки й обґрунтувати їх технологічні можливості. Причому, всі теоретичні рішення доведені до простих інженерних формул, що дозволяє широко використовувати їх як з науковою метою, так і для вирішення конкретних практичних питань безпосередньо у виробничих умовах. Це відкриває широкі перспективи рішення оптимізаційних технологічних задач спрямованого вибору найбільш ефективних методів механічної обробки у процесі проектування технологічних процесів і особливо операцій фінішної обробки, коли стає необхідним забезпечити високі вимоги точності та якості оброблюваних поверхонь й одночасно знизити трудомісткість обробки.

Тому завдяки розробленій теорії вирішена велика науково-практична проблема підвищення точності, якості й продуктивності обробки відповідальних високоточних деталей гідро- та паливорегулювальної апаратури авіаційної техніки на основі розробки й упровадження високо-ефективних технологій механічної обробки з використанням сучасних високооборотних верстатів зі ЧПУ, прогресивних конструкцій лезових і абразивних інструментів, а також нових кінематичних схем високошвидкісної обробки. Це дозволило перевести обробку найбільш складних деталей гідро- і паливорегулюючої апаратури авіаційного призначення на нові більш ефективні технології, тобто, по суті, провести технічне пере-

озброєння підприємства і вийти на якісно новий рівень виробництва машинобудівної продукції.

Суть розробленої фізико-математичної теорії процесів обробки матеріалів і технології машинобудування полягає в математичному поданні з єдиних позицій основних закономірностей силового й теплового напруження механічної обробки з урахуванням такого найважливішого параметра, як енергоємність обробки. Для цього розроблені ґрунтовні математичні моделі визначення сил і температури різання, пружних переміщень, які виникають у технологічній системі та визначають похибки й точність механічної обробки. Аналітично описані закономірності формоутворення поверхонь і знімання матеріалу під час лезової й абразивної обробок, у результаті чого отримані розрахункові залежності для визначення основних параметрів шорсткості оброблених поверхонь і обґрунтовані умови їх зменшення. Вирішені оптимізаційні технологічні задачі з використанням отриманих аналітичних залежностей параметрів обробки за критеріями найбільшої продуктивності й найменшої собівартості. Теоретично визначені умови обробки, що виключають утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Визначена максимально можлива продуктивність обробки й оптимальні режими різання з урахуванням обмежень щодо точності, шорсткості та якості оброблюваних поверхонь.

У результаті з'явилася можливість спрямованого вибору ефективних методів обробки й здійснення обґрунтованого переходу на фінішних операціях, наприклад, від абразивного шліфування до лезової обробки, в тому числі інструментами із синтетичних надтвердих матеріалів, або від процесів різання до процесів пластичного деформування оброблюваних матеріалів і т. д. На основі отриманих теоретичних рішень проведено розробку та вибір оптимальних схем обробки, що дозволило впровадити на ДП Харківський машинобудівний завод "ФЕД" ефективні операції фінішної механічної обробки деталей гідро- та паливорегулювальної апаратури, які забезпечують їх високоякісну бездефектну обробку. Це підвищило ресурс їхньої роботи до рівня світових виробників аналогічної продукції.

У роботі велика увага приділена розробці технологій виготовлення високоточних отворів у деталях гідро- і паливорегулювальної апаратури, оскільки їхня питома вага в загальному технологічному циклі обробки

значна і становить 50 % і більше. Так, запропоновано для фінішної обробки отворів використовувати прогресивний метод високошвидкісного фрезерування кінцевими фрезами, що забезпечує високопродуктивну й високоточну бездефектну обробку і є надзвичайно перспективним напрямом у механічній обробці.

Як показує практика, застосування розроблених технологій механічної обробки й сучасних високооборотних верстатів зі ЧПУ дозволяє різко скоротити трудомісткість прецизійної обробки складних деталей гідроапаратури (виготовлених із високоміцних сплавів і сталей). Наприклад, складна у виготовленні деталь "води́ло" раніше оброблялася на універсальному устаткуванні із застосуванням великої кількості токарних, фрезерних і свердлильних операцій. Зараз ці операції об'єднані в одну операцію, яка виконується на сучасному обробному центрі PicoMax 60. Якщо раніше для обробки цієї деталі використовувалося 47 різних видів різальних інструментів, то за новою технологією – 23 інструмента. Таким чином, досягнута економія з витрати різальних інструментів. При цьому стабільно забезпечується необхідна шорсткість поверхні на рівні  $R_a = 0,63$  мкм, похибка обробки отворів – 0,01 мм, міжцентрові відстані забезпечуються з допусками на розміри  $\pm 0,01$  мм. Продуктивність праці підвищилася в 2,5 рази, що дозволило скоротити число працівників-верстатників із 8 до 2-х.

У ході виготовлення більш складних корпусних деталей, які раніше вимагали, наприклад, до 200 операцій механічної обробки (особливо фінішної обробки), за рахунок застосування нових технологій і сучасного устаткування кількість операцій зменшується до 2 разів. Це істотно знижує трудомісткість обробки деталей у процесі забезпечення необхідних показників точності і якості. Впровадження розроблених технологій на ДП Харківський машинобудівний завод "ФЕД" дозволило поліпшити техніко-економічні показники виробів до рівня світових виробників авіаційної техніки, наприклад фірми *Sundstrand*, США.

Отримані результати застосовані й на інших підприємствах України, які займаються виготовленням гідравлічних систем загального призначення. Ефект механічної обробки, пов'язаний з підвищенням якості й продуктивності, досягнуто за рахунок застосування високошвидкісного різання й прогресивних збірних конструкцій різальних твердосплавних ін-

струментів зі зносостійкими покриттями, які характеризуються високими показниками стійкості й різальної здатності.

Установлені теоретичні рішення також використані у ході обробки різних відповідальних деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, до якості обробки яких ставляться високі вимоги. Це стосується, наприклад, обробки відповідальних великогабаритних валів приводів редукторів шахтних конвеєрів, які працюють у важких умовах шахти. Для забезпечення високих показників точності й зниження трудомісткості обробки валів розроблена ефективна технологія круглого зовнішнього шліфування. Вона заснована на результатах математичного моделювання й оптимізації структури та параметрів різних операцій шліфування: урізного, поздовжнього та шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами. Це дозволило вибрати оптимальний варіант шліфування й визначити оптимальні умови обробки високоточних валів.

У роботі значну увагу приділено математичному моделюванню та оптимізації структури й параметрів операцій алмазно-абразивної обробки прецизійних ущільнювальних кілець, виготовлених із важкооброблюваного композиційного матеріалу на основі реліту, які застосовуються для герметизації обертових валів гідрозахистів заглибних електродвигунів, які використовуються в електробурильній техніці. У зв'язку з високою твердістю даного композиційного матеріалу, необхідністю знімання значних припусків і особливостей обробки деталей типу "кілець", освоєння їхнього масового виробництва виявилось проблематичним через низькі показники якості й продуктивності обробки. Тому виконаний комплекс теоретичних і експериментальних досліджень дозволив науково обґрунтовано підійти до вибору найбільш ефективного напряму рішення проблеми їхньої обробки. У результаті розроблена високопродуктивна технологія їхньої обробки, що включає операції абразивного й алмазного шліфування й довершення алмазним порошком.

Результати досліджень використовуються у навчальному процесі на кафедрі техніки й технології Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця у процесі вивчення навчальних дисциплін "Системи технологій в машинобудуванні", "Системи технологій в промисловості", "Основи технологічних систем" та ін.



# Розділ 1. Математичне моделювання механіки процесів різання й шліфування матеріалів

## 1.1. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості процесу різання й оцінювання міцності різального інструмента

Із усього різноманіття технологій обробки матеріалів, заснованих на використанні різних видів енергії, необхідно виділити механічні технології обробки матеріалів різанням, які характеризуються найменшою енергоємністю й найбільшою продуктивністю обробки й забезпечують високі показники якості й точності оброблюваних поверхонь. Процеси різання матеріалів набули широкого застосування у виробництві й у найближчі роки не втратять своєї значимості. Тому їх подальший розвиток має велике практичне значення в підвищенні точності, якості й продуктивності механічної обробки. Процес різання є спрямованим руйнуванням поверхневого шару оброблюваного матеріалу під дією навантаження, що виникає від контакту з різальним інструментом. Дане навантаження в теорії різання прийнято називати силою різання. Зазвичай її розкладають на дві складові – тангенціальну  $P_z$  й радіальну  $P_y$  (рис. 1.1):

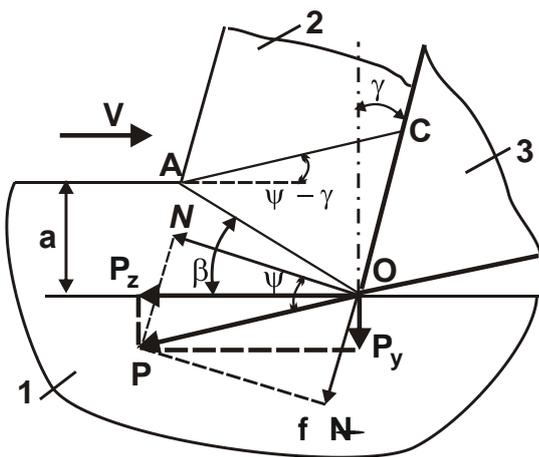


Рис. 1.1. Розрахункова схема процесу різання

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

$$P_z = \sigma \cdot S = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{різ}}}; \quad (1.1)$$

$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{різ}}}, \quad (1.2)$$

де  $\sigma$  – умовна напруга різання, Н/м<sup>2</sup>;  
 $S$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

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

$V_{\text{різ}}$  – швидкість різання, м/с;

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

Найважливішою умовою підвищення ефективності процесу різання є збільшення продуктивності обробки  $Q$ . Виходячи з перетвореної залежності (1.1)

$$Q = \frac{P_z \cdot V_{\text{різ}}}{\sigma}, \quad (1.3)$$

це досягається збільшенням параметрів  $P_z$ ,  $V_{\text{різ}}$  і зменшенням  $\sigma$ . Очевидно, збільшення тангенціальної складової сили різання  $P_z$  обмежено міцністю різальної частини інструмента, а збільшення швидкості різання  $V_{\text{різ}}$  – його стійкістю, яка визначається температурним фактором. Можливості зменшення умовної напруги різання  $\sigma$  пов'язані з керуванням контактними процесами, які протікають на передній і задній робочих поверхнях інструмента. Отже, параметри  $\sigma$  й  $P_z$  визначаються механікою, а швидкість різання  $V_{\text{різ}}$  – теплофізикою процесу різання. Однак такий поділ достатньо умовний, тому що параметри  $\sigma$  й  $P_z$  також залежать від температури різання і їх необхідно вивчати як з позиції механіки, так і з позиції теплофізики процесу різання.

Про ефективність процесів механічної й фізико-технічної обробки матеріалів судять за величиною енергоємності  $E$ , що рівна роботі, яка затрачувалася на знімання одиниці об'єму матеріалу  $V$ .

Представляючи роботу  $A$ , необхідну для знімання об'єму матеріалу  $V$  у ході механічної обробки, й об'єм  $V$  у вигляді  $A = P_z \cdot l$ ;  $V = l \cdot S$  (де  $l$  – довжина шляху різання, м;  $S$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>), енергоємність обробки  $E = A/V$  визначиться:

$$E = \frac{P_z}{S} = \sigma. \quad (1.4)$$

Як видно, у процесі механічної обробки (різання лезовими й абразивними інструментами) енергоємність обробки  $E$  чисельно дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ .

Для визначення  $\sigma$  слід розглянути спрощену розрахункову схему процесу різання (див. рис. 1.1), відповідно до якої знімання матеріалу відбувається в результаті зсуву елементів стружки вздовж умовної пло-

щини зсуву, розташованої під кутом  $\beta$  до напрямку руху інструмента. Під дією системи сил  $P_z$  і  $P_y$  в площині зсуву виникає дотичне напруження  $\tau$ . Для визначення положення умовної площини зсуву матеріалу (умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ ) необхідно спроектувати на неї складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  і встановити дотичне напруження  $\tau$ :

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} \cdot (P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta) = \frac{P_y}{a \cdot b} \cdot (0,5 \cdot K_{\text{різ}} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta), \quad (1.5)$$

де  $a$ ,  $b$  – відповідно товщина й ширина зрізу, м.

Дотичне напруження  $\tau$  має максимум від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ . На рис. 1.2 графічно показаний характер зміни функції  $\tau_0 = 0,5 \cdot K_{\text{різ}} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta$ , яка входить у залежність (1.5). Екстремальне

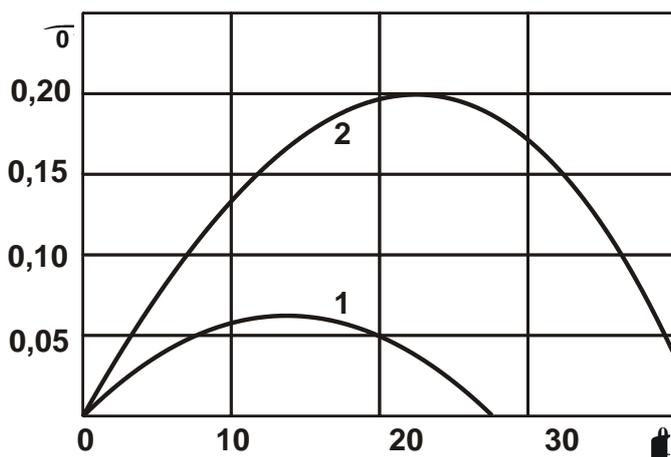


Рис. 1.2. Залежність  $\tau_0$  від кута  $\beta$

Умовні позначення: 1 –  $K_{\text{різ}} = 0,5$ ; 2 –  $K_{\text{різ}} = 1$

значення  $\beta$  визначається з необхідної умови екстремуму  $\tau'_\beta = 0$ :

$$\text{tg} 2\beta = K_{\text{різ}}. \quad (1.6)$$

Як видно, умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  однозначно залежить від коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$ : з його збільшенням кут  $\beta$  збільшується.

Радіальна складова сили різання  $P_y$  визначається із залежності (1.5) з урахуванням залежності (1.6) за умови  $\tau = \tau_{\text{зсув}}$  (де  $\tau_{\text{зсув}}$  – межа міцності оброблюваного матеріалу на зсув,  $\text{Н/м}^2$ ). Вхідні в залежність (1.5) величини  $\sin 2\beta$  й  $\sin^2 \beta$  необхідно виразити через коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$ . Тоді з урахуванням тригонометричного відношення

$$K_{\text{різ}} = \text{tg} 2\beta = \frac{\sin 2\beta}{\sqrt{1 - \sin^2 2\beta}}, \quad (1.7)$$

отримано

$$\sin 2\beta = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{1}{K_{\text{різ}}}}} \quad (1.8)$$

З урахуванням тригонометричних відношень

$$\sin \beta = \sqrt{\frac{1 - \cos 2\beta}{2}}; \quad \cos 2\beta = \sqrt{1 - \sin^2 2\beta} = \sqrt{\frac{1}{1 + K_{\text{різ}}^2}}, \quad (1.9)$$

отримано

$$\sin^2 \beta = 0,5 \cdot \left( 1 - \sqrt{\frac{1}{1 + K_{\text{різ}}^2}} \right). \quad (1.10)$$

У результаті радіальна складова сили різання  $P_y$ , виходячи із залежності (1.5) з урахуванням  $\tau_{\text{зсув}} \approx 0,5 \cdot \sigma_{\text{ст}}$  (де  $\sigma_{\text{ст}}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>), набуде такого вигляду:

$$P_y = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right). \quad (1.11)$$

Відповідно тангенціальна складова сили різання  $P_z = K_{\text{різ}} \cdot P_y$  й умовне напруження різання  $\sigma = P_z / a \cdot b$  буде визначено так:

$$P_z = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right); \quad (1.12)$$

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right). \quad (1.13)$$

Питомі (безрозмірні) складові сили різання будуть мати опис:

$$P_{z_{\text{пит}}} = \frac{P_z}{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}} = \frac{1}{K_{\text{різ}}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right); \quad (1.14)$$

$$P_{y_{\text{пит}}} = \frac{P_y}{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}} = \frac{1}{K_{\text{різ}}^2} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} \right). \quad (1.15)$$

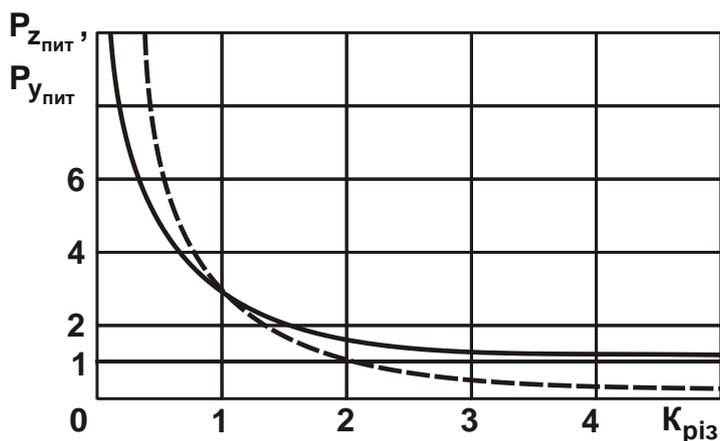


Рис. 1.3. Залежності  $P_{z_{\text{пит}}}$  (суцільна лінія) і  $P_{y_{\text{пит}}}$  (пунктирна лінія) від коефіцієнта різання  $K_{\text{різ}}$

Із залежностей (1.14) і (1.15) випливає, що параметри  $P_{z_{\text{пит}}}$  й  $\sigma$  ідентичні, тому що описуються однією й тією ж залежністю. Аналіз розрахованих на основі залежностей (1.14) і (1.15) значень  $P_{z_{\text{пит}}}$  і  $P_{y_{\text{пит}}}$  (рис. 1.3) показує, що за умови  $K_{\text{різ}} = 1$  параметри  $P_{z_{\text{пит}}}$  й  $P_{y_{\text{пит}}}$  рівні між собою, а за умови  $K_{\text{різ}} < 1$  і  $K_{\text{різ}} > 1$  справедливі  $P_{z_{\text{пит}}} < P_{y_{\text{пит}}}$  і  $P_{z_{\text{пит}}} > P_{y_{\text{пит}}}$ .

Як відомо, умова  $K_{\text{різ}} < 1$  реалізується у ході абразивної обробки, а умова  $K_{\text{різ}} > 1$  – у ході лезової обробки. Отже, у процесі абразивної обробки найбільше впливає на технологічні параметри процесу радіальна  $P_y$  складова сили різання, а під час лезової обробки – тангенціальна  $P_z$  складова сили різання. При цьому складові сили різання у ході лезової обробки ( $K_{\text{різ}} > 1$ ) менше, ніж у ході абразивної обробки ( $K_{\text{різ}} < 1$ ), що свідчить про можливість підвищення точності і якості обробки під час різання лезовими інструментами. Дана закономірність обумовлена меншими значеннями умовного напруження різання  $\sigma = P_{z_{\text{пит}}}$ , яка за умови  $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$  прагне прийняти значення  $\sigma_{\text{ст}}$  (див. рис. 1.3). У цьому випадку умови стружкоутворення відповідають умовам руйнування прямолінійного зразка у процесі його стиску.

Слід виразити коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  через складові сили різання  $N$  й  $f \cdot N$ , що виникають на передній поверхні інструмента (див. рис. 1.1):

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma, \\ P_y = -N \cdot \sin \gamma + f \cdot N \cdot \cos \gamma, \end{cases} \quad (1.16)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя на передній поверхні інструмента;  
 $\gamma$  – передній кут інструмента.

Звідки

$$K_{\text{різ}} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma) = \frac{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{f - \operatorname{tg} \gamma}, \quad (1.17)$$

де  $f = \operatorname{tg} \psi$ ;

$\psi$  – умовний кут тертя на передній поверхні інструмента.

Графічно залежність (1.17) показана на рис. 1.4. Коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  – позитивна величина, що змінюється в межах від 0 до  $\infty$ .

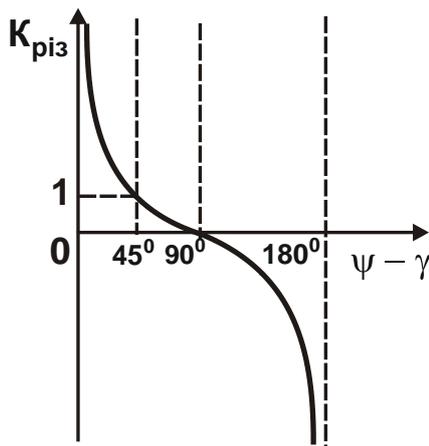


Рис. 1.4. Залежність  $K_{\text{різ}}$  від кута  $\psi - \gamma$

Порівнюючи залежність (1.6) і (1.17), отримана залежність для розрахунку умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ :

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (1.18)$$

Кут  $\omega = \psi - \gamma$  називається кутом дії. Тому параметри  $P_z$ ,  $P_y$  і  $\sigma$  можуть бути виражені також через кут дії  $\omega = \psi - \gamma$ :

$$P_z = a \cdot v \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \left[ \operatorname{tg}(\psi - \gamma) + \sqrt{\operatorname{tg}^2(\psi - \gamma) + 1} \right]; \quad (1.19)$$

$$P_y = a \cdot v \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \operatorname{tg}(\psi - \gamma) \cdot \left[ \operatorname{tg}(\psi - \gamma) + \sqrt{\operatorname{tg}^2(\psi - \gamma) + 1} \right]; \quad (1.20)$$

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \left[ \operatorname{tg}(\psi - \gamma) + \sqrt{\operatorname{tg}^2(\psi - \gamma) + 1} \right]. \quad (1.21)$$

Очевидно, лезова обробка реалізується за умови  $\omega = \psi - \gamma < 45^\circ$ , а абразивна обробка – за умови  $\omega = \psi - \gamma > 45^\circ$  (з урахуванням негативного значення кута  $\gamma$  – за умови  $\omega = \psi + \gamma > 45^\circ$ ).

Із залежності (1.6) і рис. 1.4 випливає, що умова  $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$  (або  $\sigma \rightarrow \sigma_{\text{ст}}$ ) виконується при куті дії  $\omega = \psi - \gamma \rightarrow 0$  (або  $f = \text{tg} \gamma$ ). Найбільш просто дана умова реалізується у ході обробки алмазним інструментом, тому що алмаз характеризується найменшим коефіцієнтом тертя  $f$  з оброблюваним матеріалом. Цим пояснюється можливість зменшення сили різання під час алмазного точіння, що має місце на практиці.

У залежностях (1.19) – (1.21) кут дії  $\omega = \psi - \gamma$  необхідно розглядати позитивним. Очевидно, зі збільшенням  $\omega = \psi - \gamma$  параметри  $P_y$ ,  $P_z$  і  $\sigma$  збільшуються. Для їхнього зменшення необхідно позитивний кут інструмента  $\gamma$  збільшувати, а кут тертя  $\psi$  (коефіцієнт тертя  $f$ ) зменшувати.

При значеннях  $\text{tg}(\psi - \gamma) \gg 1$  радіальна складова сили різання  $P_y$  більше тангенціальної складової сили різання  $P_z$ . Це можливо при куті дії  $\psi - \gamma \gg 45^\circ$ , тобто при відносно великому умовному куті тертя  $\psi > 45^\circ$  й невеликому значенні  $\gamma \approx 0$ , або при негативному значенні переднього кута  $\gamma$ , тоді кут дії  $\omega = \psi - \gamma$  буде свідомо більше  $45^\circ$ .

Останній випадок реалізується, наприклад, у процесі різання абразивними або алмазними зернами шліфувального круга. Чим більше ступінь затуплення зерен, тим більше негативний передній кут  $\gamma$  і більше відношення  $P_z/P_y$ . Це погодиться із практикою різання. Експериментально встановлено, що у ході лезової обробки виконується, як правило, умова  $P_z > P_y$ , тому що  $\text{tg}(\psi + \gamma) \gg 1$ .

У початковий момент обробки (в момент врізання лезового інструмента в оброблюваний матеріал), коли практично відсутнє тертя стружки з передньою поверхнею інструмента ( $\psi \approx 0$ ), тангенціальна складова  $P_z$  сили різання більше, ніж у ході сталого процесу різання, коли відбувається тертя стружки з передньою поверхнею інструмента й  $\psi > 0$ . Це пов'язане з тим, що в першому випадку, коли  $10^\circ < \gamma < 40^\circ$  значення  $\text{tg}(\psi - \gamma)$  більше, ніж у другому випадку, коли  $10^\circ < \psi < 40^\circ$ , коли  $\text{tg}(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ . Найменше значення  $P_z$  досягається за умови  $\psi = \gamma$ .

Збільшення  $P_z$  в момент врізання інструмента в матеріал може бути одним із факторів, які визначають низьку працездатність інструмента у процесі переривчастого різання. Присутність сили  $P_y$  під час сталого процесу різання дозволяє, по суті, зменшити  $P_z$  й підвищити працездатність інструмента.

За умови негативних (а також рівних нулю) значень переднього кута інструмента  $\gamma$  тангенціальна складова сили різання  $P_z$  у момент врізання менше, ніж під час сталого процесу різання. Отже, застосування різальних інструментів із негативними передніми кутами принципово змінює закономірності силової напруженості процесу, виключає підвищення  $P_z$  в момент врізання.

Залежності (1.19) – (1.21) з урахуванням залежності (1.6) і відомого тригонометричного відношення  $\operatorname{tg}\beta = \frac{\sin 2\beta}{1 + \cos 2\beta}$  спрощуються й набувають вигляду:

$$P_y = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}; \quad (1.22)$$

$$P_z = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\operatorname{tg} \beta}; \quad (1.23)$$

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\operatorname{tg} \beta}. \quad (1.24)$$

Як видно, параметри  $P_y$ ,  $P_z$ ,  $\sigma$  цілком однозначно залежать від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ : чим більше  $\beta$ , тим менші  $P_y$ ,  $P_z$ ,  $\sigma$  і ефективніший процес різання.

У процесі шліфування ( $K_{\text{різ}} < 1$ ), розглядаючи передній кут різального зерна круга  $\gamma$  негативним, залежності (1.19) – (1.21) можуть бути спрощені:

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}}; \quad (1.25)$$



$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \sigma_{\text{СТ}}}{K_{\text{різ}}^2}; \quad (1.26)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{СТ}}}{K_{\text{різ}}} = 2 \cdot \sigma_{\text{СТ}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma); \quad (1.27)$$

За умови  $\psi + \gamma \rightarrow 90^\circ$  справедливо  $\sigma \rightarrow \infty$ . У цьому випадку процес різання (стружкоутворення) не реалізується, а має місце лише пружно-пластичне деформування матеріалу без утворення стружки. Отже, процес різання лезовими й абразивними інструментами може бути здійснений за умови  $\omega = \psi + \gamma < 90^\circ$ .

Аналогічно наведеному рішення, максимальні дотичні напруження  $\tau$ , що виникають у різальному клині інструмента від дії сил  $N$  і  $N \cdot f$  (звернених до інструмента), будуть досягатися в площині, що розташована під кутом  $\beta$  (див. рис. 1.1). Силу  $R$ , що діє в площині, яка розташована під кутом  $\beta$ , подано:

$$R = \tau_{\text{зсув}_{\text{мат}}} \cdot l_{\text{мат}} = \tau_{\text{зсув}_{\text{інст}}} \cdot l_{\text{інст}}, \quad (1.28)$$

де  $\tau_{\text{зсув}_{\text{мат}}}$ ,  $\tau_{\text{зсув}_{\text{інст}}}$  – межі міцності на зсув оброблюваного й інструментального матеріалів, Н/м<sup>2</sup>;

$l_{\text{мат}}$ ,  $l_{\text{інст}}$  – довжини площини зсуву оброблюваного й інструментального матеріалів, м.

Приймаючи умовно задній кут інструмента рівним нулю, з рис. 1.1 впливає тригонометричне відношення:

$$\sin \beta = \frac{a - a_1}{l_{\text{мат}}} \approx \frac{a_1}{l_{\text{інст}}}, \quad (1.29)$$

де  $a$  – товщина зрізу, м;

$a_1$  – відстань від точки дії сили  $R$  до вершини інструмента в напрямі вісі  $OY$ .

Розв'язуючи залежності (1.28) і (1.29), отримано:

$$\frac{\tau_{зсув_{\text{INST}}}}{\tau_{зсув_{\text{МАТ}}}} = \frac{a}{a_1} - 1. \quad (1.30)$$

За умови  $a_1 \rightarrow 0$  відношення  $\tau_{зсув_{\text{INST}}} / \tau_{зсув_{\text{МАТ}}} \rightarrow \infty$ , тобто інструментальний матеріал за міцністю повинен багаторазово перевищувати оброблюваний матеріал.

Важливо оцінити реальне значення  $a_1$ , розглядаючи умову рівноваги елемента стружки (див. рис. 1.1):

$$P_z = \tau_{зсув_{\text{МАТ}}} \cdot \cos \beta. \quad (1.31)$$

З урахуванням першого рівняння системи (1.16), приймаючи спрощено  $N = 2 \cdot HV_{\text{МАТ}} \cdot b \cdot a_1$  і  $l_{\text{МАТ}} = a / \sin \beta$ , отримане

$$\frac{a}{a_1} = 2 \cdot \frac{HV_{\text{МАТ}}}{\tau_{зсув_{\text{МАТ}}}} \cdot \frac{\cos(\gamma - \psi)}{\cos \psi} \cdot \operatorname{tg} \left( 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2} \right), \quad (1.32)$$

де  $HV_{\text{МАТ}}$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/мм<sup>2</sup>.

Після тригонометричних перетворень є:

$$\frac{a}{a_1} = 4 \cdot \frac{HV_{\text{МАТ}}}{\tau_{зсув_{\text{МАТ}}}} \cdot \frac{\cos(\gamma - \psi)}{\cos \psi} \cdot \frac{\cos^2(45^\circ - z)}{\cos \psi}, \quad (1.33)$$

де  $z = (\gamma - \psi) / 2$ .

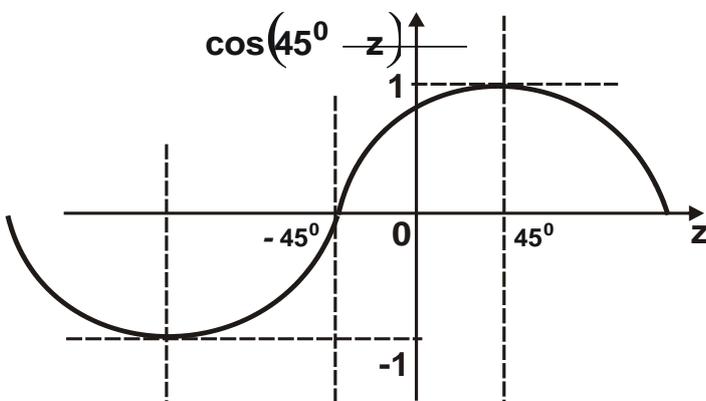


Рис. 1.5. Загальний вигляд функції  $\cos(45^\circ - z)$

На рис. 1.5 графічно показаний характер зміни функції  $\cos(45^\circ - z)$ . Параметр  $z$  може змінюватися приблизно в межах  $-45^\circ < z < +45^\circ$ . Отже, функція  $\cos(45^\circ - z)$  змінюється в межах від 0 до 1. Чим більше  $z$ , тим більше  $\cos(45^\circ - z)$ . Зменшити відно-

шення  $a/a_1$  й відповідно  $\tau_{зсув_{\text{інст}}} / \tau_{зсув_{\text{мат}}}$  можна зменшенням параметра  $z$  шляхом зменшення переднього кута інструмента  $\gamma$  (застосовуючи негативне значення  $\gamma$ ) і збільшенням кута тертя на передній поверхні інструмента  $\psi$ . За умови певних значень  $\gamma$  і  $\psi$  можна виконати умову  $\tau_{зсув_{\text{інст}}} = \tau_{зсув_{\text{мат}}}$ . Значення  $HV_{\text{мат}} / \tau_{зсув_{\text{мат}}}$  для ряду важкооброблюваних матеріалів наведені в табл. 1.1.

Таблиця 1.1

**Розрахункові значення  $HV_{\text{мат}} / \tau_{зсув_{\text{мат}}}$**

Матеріал	Алмаз	Твердий сплав ВК8	Кераміка ЦМ-322	Сталь Р18
$\frac{HV_{\text{мат}}}{\tau_{зсув_{\text{мат}}}}$	100	10	30	7

Відповідно до залежностей (1.30) і (1.33), для здійснення процесу обробки (різанням) найтвердішого в природі матеріалу – алмазу, міцність інструментального матеріалу повинна бути значно більше міцності алмаза. Практично це нездійсненно. Тому алмаз можна обробляти лише алмазом, тобто необхідно виконати умову  $\tau_{зсув_{\text{інст}}} = \tau_{зсув_{\text{мат}}}$ . Виходячи із залежності (1.33), це досягається за умови  $z \rightarrow -45^\circ$  за рахунок збільшення негативного переднього кута  $\gamma$  до значень  $-45^\circ$  і більше. Практичним втіленням даного теоретичного рішення є застосування в якості різального елемента алмазного зерна, яке має негативний передній кут.

Для машинобудівних сталей відношення  $HV_{\text{мат}} / \tau_{зсув_{\text{мат}}} \approx 6$ . Тоді

$$\frac{\tau_{зсув_{\text{інст}}}}{\tau_{зсув_{\text{мат}}}} > 1 \quad \text{або} \quad \left( \frac{a}{a_1} > 2 \right), \quad (1.34)$$

виходячи із залежності (1.33), обробку можна здійснювати інструментом з позитивним переднім кутом  $\gamma$ , що погодиться із практичними даними.

Таким чином, показана винятково важлива роль переднього кута  $\gamma$  в реалізації процесу різання. Зі збільшенням відношення  $HV_{\text{мат}} / \tau_{зсув_{\text{мат}}}$

необхідно переходити до негативних передніх кутів. Зі збільшенням динамічних навантажень (у ході періодичного переривчастого різання), що еквівалентно збільшенню  $HV_{\text{мат}}$ , також необхідно застосовувати негативні передні кути різального інструмента.

Підводячи підсумки, можна зазначити, що кут  $(\gamma - \psi)$ , по-різному впливає на напруження, які виникають у процесі різання в оброблюваному матеріалі й інструменті. Зменшення силової напруженості процесу різання за рахунок оптимізації кута  $(\gamma - \psi)$  веде до більш напруженого стану різального клина інструмента, збільшує ймовірність його руйнування, тобто виграючи в одному, програють в іншому. Отже, існують оптимальні значення кута  $(\gamma - \psi)$ , які в першому наближенні можна розрахувати, користуючись залежністю (1.33).

## 1.2. Аналіз параметрів силової напруженості процесу різання

Важливо проаналізувати залежність (1.24) з позиції зміни умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ .

Експериментально встановлено (рис. 1.6 [82]), що зі збільшенням

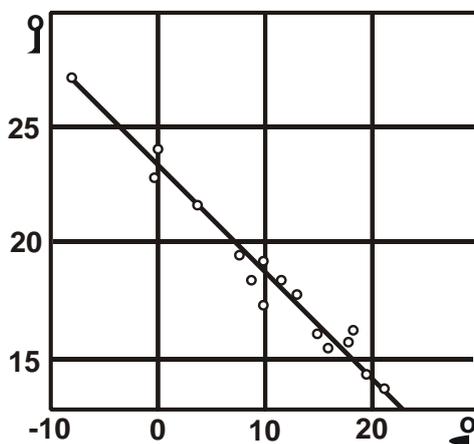


Рис. 1.6. Вплив кута дії  $\omega$  на умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$

кута дії  $\omega = \psi - \gamma$  кут зсуву  $\beta$  зменшується, набуваючи значення  $27^\circ \dots 13^\circ$ . Відповідно значення  $\text{tg}\beta$  рівні:  $0,51 \dots 0,23$ , тоді

$$\sigma = (96 \dots 4,35) \cdot \sigma_{\text{ст}}. \quad (1.35)$$

Як видно, умовне напруження різання  $\sigma$  у процесі вільного різання сталі 20X може бути до 5-ти разів більше межі міцності сталі на стиск  $\sigma_{\text{ст}}$ . Зміна кута дії  $\omega$  під час експериментальних досліджень забезпечувалася за рахунок зміни умовного кута тертя  $\psi$  (коефіцієнта тертя  $f$ ) передньої поверхні різця зі стружкою.

У процесі різання міді різцем із кутами  $\gamma = 20^\circ$  и  $\omega = 20^\circ 30'$  зі збільшенням швидкості різання умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  збільшується

в межах  $7^\circ \dots 18^\circ$  (рис. 1.7 [82]). Відповідно тригонометрична функція  $\operatorname{tg} \beta$  набуває значення:  $0,12 \dots 0,33$ , тоді

$$\sigma = 0,33 \dots 3,0 \cdot \sigma_{\text{ст}}. \quad (1.36)$$

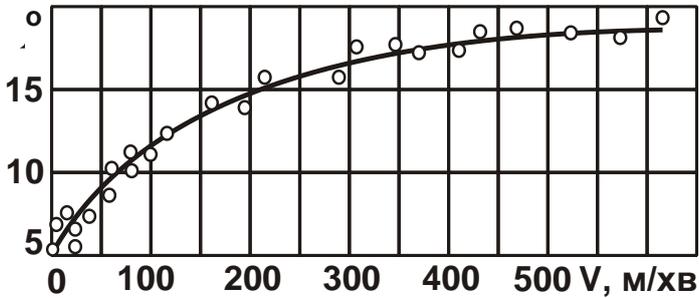


Рис. 1.7. Вплив швидкості різання  $V$  на умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$

У цьому випадку умовне напруження різання  $\sigma$  може перевищувати значення  $\sigma_{\text{ст}}$  більш ніж у 8 разів. Збільшення швидкості різання призводить до зменшення  $\sigma$ .

Залежність (1.24) можна перетворити з урахуванням формули Тіме А. М.:

$$\xi = \frac{\cos(\beta - \gamma)}{\sin \beta}, \quad (1.37)$$

де  $\xi$  – коефіцієнт усадки стружки.

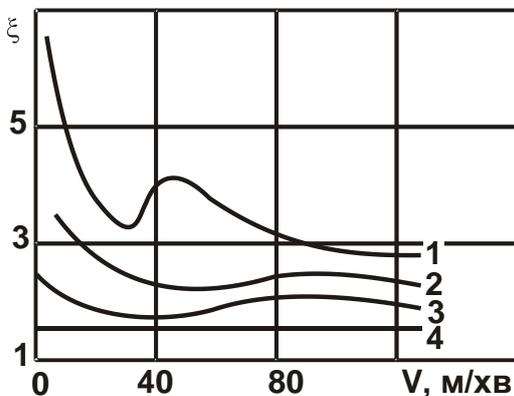


Рис. 1.8. Вплив швидкості різання  $V$  на коефіцієнт усадки стружки  $\xi$

Умовні позначення: 1 –  $\gamma = 0^\circ$ ; 2 –  $\gamma = 15^\circ$ ;

3 –  $\gamma = 30^\circ$ ; 4 –  $\gamma = 45^\circ$

Умови обробки: сталь 40Х;  $a = 0,31$  мм;  $v = 1,45$  мм.

Тоді

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \frac{\xi - \sin \gamma}{\cos \gamma}. \quad (1.38)$$

Зі збільшенням швидкості різання коефіцієнт усадки стружки  $\xi$  зменшується (рис. 1.8 [87]), що призводить до зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Збільшення переднього кута  $\gamma$  також призводить до зменшення  $\xi$  (рис. 1.8) і умовного напруження різання  $\sigma$ .

Коефіцієнт  $\frac{\xi - \sin \gamma}{\cos \gamma} = \frac{\sigma}{\sigma_{\text{ст}}}$ , виходячи з табл. 1.2, більше одиниці.

Розрахункові значення коефіцієнта  $\frac{\xi - \sin \gamma}{\cos \gamma}$  для  $V = 20$  м/хв

$\gamma^\circ$	0	15	30	45
$\frac{\xi - \sin \gamma}{\cos \gamma}$	3,5	2,6	1,73	1,14

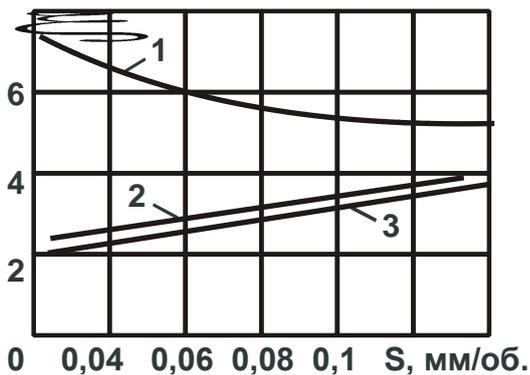


Рис. 1.9. Вплив подачі  $S$

на коефіцієнт усадки стружки

Умовні позначення: 1 – твердий сплав; 2 – алмаз АСПК; 3 – природний алмаз

$\sigma = \sigma_{ст}$  (умова руйнування матеріалу у процесі стиску). Якщо  $\psi > 0$  (при  $\gamma = 0^\circ$ ), то  $\text{tg} \beta = \text{tg} \left( 45^\circ - \frac{\psi}{2} \right) < 1$  й  $\sigma > \sigma_{ст}$ .

Відношення  $\sigma_0/\sigma$  (де  $\sigma_0 = \sigma_{ст}$  при  $\beta = 45^\circ$ ) буде визначати частку "чистого різання" у загальному енергетичному балансі процесу різання, обумовленому "чистим різанням" і тертям оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента ( $\gamma = 0^\circ$ ):

$$\frac{\sigma_0}{\sigma} = \text{tg} \left( 45^\circ - \frac{\psi}{2} \right). \quad (1.39)$$

За умови  $\psi = 0^\circ$  відношення  $\sigma_0/\sigma = 1$ , тобто вся енергія затрачується на "чисте різання". Зі збільшенням умовного кута тертя  $\psi$  в ме-

жах  $0 \dots 90^\circ$  відношення  $\sigma_0/\sigma$  зменшується фактично до нуля. Зі збільшенням кута  $\psi$  зменшується частка "чистого різання" і збільшується частка тертя в загальній енергоємності процесу різання. За умови  $\gamma \neq 0^\circ$  є:

$$\frac{\sigma_0}{\sigma} = \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}. \quad (1.40)$$

Очевидно, при  $\psi > 0^\circ$  зі збільшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  відношення  $\sigma_0/\sigma$  буде збільшуватися.

Зі збільшенням негативного переднього кута інструмента  $\gamma$ , навпаки, відношення  $\sigma_0/\sigma$  буде зменшуватися. Отже, у міру затуплення інструмента (або різальних зерен шліфувального круга) частка "чистого різання" у загальній енергоємності процесу буде зменшуватися.

Становить інтерес розгляд фізичної сутності умовного напруження різання  $\sigma$ . Як було зазначено, якщо тангенціальну складову сили різання  $P_z$  розділити на площу поперечного перерізу зрізу  $S = a \cdot b$  (у процесі різання різцем із переднім кутом  $\gamma = 0^\circ$ ), то буде одержано умовну величину, що називається в теорії різання й шліфування умовним напруженням різання  $\sigma$ . Якщо ж силу  $P_z$  розділити на фактичну площу контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $S_1 = l \cdot b$ , то буде одержано реальну величину розподіленого навантаження (тиску)  $q$ , яке не може перевищувати значення твердості оброблюваного матеріалу за Віккерсом  $HV$  (у межі  $q = HV$ ). Тут  $l$  – довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента;  $a$ ,  $b$  – товщина й ширина зрізу. Тоді з урахуванням залежності (1.12) є:

$$\frac{l}{a} \cdot q = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{K_{різ}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2}\right). \quad (1.41)$$

Якщо параметри  $K_{різ}$ ,  $\tau_{зсув}$ ,  $q \approx HV$ , а задані, то із залежності (1.41) можна визначити довжину контакту стружки з передньою поверхнею ін-

струмента  $l$ , при якій буде здійснено процес різання (зсуву матеріалу уздовж умовної площини зсуву).

Таким чином, встановлено, що параметр  $l$ , по суті, є замикаючою ланкою в системі функціонування процесу різання. Якщо невиконана умова (1.41), коли права частина рівняння більше лівої, процес різання нездійснений. Це відбудеться, якщо параметр  $l$  менше граничного значення, що впливає з умови (1.41).

Після перетворення умови (1.41) з урахуванням залежностей (1.6) і (1.37) для випадку  $\gamma = 0^\circ$ , отримано:

$$\frac{l}{a} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{q} \cdot \xi. \quad (1.42)$$

Відношення  $l/a$  визначається відношенням  $\tau_{зсув}/q$  і коефіцієнтом усадки стружки  $\xi$ : чим більше  $\xi$ , тим більше довжина стружки  $l$  за умови заданої товщини зрізу  $a$  ( $l > a$ ).

З урахуванням формули Тіме А. М. (1.37) залежність (1.42) набуде вигляду:

$$\frac{l}{a} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{q} \cdot \frac{\cos(\beta - \gamma)}{\sin \beta} \quad (1.43)$$

або за умови  $\gamma = 0^\circ$ :

$$\frac{l}{a} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{q} \cdot \frac{1}{\text{tg} \beta}. \quad (1.44)$$

Відношення  $l/a$  тим більше, чим менший умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$ . За умови зміни  $\beta$  в межах  $45^\circ \dots 6^\circ$  (або  $\text{tg} \beta = 1 \dots 0,1$ ) відношення  $l/a$  збільшиться в 10 разів. Якщо прийняти  $\frac{\tau_{зсув}}{q} \approx \frac{\tau_{зсув}}{HV}$ , то для сталей  $\tau_{зсув}/HV = 0,16$ . Отже, при значенні  $\beta = 45^\circ$  відношення  $l/a \approx 0,3$ , а при  $\beta = 6^\circ$  є  $l/a = 3$ .



За умови  $\gamma = 0^\circ$  умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$ , виходячи із залежності (1.18), визначається лише умовним кутом тертя  $\psi$ . З його збільшенням кут зсуву  $\beta$  зменшується, що приводить до збільшення довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $l$ .

У початковий момент обробки (при  $l \leq a$ ) величина  $q$  може бути більша, ніж під час сталого процесу різання, коли  $l > a$ . Це збільшує ймовірність руйнування різальної частини інструмента в момент врізання.

За умови  $\gamma \neq 0^\circ$  залежність для визначення відношення  $l/a$  з урахуванням (1.18) набуде вигляду:

$$\frac{l}{a} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{q} \cdot \frac{\cos\left(45^\circ - \frac{\gamma}{2} - \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\psi}{2}\right)}. \quad (1.45)$$

Передній кут інструмента  $\gamma$  неоднозначно впливає на відношення  $l/a$ . Зі збільшенням  $\gamma$  чисельник і знаменник збільшуються. Отже, існує екстремальне значення кута  $\gamma$ , що вимагає дослідження функції  $l/a$  на екстремум.

За умови  $\gamma \neq 0^\circ$  величину  $l$  необхідно розглядати як проекцію довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента на вертикальну вісь ОУ (див. рис. 1.1). Підставляючи праву частину отриманої залежності (1.41) в (1.13), є:

$$\sigma = \frac{l}{a} \cdot q = \frac{l}{a} \cdot HV. \quad (1.46)$$

Параметр  $\sigma$  залежить від відношення  $l/a$  і твердості оброблюваного матеріалу  $HV$ . За умови  $l = a$  справедлива умова  $\sigma = HV$ , коли  $l < a$  – умова  $\sigma < HV$ , коли  $l > a$  – умова  $\sigma > HV$ . З урахуванням відношення для сталей  $HV \approx 3 \cdot \sigma_{ст}$ , залежність (1.46) буде описана так:

$$\sigma = 3 \cdot \frac{l}{a} \cdot \sigma_{ст}. \quad (1.47)$$

Як було показано (на основі експериментальних даних), умовне напруження різання  $\sigma$  змінюється в середньому в межах  $(1 \dots 8) \cdot \sigma_{ст}$ . Отже, відношення  $l/a$  може набувати значення  $1 \dots 2,5$ , виходячи із залежності (1.47). Вирішуючи залежність (1.44) відносно умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ , буде отримано:

$$\operatorname{tg} \beta = 2 \cdot \frac{\tau_{зсув}}{q} \cdot \frac{a}{l}. \quad (1.48)$$

У результаті отримана залежність, що дозволяє розрахувати умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  на основі відомих відношень  $\tau_{зсув}/q$  і  $a/l$ . Кут зсуву  $\beta$  тим більший, чим менше відношення  $l/a$  й  $q/\tau_{зсув}$ . Приймаючи для сталей умови:  $q = HV$ ;  $HV/\tau_{зсув} = 6$ ;  $l/a = 1$ , буде отримано  $\beta \approx 18^\circ$ .

За умови  $l/a = 6$  (що має місце на практиці) умовний кут зсуву матеріалу дорівнює  $\beta = 3,5^\circ$ . Таким чином, показано, що умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  може бути розрахований як на основі залежності (1.18), так і на основі залежності (1.48). Незважаючи на те, що ці залежності включають різні параметри, вони отримані з єдиних позицій. Первинною слід розглядати залежність (1.18), а вторинною – залежність (1.48).

### **1.3. Визначення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі**

Сила різання, що виникає в процесі обробки, викликає пружні переміщення в технологічній системі, які призводять до появи погрішностей обробки й зниження точності оброблюваних поверхонь. Тому визначення величини пружного переміщення, особливо на операціях фінішної обробки, де остаточно формуються параметри точності поверхонь, має велике теоретичне й практичне значення. Оцінку закономірностей виникнення пружних переміщень у технологічній системі й умови їхнього зменшення слід виконати на прикладі процесу шліфування, який є базовим процесом фінішної обробки. У загальному випадку величина пружного переміщення  $u$ , що виникає в процесі круглого зовнішнього поздовжнього шліфування за жорсткою схемою (рис. 1.10), визначається:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сум}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (1.49)$$

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

$K_{ш} = K_{різ} = P_z / P_y$  – коефіцієнт шліфування;

$S_{сум} = Q / V_{кр}$  – сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу

всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга,  $m^2$ ;

$Q = S \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}$  – фактична продуктивність обробки,  $m^3/c$ ;

$V_{кр}$  – швидкість круга, м/с;

$S$  – поздовжня подача, м/об.;

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

$t_{ф}$  – фактична глибина шліфування, м.

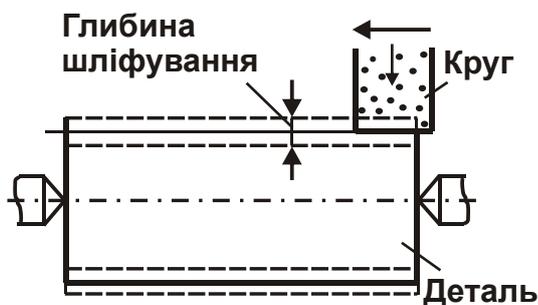


Рис. 1.10. Схема круглого зовнішнього поздовжнього шліфування

З урахуванням  $t_{ф} = t - y$  залежність (1.49) набуде вигляду:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S \cdot V_{дет}}\right)}, \quad (1.50)$$

де  $t$  – номінальна глибина шліфування, м.

Величина пружного переміщення на 1-му поздовжньому ході круга:

$$y_1 = \frac{t}{\varepsilon}, \quad (1.51)$$

де  $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S \cdot V_{дет}}$  – уточнення на проході круга.

Тоді на 2-му проході круга величини пружного переміщення  $y_2$  з урахуванням залежності (1.51) виразиться:

$$y_2 = \frac{t + y_1}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right). \quad (1.52)$$

Як видно, величина  $y_2$  більша  $y_1$ . Аналогічно визначаються величини пружного переміщення на 3-му й 4-му проходах круга  $y_3$  й  $y_4$ :

$$y_3 = \frac{t+y_2}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right); \quad (1.53)$$

$$y_4 = \frac{t+y_3}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right). \quad (1.54)$$

Із залежностей (1.53) і (1.54) випливає, що з кожним наступним проходом круга величина пружного переміщення збільшується. На  $n$ -му проході величина пружного переміщення  $y_n$  набуває вигляду:

$$y_n = \frac{t+y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right). \quad (1.55)$$

У підсумку наявна геометрична прогресія зі знаменником  $1/\varepsilon$ . Як видно, знаменник менший одиниці, тому що величина  $\varepsilon > 1$ . Це означає, що геометрична прогресія є спадаючою. Сума перших  $n$  членів спадаючої геометричної прогресії обчислюється за відомою формулою:

$$y_n = \frac{a_1 - a_n \cdot q}{1 - q}, \quad (1.56)$$

де  $a_1 = y_1$ ;

$a_n = y_1/\varepsilon^{n-1}$  – перший і останній члени спадаючої геометричної прогресії;

$q = 1/\varepsilon$  – знаменник спадаючої геометричної прогресії.

Після перетворень даної формули, є:

$$y_n = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^{n-1}} \cdot \frac{1}{\varepsilon}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)}; \quad (1.57)$$

$$y = \frac{t}{\varepsilon} \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = t \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(\varepsilon - 1\right)} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{c \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 - \varepsilon^{-n}\right) = y_{\text{ст}} \cdot \left(1 - \varepsilon^{-n}\right), \quad (1.58)$$

де  $y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{c \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{Q_{\text{ном}}}{V_{\text{кр}}}$  – значення  $y$  під час сталого в часі процесу шліфування, м;

$Q_{\text{ном}} = S \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$  – номінальна продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

Як випливає з рис. 1.11а, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина  $y$  безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $y_{\text{ст}}$ . За умови  $n \rightarrow \infty$  другий доданок залежності (1.58) стає нескінченно малим і величина  $y$  набуває вигляду залежності:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{c \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (1.59)$$

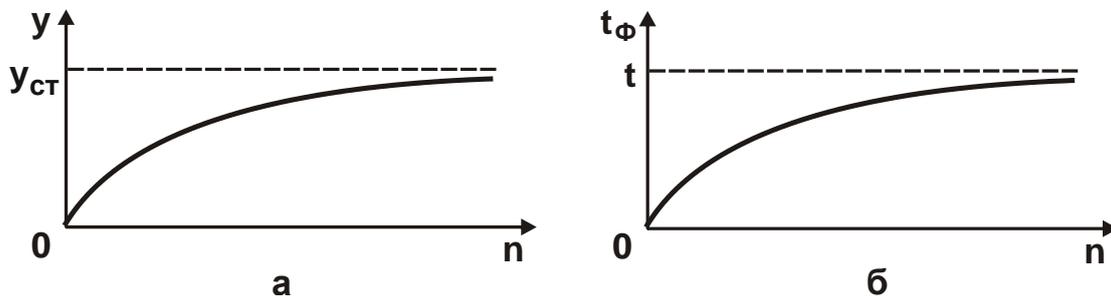


Рис. 1.11. Залежності пружного переміщення  $y$  (а) та фактичної глибини шліфування  $t_{\text{ф}}$  (б) від кількості проходів круга  $n$

Фактична глибина шліфування на  $n$ -му проході круга описується:

$$t_{\text{ф}} = t \cdot \left(1 - \varepsilon^{-n}\right). \quad (1.60)$$

Параметр  $t_{\text{ф}}$  змінюється за законом зміни величини  $y$  (рис. 1.11б). При  $n \rightarrow \infty$  виконується умова  $t_{\text{ф}} = t$ , тобто параметр  $t_{\text{ф}}$  асимптотично прагне до значення  $t$  й процес шліфування стає сталим у часі.

Виходячи із залежності (1.58), чим більша відносна величина  $\varepsilon$ , тим менший за часом перехідний процес, протягом якого величина пружного переміщення  $y$  досягає найбільшого значення  $y_{ст}$ . Щоб вилучити перехідний процес і підвищити ефективність обробки необхідно створити в технологічній системі початковий натяг, який дорівнює величині  $y_{ст}$ . Тоді залежність (1.58) набуває вигляду:

$$y \approx y_{ст} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}}. \quad (1.61)$$

Зменшити величину  $y$  й відповідно похибку обробки без зниження номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$  можна шляхом зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  й збільшенням параметрів  $K_{ш}$ ,  $c$  і  $V_{кр}$ . Це досягається, в першу чергу, забезпеченням високої різальної здатності шліфувального круга, тобто зменшенням відношення  $\sigma/K_{ш}$ , яке входить у залежність (1.61) [65]:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{ш,p}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y,тр}}{P_y}\right)}, \quad (1.62)$$

де  $\sigma_p$ ,  $K_{ш,p}$  – складові величин  $\sigma$  і  $K_{ш}$ , обумовлені процесом "чистого різання" абразивними зернами круга без урахування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом;

$P_{y,тр}$  – радіальна складова сили різання, обумовлена тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом ( $P_{y,тр} < P_y$ ), Н.

Із залежності (1.62) випливає, що чим більше відношення  $P_{y,тр}/P_y$ , тим більше відношення  $\sigma/K_{ш}$ , яке може суттєво перевищувати значення  $\sigma_p/K_{ш,p}$  (рис. 1.12). Це підтверджується експериментальними даними, згідно з якими відношення  $\sigma/K_{ш}$  може до 100 разів перевищувати  $\sigma_p/K_{ш,p}$ , наприклад, у процесі шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, які у ході шліфування втрачають різальну здатність.

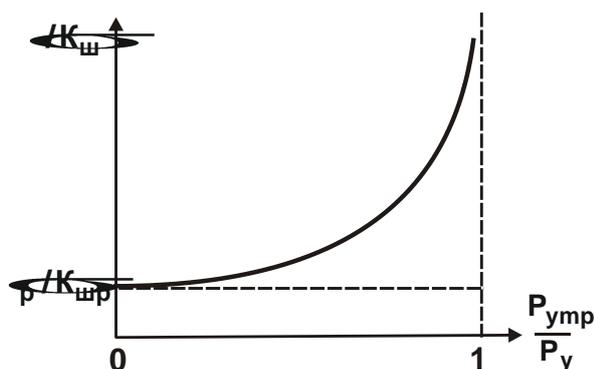


Рис. 1.12. Залежність  $\sigma/K_{ш}$  від  $P_{y,mp}/P_y$

Тому, щоб зменшити відношення  $\sigma/K_{ш}$  до значення  $\sigma_p/K_{ш,p}$ , необхідно в процесі шліфування постійно підтримувати високу різальну здатність круга, використовуючи ефективні методи виправлення (механічні й електрофізикохімічні). Це дозволить фактично вилучити тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, а також вчасно видалити з

робочої поверхні круга зерна, що затупилися.

З іншого боку, щоб зменшити величину  $y$  відповідно до залежності (1.61), необхідно зменшувати відношення  $\sigma_p/K_{ш,p}$ .

У загальному вигляді стосовно процесу різання лезовим інструментом (з позитивним переднім кутом  $\gamma$ ) умовне напруження різання  $\sigma_p$  описується аналітичною залежністю (1.13):

$$\sigma_p = \frac{\sigma_{ст}}{K_{різ}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2}\right). \quad (1.63)$$

Як видно, чим більше  $K_{різ}$ , тим менше  $\sigma_p$ . З урахуванням умов  $K_{різ} = P_z/P_y = \text{ctg}\omega$  і  $\omega = \psi - \gamma$  після нескладних тригонометричних перетворень залежність (1.63) може бути подана у вигляді:

$$\sigma_p = \sigma_{ст} \cdot \frac{\left(1 + \text{tg}\frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \text{tg}\frac{\omega}{2}\right)}. \quad (1.64)$$

У табл. 1.3 наведені розраховані за залежністю (1.64) значення  $\sigma_p/\sigma_{ст}$ . За умови кута  $\omega \rightarrow 90^\circ$  умовне напруження різання  $\sigma_p$  набуває нескінченного значення ( $\sigma_p \rightarrow \infty$ ). У цьому випадку процес різання (стружкоутворення) відсутній, наявний лише процес пластичного деформування матеріалу без утворення стружки. У процесі лезової обробки кут

дії  $\omega$ , очевидно, набуває невеликого значення й тому відношення  $\sigma_p / \sigma_{ст}$  незначно відрізняється від одиниці.

Таблиця 1.3

**Розрахункові значення  $\sigma_p / \sigma_{ст}$**

$\omega^\circ$	0	10	30	45	60	80	90
$\sigma_p / \sigma_{ст}$	1	1,19	1,73	2,36	3,73	11,5	$\infty$

Залежність для визначення відношення  $\sigma_p / K_{різ}$  набуває вигляду:

$$\frac{\sigma_p}{K_{різ}} = \frac{\sigma_{ст}}{K_{різ}^2} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right) = \frac{\sigma_{ст}}{2} \cdot \left[ \frac{1}{\operatorname{tg}^2\left(45^\circ - \frac{\omega}{2}\right)} - 1 \right]. \quad (1.65)$$

Розраховані за залежністю (1.65) значення  $\sigma_p / \sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  наведені в табл. 1.4. Зі збільшенням кута дії  $\omega$  відношення  $\sigma_p / \sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  необмежено збільшується. На відміну від  $\sigma_p / \sigma_{ст}$  (див. табл. 1.3), відношення  $\sigma_p / \sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  за умови кута дії  $\omega = 0$  набуває нульового значення. Отже, зменшити  $\sigma_p / \sigma_{ст} \cdot K_{різ}$  можна винятково зменшенням кута дії  $\omega = \psi - \gamma$ .

Таблиця 1.4

**Розрахункові значення  $\sigma_p / \sigma_{ст} \cdot K_{різ}$**

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

У ході абразивної обробки (шліфування) у зв'язку з негативним умовним переднім кутом  $\gamma$  різального абразивного зерна кут дії  $\omega$  визначається залежністю  $\omega = \psi + \gamma$ , де  $\psi$  – умовний кут тертя абразивного



зерна з оброблюваним матеріалом ( $\operatorname{tg} \psi = f$  – коефіцієнт тертя). У цьому випадку кут дії  $\omega$  набуває значно більших значень, ніж у процесі лезової обробки, у межі  $\omega = 90^\circ$ . Відповідно, відношення  $\sigma_p / \sigma_{\text{ст}}$  (див. табл. 1.3) також збільшується й у межі  $\sigma_p \rightarrow \infty$ . У цьому випадку процес різання (стружкоутворення) відсутній, наявний лише процес пластичного деформування оброблюваного матеріалу.

Помножуючи чисельник і знаменник залежності (1.64) на сполучену величину  $(1 + \operatorname{tg} \omega / 2)$ , маємо

$$\sigma_p = \sigma_{\text{ст}} \cdot \frac{\left(1 + 2 \cdot \operatorname{tg} \frac{\omega}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)}{\left(1 - \operatorname{tg}^2 \frac{\omega}{2}\right)} \approx 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \operatorname{tg} \omega = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{ш.р}}} \quad (1.66)$$

У підсумку отримана спрощена залежність для визначення умовного напруження різання  $\sigma_p$ . Як видно,  $\sigma_p$  однозначно визначається кутом дії  $\omega = \psi + \gamma$ : чим він більший, тим більше  $\sigma_p$ . При куті  $\omega = 90^\circ$  справедлива умова  $\sigma_p \rightarrow \infty$ .

Виходячи з табл. 1.4, зі збільшенням кута дії  $\omega$  в діапазоні  $\omega = 60^\circ \dots 90^\circ$  відношення  $\sigma_p / K_{\text{різ}}$  (рівне у процесі шліфування відношенню  $\sigma_p / K_{\text{ш.р}}$ ) збільшується із ще більшою інтенсивністю, ніж умовне напруження різання  $\sigma_p$  (див. табл. 1.3). Отже, зменшити відношення  $\sigma_p / K_{\text{ш.р}}$  можна зменшенням кута дії  $\omega$ , тобто зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma$ , за рахунок застосування в якості абразивних матеріалів синтетичних надтвердих матеріалів (алмаза, ельбора та ін.), які внаслідок високої гостроти різальних кромки і невеликих коефіцієнтів тертя дозволяють зменшити кути  $\psi$ ,  $\gamma$  і відповідно відношення  $\sigma_p / K_{\text{ш.р}}$ .

Розглядаючи різальне зерно у формі сфери радіусом  $R$ , слід визначити коефіцієнт шліфування  $K_{\text{ш.р}}$  з урахуванням відношення  $\operatorname{tg} \psi = f$ :

$$K_{\text{ш.р}} = \operatorname{ctg} \psi + \gamma \approx \frac{-\operatorname{tg} \psi \cdot \operatorname{tg} \gamma}{\operatorname{tg} \psi + \operatorname{tg} \gamma} \quad (1.67)$$

Тригонометричну функцію  $\operatorname{tg} \gamma$  можна встановити на основі розрахункової схеми, що наведена на рис. 1.13:

$$\operatorname{ctg} (90^\circ - \gamma) = \frac{OA}{AB} = \frac{R - a}{\sqrt{R^2 - (R - a)^2}} \approx \sqrt{\frac{R}{2a}}, \quad (1.68)$$

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

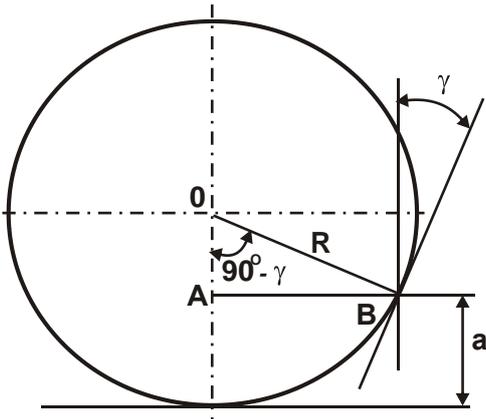


Рис. 1.13. Розрахункова схема кута  $\gamma$

Спрощена залежність (1.68) отримана з урахуванням того, що  $R > a$ . Як відомо,  $\operatorname{ctg} (90^\circ - \gamma) = \operatorname{tg} \gamma$ , тоді залежність (1.67) набуде вигляду:

$$K_{\text{ш.р}} = \frac{\left( \sqrt{\frac{2a}{R}} - f \right)}{\left( f \cdot \sqrt{\frac{2a}{R}} + 1 \right)} \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{a}{2R}} - f. \quad (1.69)$$

Умовне напруження різання  $\sigma_p$  й відношення  $\sigma_p / K_{\text{ш.р}}$ , виходячи із залежності (1.66), виражаться:

$$\sigma_p = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2} \right)}; \quad (1.70)$$

$$\frac{\sigma_p}{K_{\text{ш.р}}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2} \right)^2}. \quad (1.71)$$

Як видно, відношення  $\sigma_p / K_{\text{ш.р}}$  тим менше, чим більше відношення  $a/R$  й менший коефіцієнт тертя  $f$ . Виходячи із залежностей (1.70) і (1.71), за умови  $\left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \frac{f}{2} \right) < 0$  процес різання (стружкоутворення) нездійснен-

ний, можливий лише процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. У цьому випадку виконується умова  $\sigma_p/K_{ш,р} \rightarrow \infty$ .

Отже, процес різання починається при значеннях  $a/R > f^2/2$ . Наприклад, при  $f = 0,2$  граничне значення  $a/R = 0,02$ , при  $f = 0,3$  відповідно  $a/R = 0,045$ , а при  $f = 0,4$  граничне значення  $a/R = 0,08$ . Це погодиться з відомими експериментальними даними професорів Богомолова М. І. та Крагельського І. В.

На рис. 1.14 показаний характер зміни відношення  $\sigma_p/K_{ш,р}$  від товщини зрізу  $a$ . Гранична товщина зрізу  $a_1$ , за якої процес пружно-

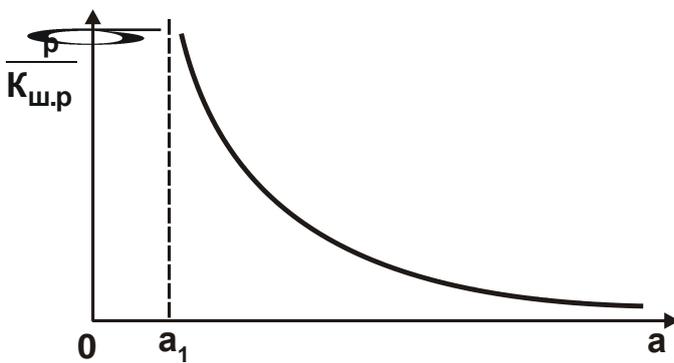


Рис. 1.14. Залежність  $\sigma_p/K_{ш,р}$  від  $a$

пластичного деформування оброблюваного матеріалу переходить у процес різання (стружкоутворення), виходячи із залежності (1.70), визначається:

$$a = 0,5 \cdot R \cdot f^2. \quad (1.72)$$

Отримана залежність дозволяє принципово по-новому пояснити закономірності зміни граничного відношення  $a/R$ . Як видно, воно обумовлене коефіцієнтом тертя  $f$ : чим більше  $f$ , тим більше  $a/R$ . Причому, коефіцієнт тертя  $f$  входить у залежність (1.72) у другому ступені, що показує його значний вплив на відношення  $a/R$ . Цим і обумовлений 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 у процесі абразивної, так і лезової обробок, реалізуючи в другому випадку умови високошвидкісного різання. Це впливає з перетвореної (стосовно процесу точіння) залежності (1.61):

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{різ} \cdot c \cdot V}, \quad (1.73)$$

де  $Q_{ном} = S \cdot V \cdot t$  – номінальна продуктивність обробки,  $m^3/c$ ;

$S$  – подача, м/об.;

$V$  – швидкість різання, м/с.

Як видно, зменшити величину  $u$  за умови заданої номінальної продуктивності обробки  $Q_{\text{НОМ}}$  можна, в першу чергу, за рахунок збільшення швидкості різання  $V$ . Сталість  $Q_{\text{НОМ}}$  досягається за рахунок зменшення подачі  $S$  й глибини різання  $t$ .

З іншого боку, збільшити  $Q_{\text{НОМ}}$  при заданому значенні  $u$  також можна за рахунок збільшення швидкості різання  $V$ , тобто застосовуючи високошвидкісне різання [53].

#### **1.4. Обґрунтування оптимального автоматизованого циклу круглого шліфування**

Для спрощення розрахунків слід розглянути цикл круглого зовнішнього багатопрохідного шліфування, виконуваний у два етапи (чорнове шліфування й виходжування), й аналітично визначити основний час обробки  $\tau$  на цих двох етапах. Потім, приймаючи в якості обмеження задану точність обробки, яка визначається величиною пружного переміщення  $u_0$  на етапі виходжування, слід визначити найменший основний час обробки циклу круглого зовнішнього шліфування, розглядаючи його як критерій оптимізації. На етапі чорнового шліфування величина пружного переміщення  $u_1$ , що виникає в технологічній системі, визначається залежністю (1.49) [114].

Для вилучення перехідного процесу на етапі чорнового шліфування й підвищення продуктивності обробки необхідно в технологічній системі створити початковий натяг, рівний величині  $u_1$ .

Продуктивність обробки може бути подана у вигляді:

$$Q = \frac{g}{\tau_1}, \quad (1.74)$$

де  $g$  – об'єм металу, що знімається з оброблюваної деталі, м<sup>3</sup>;

$\tau_1$  – основний час обробки на етапі чорнового шліфування, с.

Тоді з урахуванням залежностей (1.49) і (1.74) буде отримано:

$$\tau_1 = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \frac{\rho}{y_1}. \quad (1.75)$$

У залежності (1.75) величина  $y_1$  невідома, її слід розглядати як основний параметр оптимізації, тобто змінну величину. Величина пружного переміщення  $y_0$ , що виникає в технологічній системі на етапі виходжування у процесі круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування, може бути визначена на основі аналітичної залежності [66]:

$$y_0 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot S \cdot V_{\text{дет}}}\right)^{n_2}}, \quad (1.76)$$

де  $S$  – поздовжня подача, м/об.;

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

$n_2$  – кількість поздовжніх ходів круга на етапі виходжування.

Поздовжня подача  $S$  виражається:

$$S = \frac{S_{\text{м}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}}, \quad (1.77)$$

де  $S_{\text{м}}$  – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

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

Під час круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування деталі довжиною  $l$  основний час обробки на етапі виходжування визначається:

$$\tau_2 = \frac{l}{S_{\text{м}}} \cdot n_2. \quad (1.78)$$

Звідки

$$S_{\text{м}} = \frac{l}{\tau_2} \cdot n_2. \quad (1.79)$$

Тоді залежність (1.76) з урахуванням залежностей (1.77) – (1.79), буде виражена:

$$y_0 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma} \cdot \frac{\tau_2}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot n_2}\right)^{n_2}}. \quad (1.80)$$

Після перетворення залежності (1.80) відносно  $\tau_2$  буде отримано:

$$\tau_2 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot l \cdot n_2}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]. \quad (1.81)$$

Основний час обробки циклу круглого поздовжнього багатопрохідного шліфування, що виконується в 2 етапи (чорнове шліфування й виходжування), визначається:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left\{ \frac{g}{y_1} + \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot n_2 \cdot \left[ \left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right] \right\}. \quad (1.82)$$

Використовуючи залежність (1.82), можна провести оптимізацію даного циклу шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки  $\tau$  з урахуванням обмеження за точністю обробки, обумовленою величиною пружного переміщення  $y_0$  на етапі виходжування (приймаючи її заданою). Із залежності (1.82) випливає, що основний час обробки  $\tau$  неоднозначно залежить від двох змінних величин  $y_1$  і  $n_2$ . Причому, величина  $y_1$  входить у два доданки залежності (1.82), а величина  $n_2$  – лише в другий доданок, який визначає основний час обробки на етапі виходжування. Отже, ці дві величини –  $y_1$  і  $n_2$  необхідно розглядати як параметри оптимізації (змінні величини).

Для визначення екстремальних значень  $\tau$  слід підкорити залежність (1.82) необхідним умовам екстремумів  $\tau'_{y_1} = 0$ ;  $\tau'_{n_2} = 0$ :

$$\tau'_{y_1} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left( -\frac{g}{y_1^2} + \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \frac{y_1^{n_2-1}}{y_0^{n_2}} \right) = 0; \quad (1.83)$$

$$\begin{aligned} \tau'_{n_2} &= \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left\{ \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \left[ \left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right] - \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \frac{\ln y_1}{n_2} \cdot \left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \right\} = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 - \left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \cdot \frac{\ln y_1}{n_2} \right] = 0. \end{aligned} \quad (1.84)$$

Як показали розрахунки, другі похідні  $\tau''_{y_1}$  й  $\tau''_{n_2}$  у точках екстремумів позитивні. Отже, наявні мінімуми основного часу обробки  $\tau$  (рис. 1.15). Вирішуючи рівняння (1.83) і (1.84) з урахуванням  $g = \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \Pi$  буде отримано:

$$y_{1екстр} = \Pi^{\frac{n_2}{1+n_2}} \cdot y_0^{\frac{1}{1+n_2}}; \quad (1.85)$$

$$\left( \frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \cdot \left( 1 - \frac{\ln y_1}{n_2} \right) = 1, \quad (1.86)$$

де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається, м.

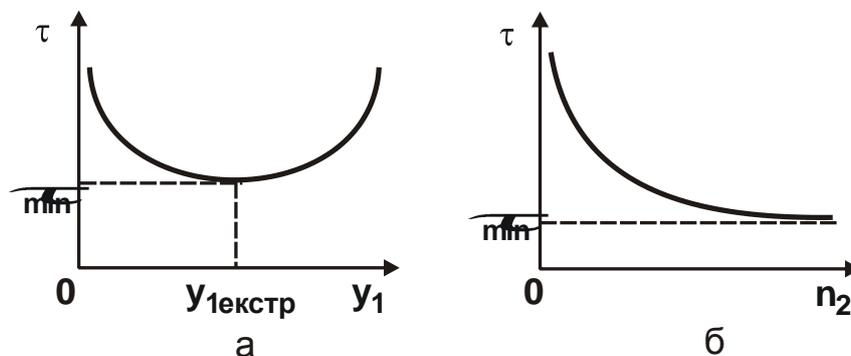


Рис. 1.15. Залежності  $\tau$  від  $y_1$  (а) і  $n_2$  (б)

Очевидно, рівняння (1.86) виконується за умови  $n_2 \rightarrow \infty$ . Тоді, виходячи із залежності (1.85) є:

$$U_{1\text{екстр}} = \Pi. \quad (1.87)$$

Таким чином, показано, що на етапі чорнового шліфування знімання оброблюваного матеріалу відсутнє, тому що величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі, дорівнює величині припуску. Знімання металу й формування заданої точності обробки відбувається на етапі виходжування. Отже, для того щоб суттєво зменшити основний час обробки на етапі чорнового шліфування, необхідно його виконувати із прискореною радіальною подачею, створюючи в технологічній системі початковий натяг, рівний величині припуску. У цьому випадку  $\tau_1 \approx 0$ , тоді мінімальний основний час обробки розглянутого циклу шліфування визначиться:

$$\tau_{\min} \approx \tau_2 = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l \cdot \sigma \cdot n_2}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left[ \left( \frac{\Pi}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]. \quad (1.88)$$

Підставляючи в залежність (1.88) умову  $n_2 \rightarrow \infty$ , буде знайдена невизначеність  $\left[ \left( \frac{\Pi}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]_{n_2 \rightarrow \infty}$ . Для її розкриття необхідно скористатися правилом Лопіталю. У підсумку буде отримано:

$$\tau_{\min} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \lim_{n_2 \rightarrow \infty} \frac{\left[ \left( \frac{\Pi}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]_{n_2}}{\left( \frac{1}{n_2} \right)_{n_2}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \left( \frac{\Pi}{y_0} \right). \quad (1.89)$$

Як видно, у залежності (1.88) переважає множник, укладений у квадратні дужки, який зі збільшенням  $n_2$  приводить до зменшення основного часу обробки  $\tau_{\min}$ . Оскільки  $\tau_{\min} \approx \tau_2$ , то відповідно до залежності



(1.78), зменшити  $\tau_2$  зі збільшенням  $n_2 \rightarrow \infty$  можна збільшенням  $S_M \rightarrow \infty$ , а відповідно й збільшенням  $V_{дет} \rightarrow \infty$ . Очевидно, у реальних умовах шліфування збільшення параметрів режиму різання  $S_M \rightarrow \infty$  й  $V_{дет} \rightarrow \infty$  обмежено технічними можливостями круглошліфувального верстата. Тому параметр  $n_2$  буде приймати не нескінченні, а кінцеві значення. Це вказує на недовикористання технологічних можливостей процесу круглого зовнішнього шліфування, тому що основний час обробки  $\tau_{min}$  буде приймати значення, відповідно перевищуючі значення, розраховані за залежністю (1.89). У цьому випадку величина  $\tau_{min}$  може бути розрахована за залежністю (1.88) для цілком конкретного значення  $n_2$ . Причому, значення  $\tau_{min}$  й  $\tau_2$ , розраховані за залежностями (1.78) і (1.88), повинні збігатися. Це буде свідчити про правильність виконаних розрахунків.

Відповідно до залежності (1.77), швидкість поздовжньої подачі на етапі виходжування визначається:

$$S_M = V_{дет} \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{дет}}. \quad (1.90)$$

Отже, збільшити  $S_M$  можна встановленням максимально можливих значень швидкості обертання деталі  $V_{дет}$  й подачі  $S$ .

Фактична глибина шліфування в початковий момент обробки на етапі виходжування дорівнює величині припуску  $\Pi$ . Із часом обробки вона зменшується, що сприяє зниженню теплового напруження процесу й забезпеченню високоякісної обробки. Очевидно, чим менше величина  $\Pi$ , тим нижче теплове напруження процесу. Тому  $\Pi$  необхідно зменшувати або періодично створювати в технологічній системі натяги, кратні величині припуску, що знімається. Цим можна регулювати теплове напруження процесу.

Із залежності (1.89) випливає, що зменшити основний час обробки  $\tau_{min}$  можна зменшенням параметрів  $D_{дет}$ ,  $l$ ,  $\Pi$ ,  $\sigma$  і збільшенням  $s$ ,  $K_{ш}$ ,  $V_{кр}$ ,  $y_0$ . Зважаючи на те, що змінними параметрами є  $\sigma$  й  $K_{ш}$ , зменшити основний час обробки  $\tau_{min}$  можна головним чином за рахунок підвищення різальної здатності шліфувального круга.

Таким чином, теоретично обґрунтована ефективність здійснення автоматизованого циклу круглого зовнішнього шліфування в один етап, що включає лише етап виходжування зі створенням у технологічній системі початкового натягу, рівного або кратного величині припуску, що знімається, і застосуванням високочастотних осцилюючих поздовжніх рухів стола верстата (або шліфувального круга). При цьому швидкість обертання деталі повинна бути встановлена максимально можливою, виходячи з технічних характеристик круглошліфувального верстата. Даний режим обробки забезпечить одержання необхідних показників точності і якості оброблюваної поверхні у ході найменшого основного часу циклу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування.

### **1.5. Закономірності формування похибок обробки у процесі зубошліфування за методом профільного копіювання**

В останні роки у зв'язку з освоєнням виробництва високопористих абразивних кругів усе ширше застосовується високопродуктивний процес зубошліфування за методом профільного копіювання. Однак, як відомо, даний метод характеризується відносно низкою точністю обробки у зв'язку з виникненням значних сил різання, підвищенням зношування круга й порушенням профілю його робочої поверхні. Істотним фактором утворення похибок обробки слід також розглядати нерівномірність припуску, що знімається, через виникнення термопружних деформацій зубів колеса під час його термічної або хіміко-термічної обробки й неправильної установки круга в оброблюваній западині зубчастого колеса. Дані закономірності меншою мірою проявляються у процесі зубошліфування за методом обкатування, коли обробка виконується за схемою багатопрохідного шліфування з відносно невеликою глибиною шліфування.

У ході зубошліфування за методом профільного копіювання на обох боках робочих поверхонь конусного круга (з кутом  $\alpha$  при вершині) будуть діяти дві різні за величиною радіальні складові сили різання  $P_{y1}$  й  $P_{y2}$  (рис. 1.16). У загальному вигляді кожен із цих сил можна розкласти на дві складові – горизонтальну й вертикальну. Тоді горизонтальні складові сили  $P_{y.r1}$  й  $P_{y.r2}$  будуть згинати конусний круг, що призведе до де-

формації елементів технологічної системи в горизонтальному напрямі за умови нерівності сил  $P_{y.r1}$  і  $P_{y.r2}$ . Очевидно, чим більшою буде різниця сил  $P_{y.r1}$  і  $P_{y.r2}$ , тим значнішими будуть пружні переміщення, що виникають у технологічній системі в горизонтальному напрямі. Різниця сил  $P_{y.r1}$  і  $P_{y.r2}$  й буде визначати основну похибку обробки зубів колеса у зв'язку з нерівномірністю припуску, що знімається.

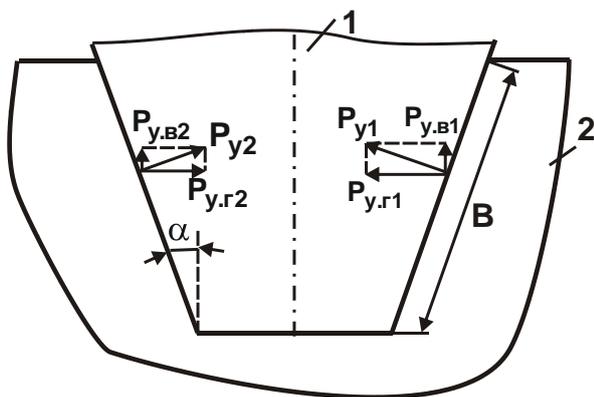


Рис. 1.16. Розрахункова схема зубошліфування за методом профільного копіювання

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – оброблюваний матеріал

Вертикальні складові сили  $P_{y.v1}$  й  $P_{y.v2}$  будуть виштовхувати шліфувальний круг із западини зубчастого колеса й формувати похибку обробки у вертикальному напрямі. Однак дана похибка обробки буде проявлятися меншою мірою порівняно з похибкою обробки в горизонтальному напрямі, тому що горизонтальні складові сили  $P_{y.r1}$  й  $P_{y.r2}$  будуть значно більше вертикальних складових сил  $P_{y.v1}$  і  $P_{y.v2}$  у зв'язку з відносно

невеликим кутом  $\alpha$ . Тим більше, що похибки обробки у вертикальному напрямі, викликані дією сил  $P_{y.v1}$  і  $P_{y.v2}$ , будуть вісесиметричними відносно западини зубчастого колеса, тоді як похибки обробки в горизонтальному напрямі, викликані дією сил  $P_{y.r1}$  і  $P_{y.r2}$ , будуть несиметричними, усунути які значно складніше.

Для спрощення розрахунку величини пружного переміщення, що виникає в технологічній системі, бічні робочі поверхні круга буде розглянуто не криволінійними, а прямолінійними. Оскільки у процесі шліфування в роботі беруть участь одночасно два боки круга, то це не внесе принципових змін у розрахунки, що виконуються. Виходячи із цього, величину пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі в горизонтальному напрямі, слід визначити за залежністю:

$$y_1 = \frac{P_{y.r1} - P_{y.r2}}{c} = \frac{P_{y1} - P_{y2}}{c} \cos \alpha = \frac{P_{z1} - P_{z2}}{c \cdot K_{ш}} \cos \alpha, \quad (1.91)$$

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

$P_{z1}$ ,  $P_{z2}$  – відповідно тангенціальні складові сили різання, що діють на обох боках круга, Н.

$$K_{ш} = P_{z1}/P_{y1} = P_{z2}/P_{y2};$$

$$P_{z1} - P_{z2} = \sigma \cdot \frac{Q_1 - Q_2}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{V_{дет} \cdot B \cdot \Pi_1 - V_{дет} \cdot B \cdot \Pi_2}{V_{кр}}; \quad (1.92)$$

$Q_1 = V_{дет} \cdot B \cdot \Pi_1$ ,  $Q_2 = V_{дет} \cdot B \cdot \Pi_2$  – значення продуктивності обробки, які досягаються умовно під час знімання припусків із двох суміжних зубів колеса шліфувальним кругом, м<sup>3</sup>/с;

$V_{дет}$  – швидкість переміщення деталі вздовж оброблюваного зуба (швидкість деталі), м/с;

$B$  – довжина оброблюваної частини зуба, м;

$\Pi_1$ ,  $\Pi_2$  – відповідно величини припусків, що знімаються з бічних поверхонь двох суміжних зубів колеса (утворюючих западину на зубчастому колесі), м.

Унаслідок виникаючих у технологічній системі пружних переміщень фактичні величини припусків, що знімаються, відрізняються від номінальних припусків  $\Pi_1$  та  $\Pi_2$ , і відповідно рівні  $\Pi_1 - y_1$  та  $\Pi_2 + y_1$ . Тоді залежність (1.91) після перетворень буде виражена так:

$$y_1 = \frac{0,5 \cdot \Delta \Pi_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos \alpha}\right)}, \quad (1.93)$$

де  $\Delta \Pi_1 = \Pi_1 - \Pi_2$ .

Аналогічно визначається величина пружного переміщення  $y_n$  після  $n$ -го проходу круга:

$$y_n = 0,5 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos \alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}\right)^n \cdot \Delta \Pi_1. \quad (1.94)$$

Уточнення на n-му проході круга:

$$\varepsilon_n = \frac{y_{n-1}}{y_n} = \frac{0,5 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos \alpha} \quad (1.95)$$

Глибина шліфування не входить у розрахункові залежності. Тому вона може встановлюватися за різними законами з урахуванням того, що на кожному наступному проході круга вона повинна перевищувати величину пружного переміщення, що утворюється на попередньому проході круга.

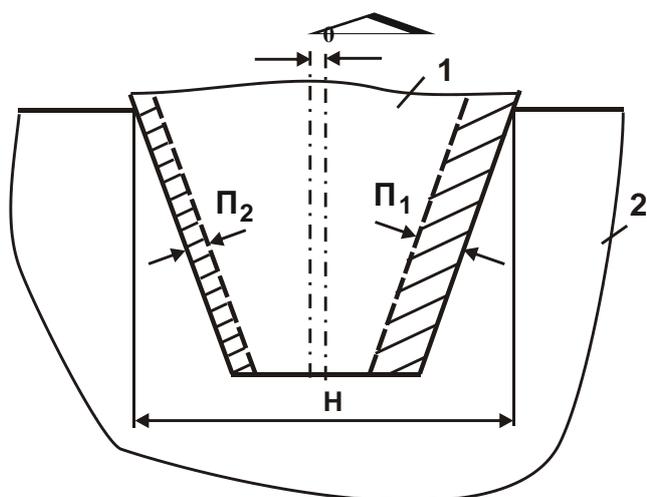


Рис. 1.17. Розрахункова схема величини відхилення вісі конусного круга відносно вісі западини  $\Delta_0$

Слід розглянути випадок зубшліфування, за якого оброблювана западина зубчастого колеса має симетричний вигляд (рис. 1.17). Тоді  $\Delta \Pi_1 = 2 \cdot \Delta_0$ , де  $t_0$  – глибина шліфування, м;  $\Delta_0$  – величина зсуву вісі конусного круга відносно вісі западини, м. Даний випадок обробки може бути наявним після операції зубонарізування, коли утворюється достатньо точний профіль зубчастого

колеса. Тоді:

$$y_n = \left( \frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos \alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^n \cdot \Delta_0 \quad (1.96)$$

Установлено, що уточнення на кожному проході круга однаково й визначається:

$$\varepsilon = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = \dots = \frac{y_{n-1}}{y_n} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos \alpha} \quad (1.97)$$

Відповідно сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  дорівнює:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\Delta_0}{y_n} = \left( \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot B \cdot \cos \alpha} \right)^n. \quad (1.98)$$

У цьому випадку величини  $\Delta_0$  й  $y_n$  задані, тому відомим є й сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}} > 1$ .

З урахуванням отриманих залежностей (1.97) і (1.98) величина пружного переміщення  $y_n$ , що виникає в технологічній системі й описується залежністю (1.96), аналітично виразиться:

$$y_n = \frac{\Delta_0}{\varepsilon^n}. \quad (1.99)$$

Зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення  $y_n$  безупинно зменшується (табл. 1.5, рис. 1.18).

Таблиця 1.5

#### Розрахункові значення відношення $y_n/\Delta_0$

$n$	1	2	3	4	5	6
$y_n/\Delta_0$	0,367	0,135	0,05	0,018	0,0067	0,0025

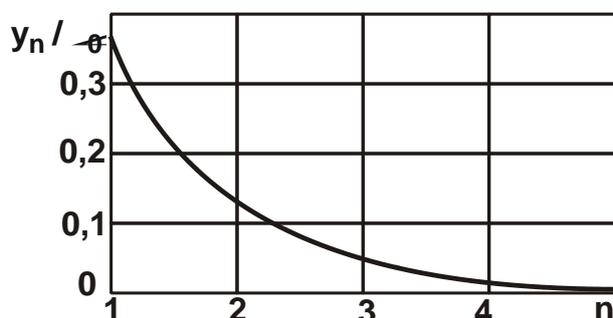


Рис. 1.18. Залежність  $y_n/\Delta_0$  від кількості проходів круга  $n$

Підставляючи залежність (1.97) в (1.98) є:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \varepsilon^n. \quad (1.100)$$

Із залежності (1.100) випливає, що чим більше уточнення на проході круга  $\varepsilon$ , тим за меншу кількість проходів круга  $n$  можна

досягти заданого сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ .

Відповідно основний час обробки  $\tau$  в загальному вигляді описується залежністю:

$$\tau = \frac{2 \cdot n \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos \alpha}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}, \quad (1.101)$$

де  $L$  – довжина оброблюваного зуба колеса, м.

Очевидно, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  основний час обробки  $\tau$  змінюється неоднозначно, тому що зі збільшенням  $n$  множник  $\sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}$  зменшується. Отже, існує екстремум основного часу обробки  $\tau$  від кількості проходів круга  $n$ . Для його визначення слід скористатися необхідною умовою екстремуму  $\tau'_n = 0$ :

$$\tau'_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos \alpha}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}} \cdot \left(1 - \frac{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}{n}\right) = 0. \quad (1.102)$$

Рішення рівняння (1.102):

$$n = \ln \varepsilon_{\text{сум}} \quad (1.103)$$

або

$$\varepsilon_{\text{сум}} = e^n. \quad (1.104)$$

У підсумку отримано залежність, яка аналогічна залежності (1.100). Порівнюючи залежності (1.100) і (1.104) є:

$$\varepsilon = e. \quad (1.105)$$

Отже, у точці екстремуму основного часу обробки  $\tau$  уточнення на проході круга  $\varepsilon$  дорівнює числу  $e \approx 2,72$ . Розрахунками встановлено, що в точці екстремуму функції  $\tau$  її друга похідна завжди позитивна. Тому має місце мінімум функції  $\tau$ . Отримане теоретичне рішення (1.104) погодиться з відомим і широко застосовуваним на практиці рішенням, що описується емпіричною залежністю [105]:

$$k_j = \frac{\lg \varepsilon_{0j}}{a}, \quad (1.106)$$

де  $k_j$  – кількість операцій або переходів;

$a$  – коефіцієнт ( $a = 0,45 - 0,5$ );

$j = d, R_z, \Delta$  – індекс, який позначає параметр геометричного розміру, параметр шорсткості й параметр взаємного розташування поверхонь.

Стосовно розглянутого випадку залежність (1.106) зміниться:

$$k_j = \frac{\lg \varepsilon_{d_0}}{a}. \quad (1.107)$$

Величина  $\varepsilon_{d_0}$  по суті визначає сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ .

Залежність (1.107) можна подати у вигляді:

$$\varepsilon_{d_0} = 10^{a \cdot k_j} \approx 3,1^{k_j}. \quad (1.108)$$

Порівнюючи залежності (1.104) і (1.108), видно, що вони описуються степеневою функцією, але з різними основами. Однак основи  $e \approx 2,72$  й  $3,1$  відрізняються незначно, що дозволяє розглядати залежності (1.104) і (1.108) фактично ідентичними. Отже, отримане рішення відповідає відомому емпіричному рішенню, що свідчить про його вірогідність.

На рис. 1.19 і в табл. 1.6 наведено розраховані за залежністю (1.103) значення сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  (у точці екстремуму основного часу обробки  $\tau$ ) для різної кількості проходів круга  $n$ . Як видно, за 3 – 4 проходи круга можна забезпечити великі значення сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ , що погодиться із практичними даними.

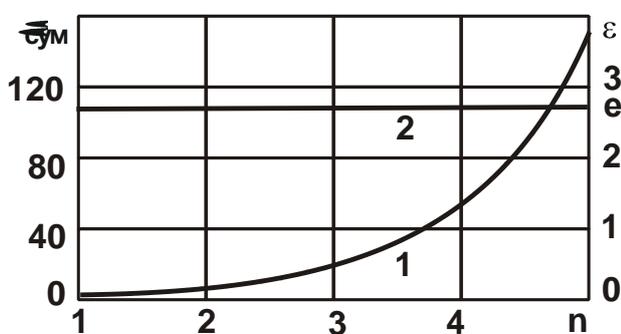


Рис. 1.19. Залежності  $\varepsilon_{\text{сум}}$  (1) і  $\varepsilon$  (2) від кількості проходів  $n$

На рис. 1.19 також показаний характер зміни уточнення на проході круга  $\varepsilon$  (у точці екстремуму основного часу обробки  $\tau$ ) від кількості проходів круга  $n$ . У цьому випадку уточнення на проході круга  $\varepsilon$  залишається постійним зі збільшенням кількості проходів круга  $n$ , рівним  $\varepsilon = e \approx 2,72$ .



Розрахункові значення сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ 

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_{\text{сум}}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405

Екстремальна швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$  виражається:

$$V_{\text{дет}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{2 \cdot e \cdot \sigma \cdot B \cdot \cos \alpha} \quad (1.109)$$

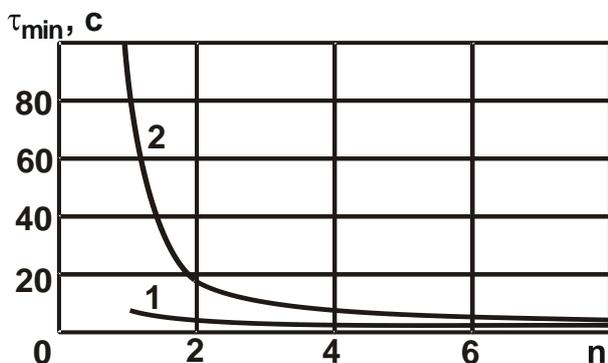


Рис. 1.20. Залежність  $\tau$  від  $n$  для різних значень  $\varepsilon_{\text{сум}}$

Умовні позначення: 1 -  $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$ ;

2 -  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$

На рис. 1.20 і в табл. 1.7 наведені розраховані за залежністю (1.101) значення основного часу обробки  $\tau$  для різної кількості проходів круга  $n$  за умови  $\frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos \alpha}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} = 1$  с. Як видно, у широких межах зміни величини  $n$  основний час обробки  $\tau$ , починаючи від  $n=2$  (для  $\varepsilon_{\text{сум}}=100$ ), змінюється несуттєво. Тому, приймаючи кількість проходів круга  $n$  близькою до оптимального значення, завжди можна досягти приблизно однакового значення основного часу обробки  $\tau$ . Отже, кількість проходів круга  $n$  не настільки істотно впливає на основний час обробки  $\tau$  за умови забезпечення необхідної точності обробки.

Розрахункові значення основного часу обробки  $\tau$  для  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$ 

n	1	2	3	4	5	6
$\tau$ , с	100,0	20,0	13,95	12,6	12,6	12,9

Для визначення мінімального значення основного часу обробки  $\tau_{\min}$  слід підставити залежності (1.103) і (1.104) у залежність (1.101):

$$\tau_{\min} = \frac{2 \cdot e \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos \alpha}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (1.110)$$

Необхідно зазначити, що в наведені залежності не входить такий параметр, як висота круга  $H$ . Забезпечення заданої погрішності обробки  $y_n$  досягається в результаті встановлення оптимальної кількості проходів круга  $n$ . Отже, як зазначалося, у ході зубошліфування за методом профільного копіювання можна за різними законами задавати глибини шліфування, по суті, на кожному із проходів круга. Це не внесе змін у закономірності формування похибок обробки. В остаточному підсумку буде отримано задану величину  $y_n$ .

Розрахунок  $V_{\text{дет}}$  за залежністю (1.109) для вихідних даних:  $c = 3 \cdot 10^4$  Н/мм;  $K_{\text{ш}} = 0,4$ ;  $V_{\text{кр}} = 40$  м/с;  $\sigma = 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $B = 20$  мм;  $\alpha = 30^\circ$  показав, що  $V_{\text{дет}} = 3,06$  м/хв. Для  $\Delta\Pi_1 = 0,4$  мм і  $y_n = 0,005 \dots 0,01$  мм сумарне уточнення дорівнює  $\varepsilon_{\text{сум}} = 20 \dots 50$ . Виходячи з табл. 1.6, це припускає здійснення 4-х проходів круга для забезпечення заданої точності обробки. З метою зниження основного часу обробки доцільно на першому проході круга здійснити попереднє шліфування за схемою однопрохідного глибинного шліфування зі зніманням основної частини припуску – 0,37 мм, а на трьох наступних проходах – остаточне шліфування за схемою багатопрохідного шліфування зі зніманням припуску на проході, рівного 0,01 мм. Такий маршрут обробки у ході зубошліфування дозволить забезпечити максимально можливу продуктивність обробки з урахуванням заданої точності оброблюваної поверхні [101; 118].

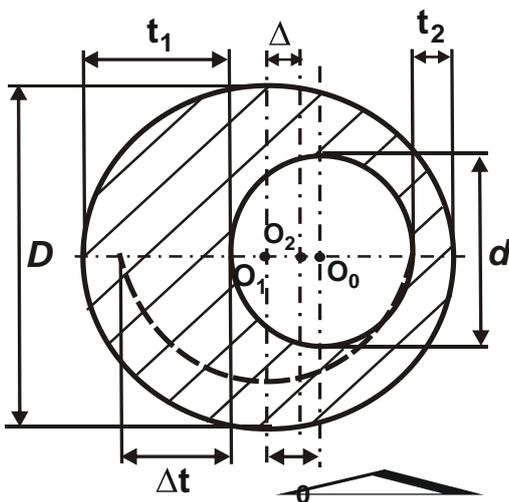
Для оцінки вірогідності отриманого теоретичного рішення були проведені експериментальні дослідження технологічних параметрів зубошліфування за методом профільного копіювання на сучасному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLEER RAPID 1250 (тобто в умовах глибинного шліфування) із застосуванням високопористого профільного абразивного круга. Обробка здійснювалася зі швидкістю обертання круга 35 м/с із глибиною шліфування на першому проході 0,37 мм і на трьох

наступних проходах – 0,01 мм, швидкістю переміщення круга (вздовж оброблюваного зуба зубчастого колеса) – 3 м/хв.

Таким чином, знімання припуску величиною 0,4 мм на сторону здійснювалося за 4 проходи круга. При цьому забезпечувалася необхідна точність обробки – у межах 0,01 мм, на оброблюваних поверхнях були відсутні припикання й інші температурні дефекти, що свідчить про відносно низьку температуру шліфування й високу ріжучу здатність круга в умовах глибокого шліфування. Порівняно із традиційно застосовуваною схемою зубошліфування за методом обкату це дозволило до 5 разів збільшити продуктивність обробки.

## 1.6. Умови підвищення точності й продуктивності механічної обробки отворів мірними лезовими інструментами

Виготовлення високоточних отворів є актуальним завданням технології машинобудування. У зв'язку із цим розроблено нову математичну модель визначення похибок обробки отвору (на прикладі розсвердлювання) і на її основі обґрунтовані умови підвищення точності й продуктивності обробки.



**Рис. 1.21. Розрахункова схема величини зсуву вісі обробленого отвору відносно її номінального положення  $\Delta$**

Величина відхилення осі оброблюваного отвору відносно її номінального положення  $\Delta$  (яка рівна величині пружного переміщення в технологічній системі, рис. 1.21) внаслідок порушення умови рівноваги радіальних складових сил різання, що діють на обидва різальних леза свердла у процесі розсвердлювання отвору, визначається залежністю [22]:

$$\Delta = \frac{\Delta P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \Delta t \cdot \cos \varphi}{K_{\text{різ}} \cdot c}, \quad (1.111)$$

де  $\Delta P_y$  – найбільша різниця радіальних складових сил різання, що діють на обидва леза свердла, Н;

$K_{\text{різ}} = P_z / P_0$  – коефіцієнт різання;

$$P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2};$$

$P_z, P_y, P_x$  – тангенціальна, радіальна й осьова складові сили різання

у процесі свердління, Н;

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

$S$  – подача, м/об.;

$\Delta t = t_1 - t_2$  – найбільша різниця глибин різання, що приходяться на обидва леза свердла, м;

$2\varphi$  – подвійний кут у плані свердла.

Вхідна в залежність (1.111) різниця глибин різання  $\Delta t = t_1 - t_2$  визначається з урахуванням таких відношень:  $t_1 = 0,5 \cdot (D - d) \cdot \Delta_0$ ;  $t_2 = 0,5 \cdot (D - d) \cdot \Delta_0$ , де  $D$  – діаметр свердла, м;  $d$  – діаметр розсвердлюваного отвору, м;  $\Delta_0$  – величина відхилення між вісями розсвердлюваного отвору й свердла, м. Тоді  $\Delta t = 2 \cdot \Delta_0$ .

Відповідно після  $n$ -го проходу свердла величина  $\Delta_n$  описується:

$$\Delta_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_{n-1}}{c \cdot K_{\text{різ}}} = \left( \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \right)^n \cdot \Delta_0, \quad (1.112)$$

де  $\Delta_{n-1}$  – відхилення вісі оброблюваного отвору відносно її номінального положення після  $n-1$ -го проходу свердла, м.

Сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  і уточнення на проході свердла  $\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}$ :

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\Delta_0}{\Delta_n} = \left( \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \right)^n; \quad (1.113)$$

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}. \quad (1.114)$$

За фізичною суттю, залежності (1.113) і (1.114) описують процес виходжування, коли знімання металу відбувається в результаті дії пружно-

відновлюваної сили. Даний процес загасаючий, тому що інтенсивність знімання металу зменшується в міру збільшення кількості проходів свердла. За умови  $n \rightarrow \infty$  справедлива умова  $\Delta_n \rightarrow \Delta_{n-1}$ . З погляду теорії різання металів здійснити знімання металу в даних умовах досить складно у зв'язку з невеликою товщиною зрізу. У результаті відношення  $\sigma/K_{різ}$  буде збільшуватися в міру збільшення  $n$ , що приведе до передчасного припинення знімання металу. Щоб виключити дане явище й забезпечити знімання металу у ході обробки, необхідно з кожним наступним проходом свердла збільшувати його діаметр. Варто також визначити оптимальну кількість проходів свердла  $n$  за умови найменшого основного часу обробки  $\tau$ , який можна виразити залежністю:

$$\tau = \frac{n \cdot L}{S} = \frac{2 \cdot n \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{різ}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}, \quad (1.115)$$

де  $L$  – довжина оброблюваного отвору, м.

Кількість проходів свердла  $n$  неоднозначно впливає на  $\tau$ , тобто існує екстремум функції  $\tau$  від  $n$ . Екстремальне значення  $n$  визначається:

$$n = \ln \varepsilon_{сум}. \quad (1.116)$$

З табл. 1.8 випливає, що зі збільшенням  $n$  сумарне уточнення  $\varepsilon_{сум}$  змінюється в широких межах. Отже, для забезпечення заданого значення  $\varepsilon_{сум}$  (навіть достатньо великого – 150) необхідно виконати всього 5 проходів свердла. Для забезпечення значень  $\varepsilon_{сум} = 20 \dots 150$ , які можуть бути реально реалізовані на практиці, достатньо виконати 3 – 4 проходи свердла, що погодиться з експериментальними даними, а також із досвідом застосування механічної обробки. Після перетворень отримано:

$$\varepsilon = e. \quad (1.117)$$

Отже, оптимальне значення уточнення на проході свердла  $\varepsilon$  дорівнює числу  $e \approx 2,72$ . Дану умову можна виконати шляхом вибору оптимальної подачі  $S$  для заданих значень  $c$ ,  $\varphi$  і  $\sigma/K_{різ}$ .

Розрахункові значення сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ 

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_{\text{сум}}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405

Мінімальний основний час обробки  $\tau_{\text{min}}$  визначається із залежності (1.115) із урахуванням залежності (1.116):

$$\tau_{\text{min}} = \frac{2 \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \cdot e \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (1.118)$$

У цьому випадку  $\tau_{\text{min}}$  залежить від сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ : чим воно більше, тим більше  $\tau_{\text{min}}$ . Таким чином, отримане загальне теоретичне рішення визначення оптимальних умов відносно зменшення похибки обробки отвору у процесі розсвердлювання. Доведено, що існує оптимальна кількість проходів свердла  $n$ , при якій задану похибку обробки отвору  $\Delta_n$  можна досягти за мінімальний основний час обробки  $\tau_{\text{min}}$ . Установлено, що в цьому випадку уточнення на проході свердла  $\varepsilon$  повинно дорівнювати числу  $e \approx 2,72$ . Це досягається встановленням відповідної подачі  $S$ .

Отримане рішення аналогічно рішенню, що наведене в п. 1.5, стосовно процесу зубошліфування. Тоді справедливі розрахункові дані, подані на рис. 1.20 і в табл. 1.7.

Як впливає з табл. 1.7, у широких межах зміни  $n$  основний час обробки  $\tau$ , починаючи від  $n=2$  (для  $\varepsilon_{\text{сум}}=100$ ), змінюється несуттєво, незважаючи на екстремальний характер залежності  $\tau - n$ . Отже, приймаючи кількість проходів свердла  $n$  близькою до оптимального значення, яке відповідає мінімальному значенню основного часу обробки, можна досягти приблизно однакового результату за основним часом обробки  $\tau$ . Цим, очевидно, можна пояснити те, що на практиці рекомендується для реалізації певний діапазон зміни кількості проходів інструмента  $n$ , що забезпечує необхідну точність обробки з урахуванням досягнення найменшого основного часу обробки  $\tau$ .

## 1.7. Умови зменшення похибок обробки у процесі розточування отворів

У процесі розточування отвору величина пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі на першому проході інструмента, визначається залежністю:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)}, \quad (1.119)$$

де  $t$  – глибина різання, м;  
 $S$  – подача, м/об.

Як видно, зменшити величину  $y$  можна зменшенням параметрів  $\sigma$ ,  $S$ ,  $t$  і збільшенням  $c$  і  $K_{\text{різ}}$ . Очевидно, зменшення подачі  $S$  й глибини різання  $t$  веде до зниження продуктивності обробки, що неефективно. Тому доцільно зменшувати відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  (яке визначає, по суті, енергоємність обробки) і збільшувати жорсткість технологічної системи  $c$ . Зменшити відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  можна підвищенням різальної здатності інструмента (застосуванням більш твердих і зносостійких інструментальних матеріалів, а також зносостійких покриттів інструментів) і зниженням інтенсивності тертя в зоні різання.

За умови  $\frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S} > 1$  залежність (1.119) набуде спрощеного вигляду:

$$y = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}, \quad (1.120)$$

де  $Q = S \cdot t \cdot V$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;  
 $V$  – швидкість різання, м/с.

Як впливає із залежності (1.120), домогтися збільшення продуктивності обробки  $Q$  за умови заданої похибки обробки, яка обумовлена величиною пружного переміщення  $y$ , можна в першу чергу за рахунок збільшення швидкості різання  $V$ , тобто переходом в область високо-

швидкісного різання. При цьому також ефективно зменшувати відношення  $\sigma/K_{piz}$  і збільшувати жорсткість технологічної системи  $s$ .

За умови  $\frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S} < 1$  фактично справедливе відношення  $y \approx t$ .

У цьому випадку знімання металу практично відсутнє, а в технологічній системі утворюються пружні переміщення, близькі до глибини різання, що зв'язано або з низькою жорсткістю технологічної системи  $s$  або зі значним затупленням інструмента й відповідно збільшенням відношення  $\sigma/K_{piz}$ . У результаті відбувається свого роду копіювання вихідної похибки оброблюваної поверхні, тобто вихідна похибка обробки отворів не усувається.

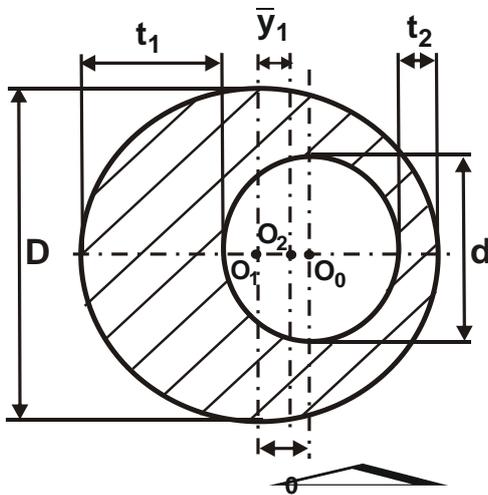


Рис. 1.22. Розрахункова схема неспіввісності оброблюваного отвору при розточуванні

У цьому випадку величина пружного переміщення  $y$  визначає точність розміру оброблюваної поверхні: чим менше  $y$ , тим вона вище. Поряд із забезпеченням точності розміру оброблюваної поверхні, при обробці отвору важливо виконати вимоги з точності форми оброблюваної поверхні [4; 46; 102; 111]. У зв'язку із цим становить інтерес аналітичне визначення похибки обробки отвору у вигляді її неспіввісності, яка є одним з основних параметрів точності обробки отвору (рис. 1.22).

Варто припустити, що вихідна неспіввісність оброблюваного отвору дорівнює величині  $\Delta_0$  (відстані між центром вихідної окружності отвору  $O_0$  й положенням осі інструмента до обробки  $O_1$ ). Тоді величини пружних переміщень  $y_1$  і  $y_2$ , що виникають у технологічній системі в моменти різання з найбільшою  $(+\Delta_0)$  й найменшою  $(-\Delta_0)$  глибинами різання, визначаються:

$$y_1 = \frac{(+\Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S}\right)}; \quad (1.121)$$



$$y_2 = \frac{\overline{(-\Delta_0)}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)}, \quad (1.122)$$

де  $t = \overline{(D - d)}/2$ ;

$d, D$  – відповідно діаметри обробленого й оброблюваного отворів, м.

Неспіввісність оброблюваного отвору, яка рівна відстані між положеннями вісі інструмента до обробки  $O_1$  й при першому його проході  $O_2$ , визначиться:

$$\bar{y}_1 = y_1 - y_2 = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)}. \quad (1.123)$$

Із залежності (1.123) випливає, що основним шляхом зменшення величини  $\bar{y}_1$  є зменшення  $\Delta_0$ . Інші параметри, що входять у залежність (1.123), впливають на величину  $\bar{y}_1$  так само, як і на величину  $y$  в залежності (1.119). Отже, закономірності формування величин  $y$  і  $\bar{y}_1$  ті самі. Відмінність полягає лише в кількісних значеннях глибини різання  $t$  й величини  $2\Delta_0$ , що входить у залежності (1.119) і (1.123). За умови  $t > 2\Delta_0$  точність обробки отвору буде обумовлена точністю розміру, а за умови  $t < 2\Delta_0$ , навпаки, точністю форми оброблюваного отвору.

Слід визначити, наскільки зменшиться неспіввісність отвору при другому проході інструмента. У цьому випадку найбільша й найменша глибини різання відповідно виражаться:  $\overline{(+y_1)}$  і  $\overline{(+y_2)}$ , де  $y_1, y_2$  – величини пружних переміщень, що виникають у технологічній системі й визначаються залежностями (1.121) і (1.122). Тоді неспіввісність оброблюваного отвору при другому проході інструмента визначиться за залежністю, аналогічною залежності (1.123):

$$\bar{y}_2 = \frac{\overline{(+y_1)}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)} - \frac{\overline{(+y_2)}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{\bar{y}_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)^2}. \quad (1.124)$$

Порівнюючи залежності (1.123) і (1.124) видно, що величина  $\bar{y}_2$  завжди менше величини  $\bar{y}_1$ , оскільки знаменник залежності (1.124) більше знаменника (1.123). Отже, збільшення кількості проходів інструмента приводить до зменшення неспіввісності оброблюваного отвору.

Аналогічно залежності (1.124), можна визначити неспіввісність оброблюваного отвору, тобто величину  $\bar{y}_n$  після  $n$ -го проходу інструмента:

$$\bar{y}_n = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S}\right)^n}. \quad (1.125)$$

Із залежності (1.125) випливає, що величина  $\bar{y}_n$  зі збільшенням кількості проходів інструмента  $n$  зменшується за законом геометричної прогресії, тобто досить інтенсивно. Тому задану величину  $\bar{y}_n$  можна досягти за відносно невелику кількість проходів інструмента. Однак це справедливо за умови  $\frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S} > 1$ . За умови  $\frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot S} < 1$  домогтися зниження неспіввісності отвору зі збільшенням кількості проходів інструмента  $n$  значно складніше, тому що знімання металу фактично відсутнє і виправлення похибки форми отвору не відбувається – має місце копіювання вихідної похибки обробки.

Необхідно зазначити, що залежність (1.125) не містить глибини шліфування  $t$ . Отже, з однаковою ефективністю обробку можна виконувати як за схемою виходжування, тобто без поперечної подачі, так і за схемою обробки з поперечною подачею. У другому випадку забезпечується високопродуктивне знімання металу, що припускає його практичне використання. Дане рішення аналогічне рішенню, наведеному в п. 1.6 для розсвердлювання отвору, яке припускає збільшення діаметра свердла з кожним проходом. У ході розточування отвору ця умова виконується за рахунок здійснення поперечної подачі, що значно спрощує його практичну реалізацію. У цьому полягає перевага розточування порівняно з розсвердлюванням отвору.

Необхідно зазначити, що величина пружного переміщення  $y$  (що визначає точність розміру оброблюваного отвору) зі збільшенням кількості проходів інструмента  $n$ , як показано в п. 1.3, безупинно збільшується,

асимптотично наближаючись до певного значення (рис. 1.11а). Отже, з погляду підвищення точності розміру оброблюваного отвору доцільно знімання припуску виконувати за один або кілька проходів інструмента, а з погляду підвищення співвісності отвору, навпаки, необхідно збільшувати кількість проходів інструмента  $n$ .

## Висновки до розділу 1

1. У роботі розроблена математична модель механіки процесу різання й на її основі визначені складові сили різання й умовне напруження різання. Теоретично обґрунтовані й експериментально підтверджені основні умови зниження силової напруженості процесу різання, які полягають у збільшенні відношення тангенціальної й радіальної сил різання за рахунок зменшення різниці умовного кута тертя оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею різального інструмента й переднього кута інструмента. Показано, що чим менший умовний кут тертя, тим менший повинен бути позитивний передній кут інструмента. Встановлено, що зі зменшенням умовного кута тертя також розширюється діапазон зміни негативного переднього кута інструмента, при якому здійснюється процес різання й стружкоутворення у процесі лезової і абразивної обробки й стає можливим зниження силової напруженості процесу різання. Доведено, що найбільший ефект у цьому випадку досягається від застосування алмазних (лезових і абразивних) інструментів, оскільки алмаз має найменший коефіцієнт тертя з оброблюваними матеріалами.

2. Теоретично встановлено, що умовне напруження різання може багаторазово перевищувати межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу, особливо під час абразивної обробки, що погодиться з експериментальними даними. Запропоновано новий підхід до визначення умовного кута зсуву матеріалу, що заснований на врахуванні довжини контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента й твердості оброблюваного матеріалу. Він доповнює класичний підхід, розроблений Зворикінім К. О.

3. Виконано оцінку міцності різального інструмента у процесі різання. Встановлено, що для здійснення процесу різання необхідно, щоб відношення меж міцності на зсув інструментального й оброблюваного матеріалів було в кілька разів більше одиниці. Доведено, що це відношення

залежить головним чином від відношення твердості до межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу, яке для різних матеріалів змінюється в широких межах (для сталі дорівнює 6, для алмаза – 100). Зменшити відношення меж міцності на зсув інструментального й оброблюваного матеріалів можна збільшенням негативного переднього кута інструмента, наприклад, застосуванням в якості різальних елементів абразивних зерен. Тому алмаз можна обробляти лише алмазними зернами.

4. Проведено теоретичний аналіз умов підвищення точності обробки, обумовленої виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Показано, що найбільше впливає на величину пружного переміщення умовне напруження різання, обумовлене геометрією різальної частини абразивного зерна (або лезового інструмента) та інтенсивністю тертя в зоні різання. Теоретично встановлено, що у процесі фінішної обробки лезовим інструментом умовне напруження різання менше, ніж у ході шліфування. Це визначає ефективність переходу від шліфування до лезової обробки (особливо до процесу високошвидкісного різання) на фінішних операціях. Теоретично визначені умови переходу від пластичного деформування оброблюваного матеріалу до процесу різання (стружкоутворення), які полягають у перевищенні граничного відношення товщини зрізу й радіуса округлення різального абразивного зерна.

5. Отримане нове теоретичне рішення відносно визначення найменшого основного часу обробки під час шліфування, що забезпечує задану точність обробки, обумовлену величиною пружного переміщення, яка виникає в технологічній системі. Установлено, що оптимальний (з погляду найменшого основного часу обробки) автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування здійснюється в один етап, який включає лише етап виходжування зі створенням у технологічній системі початкового натягу, рівного або кратного величині припуску, що знімається. При цьому необхідне застосування високочастотних осцилюючих поздовжніх рухів стола верстата (або шліфувального круга) і встановлення максимально можливої швидкості обертання деталі, виходячи з технічних характеристик круглошліфувального верстата. Отримане теоретичне рішення дозволило уточнити відоме рішення, відповідно до якого застосований на практиці автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування виконується в кілька етапів, включаючи чорнове (чистове) шліфування й виходжування.

6. Аналітично описані погрішності обробки, обумовлені пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі у ході зубошліфування за методом профільного копіювання (глибинного шліфування). Установлено, що глибина шліфування не входить у розрахункові залежності. Тому вона може встановлюватися за різними законами з урахуванням того, що на кожному наступному проході круга вона повинна перевищувати величину пружного переміщення, що утворюється на попередньому проході круга. Доведено, що у випадку, коли оброблювана западина зубчастого колеса має симетричний вигляд, у точці мінімуму основного часу обробки уточнення на проході круга дорівнює числу  $e \approx 2,72$ . Отримані теоретичні рішення погодяться з експериментальними даними. Розроблений технологічний процес зубошліфування за методом профільного копіювання із застосуванням високопористих абразивних кругів дозволяє в 5 разів збільшити продуктивність обробки (при забезпеченні заданої точності обробки) порівняно із традиційно застосовуваним процесом зубошліфування за методом обкату.

7. Аналітично описані погрішності обробки, обумовлені пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі у ході обробки отворів мірними інструментами. Отримане загальне теоретичне рішення визначення оптимальних умов відносно зменшення похибки обробки отвору у процесі розсвердлювання. Доведено, що існує оптимальна кількість проходів свердла, при якій задану похибку обробки отвору можна досягти за мінімальний основний час обробки. Встановлено, що в цьому випадку уточнення на проході свердла повинно дорівнювати числу  $e \approx 2,72$ . Це досягається встановленням відповідної подачі й збільшенням діаметра свердла з кожним його наступним проходом.

8. Встановлено, що при розточуванні отвору з погляду підвищення його співвісності необхідно збільшувати кількість проходів інструмента. Це дозволить зменшувати співвісність за законом геометричної прогресії й досягти задану співвісність за невелику кількість проходів інструмента (3 – 4 проходи). Заслуговує на увагу те, що залежність для визначення співвісності не містить глибини шліфування. Отже, з однаковою ефективністю обробку можна виконувати як за схемою виходжування, тобто без поперечної подачі, так і за схемою обробки з поперечною подачею.

## **Розділ 2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування**

### **2.1. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі**

#### **2.1.1. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування у два переходи**

У науково-технічній літературі у процесі дослідження технологічних процесів шліфування значна увага приділена оптимізації параметрів режимів різання й меншою мірою – оптимізації структури операцій шліфування. Фактично відсутні аналітичні рішення з визначення оптимальної кількості переходів, значень швидкостей подач і величин припусків, що знімаються, на кожному переході з погляду забезпечення найбільшої продуктивності обробки з урахуванням точності оброблюваних поверхонь. У роботах [40; 44; 48; 49; 52; 102; 111; 112] запропоновані теоретичні підходи для рішення цих завдань. Тому даний розділ присвячений подальшому розвитку цих підходів, одержанню аналітичних залежностей для визначення оптимальної структури й параметрів операції круглого врізного шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження з точності розміру оброблюваної поверхні, обумовленої пружними переміщеннями в технологічній системі.

В основу рішення покладена залежність (1.49) для визначення пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі у ході шліфування від дії радіальної складової сили різання  $P_y$  (рис. 2.1а).

Для врізного шліфування продуктивність обробки визначається залежністю  $Q = F \cdot V$ , де  $V$  – швидкість радіальної подачі, м/с;  $F$  – площа оброблюваної поверхні, м<sup>2</sup>. Наприклад, для круглого врізного шліфування (рис. 2.1а) площа оброблюваної поверхні деталі дорівнює  $F = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}$ , де  $D_{\text{дет}}$ ,  $l_{\text{дет}}$  – відповідно діаметр і довжина оброблюваної циліндричної деталі, м.

Для урізного шліфування прямолінійного зразка, що рухається по нормалі до шліфувального круга з постійною швидкістю  $V$  (рис. 2.1б),

площа оброблюваної поверхні (площа поперечного перерізу зразка) дорівнює  $F = a \cdot b$ , де  $a$ ,  $b$  – відповідно товщина й ширина поперечного перерізу зразка, м.

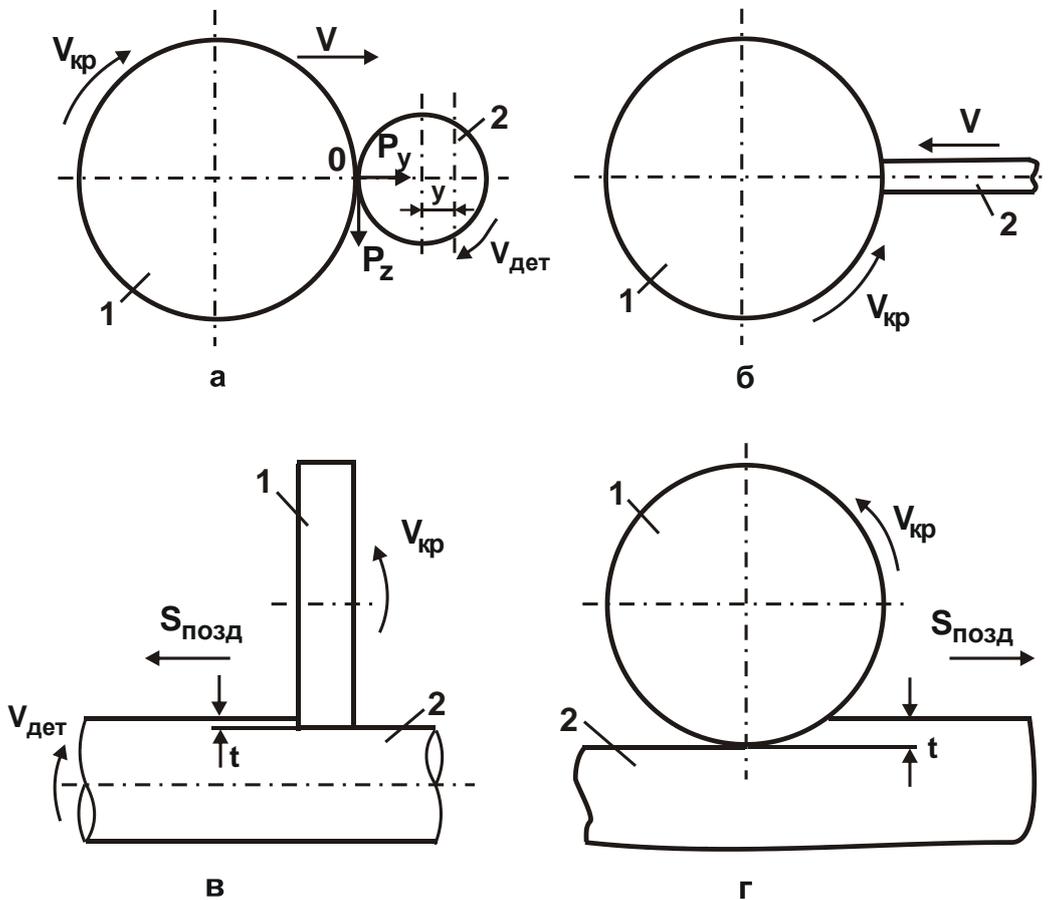


Рис. 2.1. Схеми врізного (а, б) і поздовжнього шліфування (в, г)

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь

Для поздовжнього шліфування (круглого зовнішнього й внутрішнього шліфування, рис. 2.1в) продуктивність обробки визначається залежністю  $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot t \cdot S_{позд}$ , де  $t$  – глибина шліфування, м;  $S_{позд}$  – швидкість поздовжньої подачі, м/с.

Для плоского шліфування (рис. 2.1г) продуктивність обробки визначається залежністю  $Q = H \cdot t \cdot S_{позд}$ , де  $H$  – ширина шліфування, м.

Як видно, у процесі врізного шліфування продуктивність обробки визначається лише одним параметром режиму різання – швидкістю радіальної подачі  $V$ , а під час поздовжнього шліфування визначається двома параметрами режиму різання: глибиною шліфування  $t$  і швидкістю поздовжньої подачі  $S_{позд}$ .

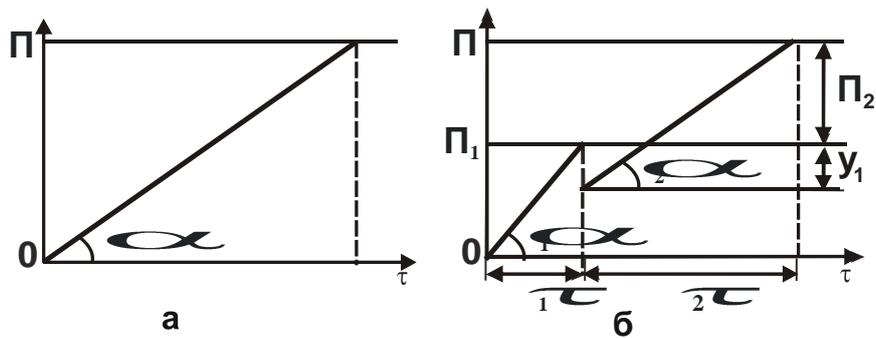


Рис. 2.2. Характер зміни величини припуску із часом обробки у ході круглого врізного шліфування в один (а) і два (б) переходи

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha = \frac{\pi}{\tau} = V$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\pi_1}{\tau_1} = V_1$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{\pi_2 + y_1}{\tau_2} = V_2$

Очевидно, у другому випадку формування пружних переміщень у технологічній системі буде підкорятися більш складним закономірностям. Тому спочатку слід визначити найбільш ефективний варіант обробки за схемою круглого врізного шліфування (див. рис. 2.1а) з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні, обумовленої пружними переміщеннями в технологічній системі. Варто розглянути три принципові схеми круглого врізного шліфування: з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з дискретним (тобто переривчастим) характером контакту круга з оброблюваною деталлю; з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з постійним контактом круга з деталлю; з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з постійним контактом круга з деталлю.

Величину пружного переміщення  $y$ , що виникає в технологічній системі під час круглого врізного шліфування, з урахуванням залежності (1.49) можна подати у вигляді [30]:

$$y = B \cdot V, \quad (2.1)$$

де  $B = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$  – час утворення пружного переміщення в технологічній системі, с;

$V$  – швидкість радіальної подачі, м/с.

Як видно, величина  $y$  визначається добутком швидкості радіальної подачі  $V$  й часу утворення пружного переміщення в технологічній систе-



мі  $V$ , яка не залежить від швидкості подачі. Таке аналітичне подання величини  $y$  відрізняється від традиційного подання, коли величина  $y$  виражається через радіальну складову сили різання  $P_y$ . Це дозволяє повному підійти до оптимізації операцій шліфування й виявленню їхніх технологічних можливостей. Тоді під час круглого врізного шліфування в один перехід (рис. 2.2а) основний час обробки  $\tau$  дорівнює:

$$\tau = \frac{\Pi}{V} = B \cdot \frac{\Pi}{y}, \quad (2.2)$$

де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається, м.

Очевидно, зменшити  $\tau$  для заданого значення  $y$ , яке визначає точність розміру оброблюваної поверхні, можна зменшенням параметрів  $B$  і  $\Pi$ . При цьому швидкість радіальної подачі  $V$  повинна встановлюватися відповідно до залежності  $V = y/B$ . Відношення  $\Pi/y$  визначає уточнення на розмір оброблюваної поверхні  $\varepsilon_1$ , тобто  $\varepsilon_1 = \Pi/y$ .

Під час круглого врізного шліфування  $y$  два переходи (після першого переходу круг виходить із контакту з оброблюваною деталлю й відбувається відновлення пружних переміщень у технологічній системі) основний час обробки  $\tau$  визначиться як сума двох доданків (рис. 2.2б):

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2 + y_1}{V_2}, \quad (2.3)$$

де  $\Pi_1, \Pi_2$  – величини припусків, що знімаються, на першому й другому переходах, м;

$V_1, V_2$  – швидкості радіальної подачі на першому й другому переходах, м/с;

$y_1 = B \cdot V_1$  – величина пружного переміщення на першому переході, що потім віддаляється на другому переході;

$y_2 = B \cdot V_2$  – задана величина пружного переміщення на другому переході, визначає погрішність обробки.

Перетворюючи залежність (2.3) з урахуванням  $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$  і виражаючи  $V_1$  й  $V_2$  через величини  $y_1$  й  $y_2$ , отримано:

$$\tau = B \cdot \left[ \Pi_1 \cdot \left( \frac{1}{y_1} - \frac{1}{y_2} \right) + \frac{\Pi}{y_2} + \frac{y_1}{y_2} \right], \quad (2.4)$$

де  $\Pi$  – сумарна величина припуску, що знімається, м

Тут параметри  $\Pi$ ,  $B$ ,  $y_2$  задані, невідомою є величина  $y_1$ . Зі зміною величини  $y_1$  функція  $\tau$  змінюється за екстремальною залежністю. Для визначення екстремуму функції  $\tau$  слід прийняти першу похідну  $\tau'_{y_1} = 0$ :

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi_1}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0, \quad (2.5)$$

звідки

$$y_1 = \sqrt{\Pi_1 \cdot y_2}. \quad (2.6)$$

Знак другої похідної функції  $\tau$  в точці екстремуму визначається:

$$\tau''_{y_1} = B \cdot \frac{2 \cdot \Pi_1}{y_1^3} > 0. \quad (2.7)$$

Отже, у точці екстремуму функція  $\tau$  набуде мінімального значення (рис. 2.3). Підставляючи в (2.4) залежність (2.6), визначено мінімальний основний час обробки  $\tau_{\min}$ :

$$\tau_{\min} = B \cdot \left[ \sqrt{\frac{\Pi_1}{y_2}} + \sqrt{\frac{\Pi_1}{y_2}} + \frac{\Pi - \Pi_1}{y_2} \right]. \quad (2.8)$$

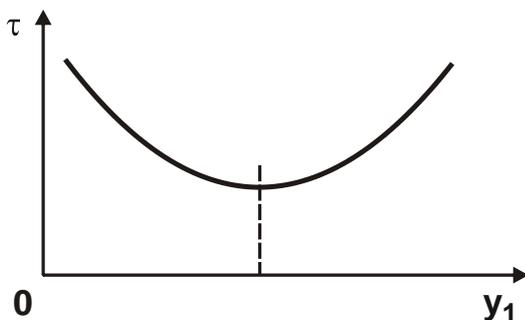


Рис. 2.3. Залежність  $\tau$  від  $y_1$

Перший доданок залежності (2.8) визначає час першого переходу, а сума другого і третього доданків – час другого переходу. Як видно, у загальному випадку час другого переходу більше часу першого переходу.

Із залежності (2.8) випливає, що величина  $\Pi_1$  неоднозначно впливає на основний час  $\tau_{\min}$ , тобто існує

екстремум функції  $\tau_{\min}$  від  $\Pi_1$ . Для його визначення першу похідну функції  $\tau_{\min}$  від  $\Pi_1$  необхідно прийняти рівною нулю:

$$\dot{\tau}_{\min} \bigg|_{\Pi_1} = B \cdot \left( \sqrt{\frac{y_2}{\Pi_1}} \cdot \frac{1}{y_2} - \frac{1}{y_2} \right) = 0, \quad (2.9)$$

звідки

$$\Pi_1 = y_2. \quad (2.10)$$

Знак другої похідної  $\tau_{\min}$  від  $\Pi_1$  у точці екстремуму визначається:

$$\ddot{\tau}_{\min} \bigg|_{\Pi_1} = -\frac{B}{2 \cdot \sqrt{\Pi_1 \cdot y_1 \cdot \Pi_1}} < 0. \quad (2.11)$$

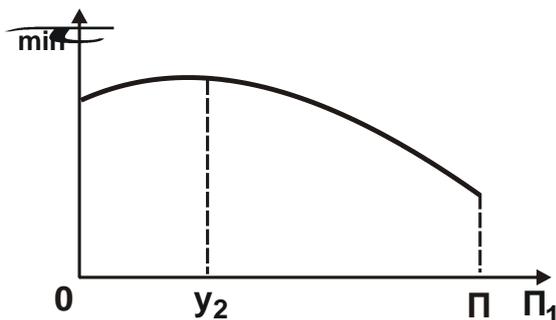


Рис. 2.4. Залежність  $\tau_{\min}$  від  $\Pi_1$

Отже, у точці екстремуму функція  $\tau_{\min}$  набуває максимального значення (рис. 2.4):

$$\dot{\tau}_{\min} \bigg|_{\max} = B \cdot \left( 1 + \frac{\Pi}{y_2} \right). \quad (2.12)$$

Із цього випливає, що домогтися зменшення  $\tau_{\min}$  можна двома шляхами, виконуючи умови:  $\Pi_1 = 0$  і  $\Pi_1 = \Pi$ . На рис. 2.5 наведені графіки зміни основного часу обробки  $\tau$  від величини пружного переміщення  $y_1$  (а) і функції  $\tau_{\min}$  від величини  $\Pi_1$  (б). Значення цих величин розраховані відповідно за залежностями (2.4) для  $B = 1$  с,  $\Pi_1 = \Pi = 1$  мм,  $y_2 = 0,01$  мм і за залежностями (2.8) для  $B = 1$  с,  $\Pi = 1$  мм,  $y_2 = 0,01$  мм. З рис. 2.5а випливає, що основний час обробки  $\tau$  суттєво змінюється зі збільшенням величини  $y_1$ . Найбільше і найменше значення  $\tau$  відрізняються в 5 разів. Це свідчить про важливість дослідження функції  $\tau$  на екстремум і визначення екстремальних значень параметрів обробки.

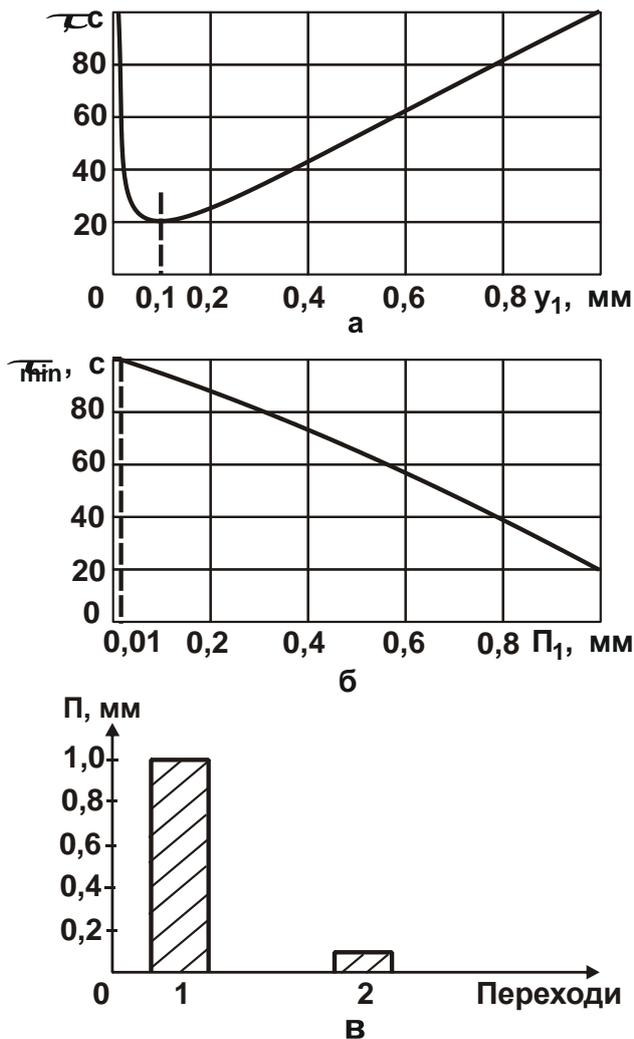


Рис. 2.5. Залежності  $\tau$  від  $y_1$  (а),  $\tau_{\min}$  від  $\Pi_1$  (б) і номінальні значення припусків на першому й другому переходах (в)

До такого ж висновку можна дійти, аналізуючи рис. 2.5б. Зі збільшенням величини  $\Pi_1$  мінімальний основний час обробки  $\tau_{\min}$  зменшується в 5 разів. Найменше значення  $\tau_{\min}$  досягається за умови  $\Pi_1 = \Pi$ . Отже, оптимальна за структурою операція круглого врізного шліфування припускає переміщення шліфувального круга в напрямі радіальної подачі на першому переході на величину  $\Pi_1 = \Pi$ , а на другому переході – на величину  $y_1$  (рис. 2.6).

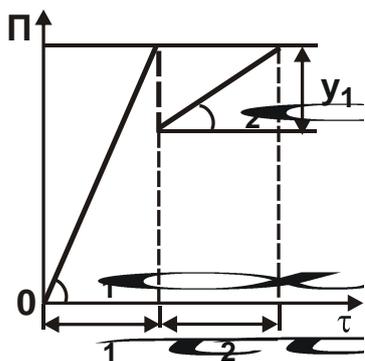
Тоді, виходячи із залежності (2.8), функція  $\tau_{\min}$  при  $\Pi_1 = \Pi$  опишеться:

$$\tau_{\min} = B \cdot \left( 2 \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} \right). \quad (2.13)$$

При цьому час першого переходу дорівнює часу другого переходу (рис. 2.6), тобто:

$$\tau_1 = \tau_2 = B \cdot \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} \right). \quad (2.14)$$

Із залежності (2.13) випливає, що уточнення на розмір оброблюваної поверхні  $\varepsilon_2$ , яке рівне вираженню  $\sqrt{\frac{\Pi}{y_2}}$ , однаково для кожного із двох переходів. Необхідно зазначити, що  $\varepsilon_2 = \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} < \varepsilon_1 = \frac{\Pi}{y}$ , тобто зі збіль-



**Рис. 2.6. Характер зміни величини припуску із часом обробки у ході круглого врізного шліфування в два переходи**

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\Pi}{\tau_1} = V_1$ ;

$$\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{y_1}{\tau_2} = V_2$$

шенням кількості переходів уточнення  $\varepsilon_2$  зменшується. Тут  $\frac{\Pi}{y} = \frac{\Pi}{y_2} = \varepsilon_{\text{сум}}$ , де  $\varepsilon_{\text{сум}}$  – сумарне уточнення на розмір оброблюваної поверхні. Величина  $y_1$ , яка визначається залежністю (2.6) за умови  $\Pi_1 = \Pi$ , опишеться:

$$y_1 = \Pi \cdot \sqrt{\frac{y_2}{\Pi}} = \Pi \cdot \frac{1}{\varepsilon_2}. \quad (2.15)$$

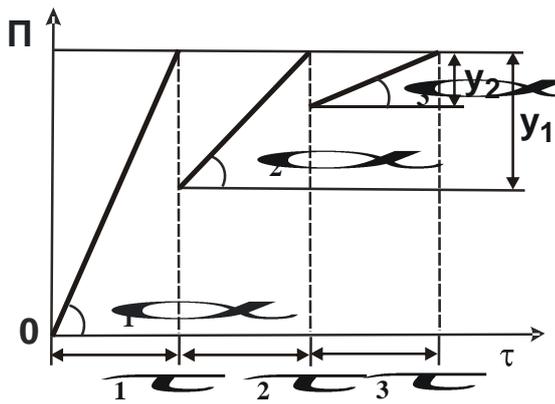
Очевидно, на другому переході припуск, що знімається на операції круглого врізного шліфування, значно менший, ніж на першому переході (див. рис. 2.5в і 2.6).

### 2.1.2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування в три й більше переходів

У п. 2.1.1 проведена оптимізація структури операції круглого врізного шліфування у два переходи (з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі). Під час круглого врізного шліфування в три переходи (рис. 2.7) основний час обробки  $\tau$  виразиться:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_1} + \frac{y_1}{V_2} + \frac{y_2}{V_3}. \quad (2.16)$$

У цьому випадку величина пружного переміщення  $y_3 = B \cdot V_3$ , що виникає в технологічній системі на третьому переході, визначає точність розміру оброблюваної поверхні й вона задана. Задана також і величина припуску  $\Pi$ , що знімається. Необхідно виразити швидкості радіальної подачі на кожному переході ( $V_1, V_2, V_3$ ) через відповідні величини пружного переміщення на кожному переході ( $y_1, y_2, y_3$ ). Тоді залежність (2.16) набуде вигляду:



**Рис. 2.7. Характер зміни величини припуску із часом обробки у ході круглого врізного шліфування в три переходи**

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\Pi}{\tau_1} = V_1$ ;

$\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{y_1}{\tau_2} = V_2$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_3 = \frac{y_2}{\tau_3} = V_3$

$$\tau = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} + \frac{y_2}{y_3} \right). \quad (2.17)$$

Величини  $y_1$  й  $y_2$  неоднозначно впливають на час  $\tau$ , тобто існують екстремуми функції  $\tau$  від змінних  $y_1$  і  $y_2$ . Для їхнього визначення слід обчислити перші похідні функції  $\tau$  від змінних  $y_1$ ,  $y_2$  і прийняти їх рівними нулю:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0; \quad (2.18)$$

$$\tau'_{y_2} = B \cdot \left( -\frac{y_1}{y_2^2} + \frac{1}{y_3} \right) = 0. \quad (2.19)$$

Очевидно, другі похідні функції  $\tau$  від змінних  $y_1$  і  $y_2$  будуть позитивними величинами. Тому в точках екстремумів функція  $\tau$  набуде мінімальних значень. Розв'язуючи рівняння (2.18) і (2.19) відносно невідомих величин  $y_1$  і  $y_2$ , наявно:

$$y_2 = \sqrt[3]{y_3^2 \cdot \Pi} = \Pi \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{y_3}{\Pi}\right)^2}; \quad (2.20)$$

$$y_1 = \sqrt[3]{y_3 \cdot \Pi^2} = \Pi \cdot \sqrt[3]{\frac{y_3}{\Pi}}. \quad (2.21)$$

Таким чином, аналітично визначені значення величин пружних переміщень, що виникають у технологічній системі на першому й другому переходах. Ці значення рівні відповідно номінальним величинам припусків, що видаляються на другому й третьому переходах. Номінальна величина припуску, що видаляється на першому переході, дорівнює  $\Pi$ .

Характер зміни величин припусків, що видаляються відповідно на першому, другому й третьому переходах, з урахуванням залежностей (2.20) і (2.21) показаний на рис. 2.8.

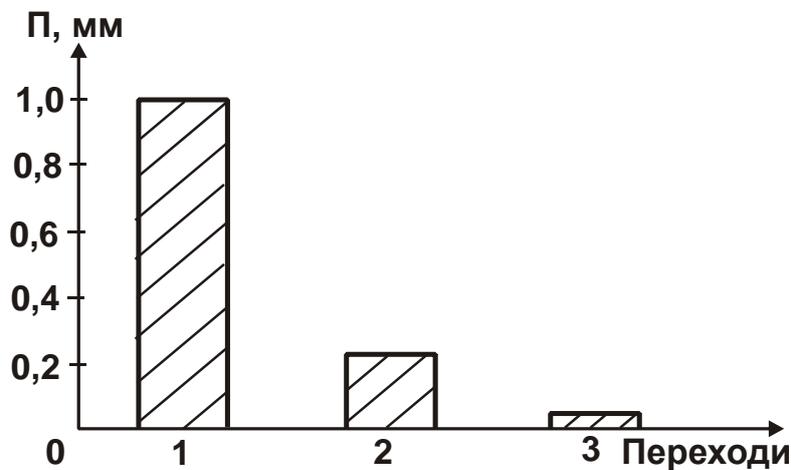


Рис. 2.8. Номінальні значення припусків, що видаляються на першому, другому й третьому переходах

Умовні позначення:  $\Pi = 1$  мм;  $y_3 = 0,01$  мм

Підставляючи залежності (2.20) і (2.21) в (2.17), маємо:

$$\tau_{\min} = B \cdot \left( 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{\Pi}{y_3}} \right). \quad (2.22)$$

У підсумку отримана залежність, аналогічна залежності (2.13) для круглого врізного шліфування у два переходи. За тривалістю всі переходи рівні між собою. Уточнення на розмір оброблюваної поверхні  $\varepsilon_3 = \sqrt[3]{\Pi/y_3}$  також однаково для кожного із трьох переходів. Причому,  $\varepsilon_3 < \varepsilon_2 < \varepsilon_1$ . Тут сумарне уточнення дорівнює  $\varepsilon_{\text{сум}} = \Pi/y_3$ .

Основний час обробки  $\tau$  при круглому врізному шліфуванні в чотири переходи (рис. 2.9) визначається:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_1} + \frac{y_1}{V_2} + \frac{y_2}{V_3} + \frac{y_3}{V_4}. \quad (2.23)$$

Тут величина пружного переміщення  $y_4 = B \cdot V_4$  визначає точність розміру оброблюваної поверхні й вона задана.

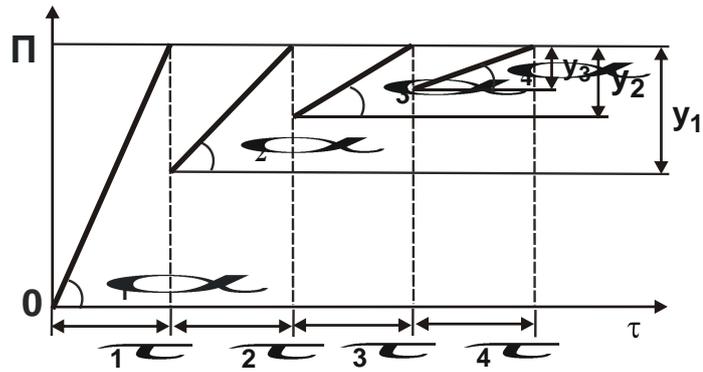


Рис. 2.9. Характер зміни величини припуску, що знімається, із часом обробки у ході круглого врізного шліфування в чотири переходи

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\Pi}{\tau_1} = V_1$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{y_1}{\tau_2} = V_2$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_3 = \frac{y_2}{\tau_3} = V_3$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_4 = \frac{y_3}{\tau_4} = V_4$

Виражаючи в залежності (2.23) швидкості  $V_1$ ,  $V_2$ ,  $V_3$ ,  $V_4$  через відповідні значення величини пружного переміщення на кожному переході  $y_1$ ,  $y_2$ ,  $y_3$ ,  $y_4$ , отримано:

$$\tau = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} + \frac{y_2}{y_3} + \frac{y_3}{y_4} \right). \quad (2.24)$$

Як і в попередніх випадках, величини  $y_1$ ,  $y_2$  і  $y_3$  неоднозначно впливають на основний час обробки  $\tau$ , тобто існують екстремуми функції  $\tau$  від величин  $y_1$ ,  $y_2$  і  $y_3$ .

Підкоряючи функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму, маємо:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0; \quad (2.25)$$

$$\tau'_{y_2} = B \cdot \left( -\frac{y_1}{y_2^2} + \frac{1}{y_3} \right) = 0; \quad (2.26)$$

$$\tau'_{y_3} = B \cdot \left( -\frac{y_2}{y_3^2} + \frac{1}{y_4} \right) = 0. \quad (2.27)$$



Очевидно, другі похідні функції  $\tau$  від змінних  $y_1$ ,  $y_2$  і  $y_3$  будуть позитивними величинами. Тому функція  $\tau$  в точках екстремумів набуває мінімальних значень. Розв'язуючи рівняння (2.25), (2.26) і (2.27) відносно змінних  $y_1$ ,  $y_2$  і  $y_3$ , маємо:

$$y_1 = \sqrt[4]{\pi^3 \cdot y_4} = \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{y_4}{\pi}}; \quad (2.28)$$

$$y_2 = \sqrt[4]{\pi^2 \cdot y_4^2} = \pi \cdot \sqrt[4]{\left(\frac{y_4}{\pi}\right)^2}; \quad (2.29)$$

$$y_3 = \sqrt[4]{\pi \cdot y_4^3} = \pi \cdot \sqrt[4]{\left(\frac{y_4}{\pi}\right)^3}. \quad (2.30)$$

Таким чином, аналітично визначені значення величин пружних переміщень на першому, другому й третьому переходах. Вони рівні номінальним величинам припусків, що видаляються на другому, третьому й четвертому переходах. Припуск, що видаляється на першому переході, дорівнює  $\pi$ . Характер зміни номінальних величин припусків, що видаляються на першому, другому, третьому й четвертому переходах, з урахуванням залежностей (2.28), (2.29) і (2.30) показаний на рис. 2.10.

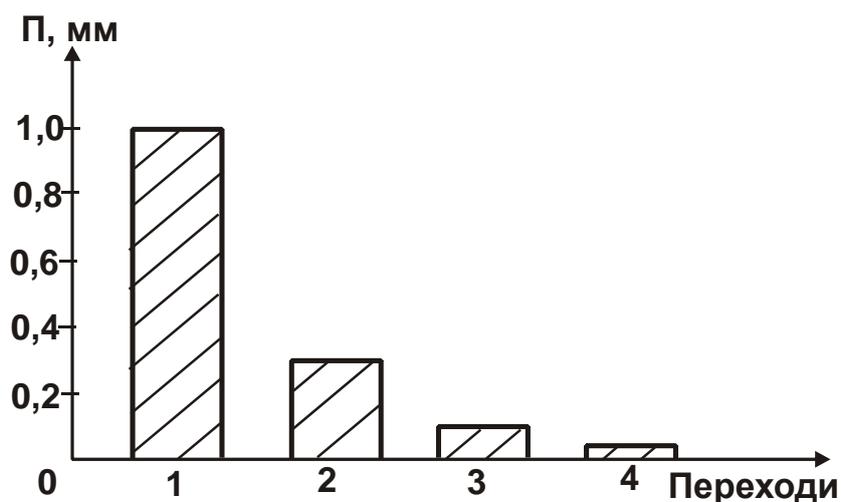


Рис. 2.10. Номінальні значення припусків, що видаляються на першому, другому, третьому й четвертому переходах

Умовні позначення:  $\pi = 1$  мм;  $y_4 = 0,01$  мм

Підставляючи вираження (2.28), (2.29), (2.30) у залежність (2.24), визначено мінімальний основний час обробки  $\tau_{\min}$ :

$$\tau_{\min} = B \cdot \left( 4 \cdot \sqrt[4]{\frac{\Pi}{y_4}} \right). \quad (2.31)$$

За тривалістю всі переходи однакові. Виходячи із залежності (2.24) це означає, що відношення пружних переміщень, що виникають на попередньому й наступному переходах, яке визначає уточнення на розмір оброблюваної поверхні  $\varepsilon_4$ , однакове для кожного переходу й рівне:

$$\varepsilon_4 = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = \frac{y_3}{y_4} = \left( 4 \sqrt[4]{\frac{\Pi}{y_4}} \right). \quad (2.32)$$

За таким же законом будуть змінюватися й швидкості радіальної подачі, тому що вони лінійно пов'язані з пружними переміщеннями:

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{V_2}{V_3} = \frac{V_3}{V_4} = \left( 4 \sqrt[4]{\frac{\Pi}{y_4}} \right). \quad (2.33)$$

Отже, з кожним наступним переходом величина пружного переміщення й швидкість радіальної подачі спадають за геометричною прогресією, знаменником якої є наведене відношення величин пружних переміщень, виникаючих на наступному й попередньому переходах, яке обернено пропорційне уточненню  $\varepsilon_4$ . Тоді  $\varepsilon_{c y_M} = \Pi / y_4$ . Залежності (2.13), (2.22) і (2.31) дозволяють установити закономірності зміни функцій  $\tau$  і  $\tau_{\min}$  круглого врізного шліфування в  $n$  переходів (рис. 2.11):

$$\tau = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} + \frac{y_2}{y_3} + \frac{y_3}{y_4} + \dots + \frac{y_{n-1}}{y} \right); \quad (2.34)$$

$$\tau_{\min} = B \cdot n \cdot \left( \frac{\Pi}{y_n} \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (2.35)$$

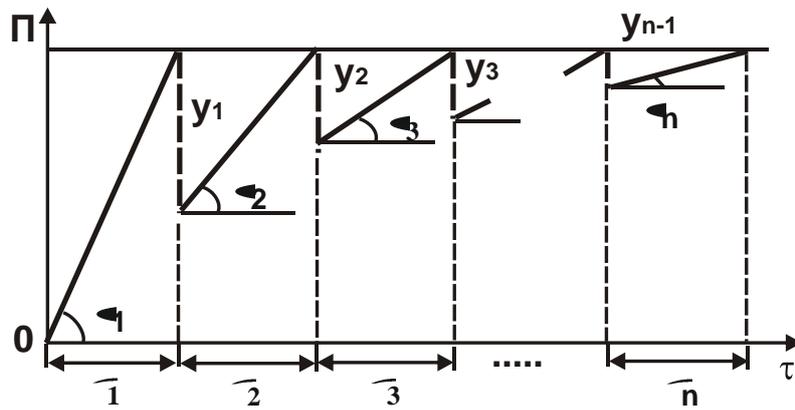


Рис. 2.11. Характер зміни величини припуску із часом обробки під час круглого врізного шліфування в  $n$  переходів

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha_1 = V_1$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_2 = V_2$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_3 = V_3$ ; ...;  $\operatorname{tg} \alpha_n = V_n$

З наведеної залежності (2.35) випливає, що під час круглого врізного шліфування в  $n$  переходів відношення величин пружного переміщення, що виникають у технологічній системі на попередньому  $y_{n-1}$  й наступному  $y_n$  переходах, тобто уточнення на розмір оброблюваної поверхні  $\varepsilon_n$ , однаково й дорівнює:

$$\varepsilon_n = \frac{y_{n-1}}{y_n} = \left( \frac{\Pi}{y_n} \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (2.36)$$

Отже, чим більша кількість переходів у ході обробки, тим менше уточнення  $\varepsilon_n$ . Очевидно,  $\varepsilon_n < \dots < \varepsilon_4 < \varepsilon_3 < \varepsilon_2 < \varepsilon_1$ . У залежності (2.36) відношення  $\Pi/y_n$  визначає сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ .

Залежність (2.36) можна подати у вигляді:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \varepsilon_n^n, \quad (2.37)$$

де  $\varepsilon_{\text{сум}} = \Pi/y_n$ .

Із залежності (2.37) випливає, що сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  дорівнює добутку уточнень  $\varepsilon_n$ , реалізованих на кожному переході. У табл. 2.1 і на рис. 2.12 наведені розрахункові значення уточнення  $\varepsilon_n$  залежно від кількості переходів  $n$  для  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$ .

Розрахункові значення уточнення  $\varepsilon_n$  й функції  $\tau_{\min}$  для  $B = 1$  с

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_n$	100,0	10,0	4,65	3,15	2,52	2,15
$\tau_{\min}$	100,0	20,0	13,95	12,6	12,6	12,9

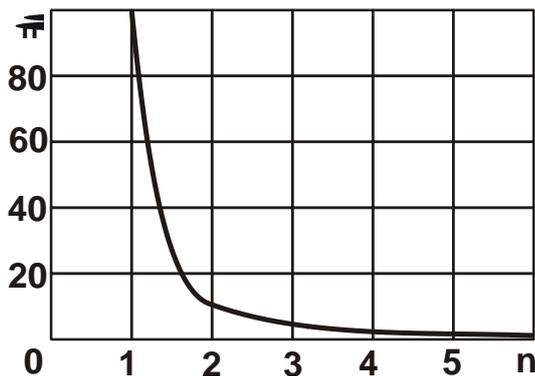


Рис. 2.12. Залежність  $\varepsilon_n$  від  $n$  для  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$

Як впливає з табл. 2.1, зі збільшенням  $n$  уточнення  $\varepsilon_n$  зменшується, причому найбільш інтенсивно при  $n < 4$ . Знаючи уточнення  $\varepsilon_n$ , можна розрахувати всі значення  $y_1, \dots, y_{n-1}$ . Наприклад, для даних:  $n=2$  і  $y_2 = 10$  мкм із табл. 2.1 маємо  $\varepsilon_n = 10$ . Тоді величина пружного переміщення на першому переході дорівнює  $y_1 = 10 \cdot y_2 = 100$  мкм.

Для  $n=6$  і  $y_6 = 10$  мкм із табл. 2.1 маємо  $\varepsilon_n = 2,15$ . Тоді  $y_5 = 2,15 \cdot y_6 = 21,5$  мкм;  $y_4 = 2,15 \cdot y_5 = 46,23$  мкм;  $y_3 = 2,15 \cdot y_4 = 99,4$  мкм;  $y_2 = 2,15 \cdot y_3 = 213,71$  мкм;  $y_1 = 2,15 \cdot y_2 = 459,5$  мкм;  $\Pi = 2,15 \cdot y_1 \approx 1\,000$  мкм.

За законом зміни відношення  $y_{n-1}/y_n$  (яке рівне уточненню  $\varepsilon_n$ ) буде змінюватися й відношення швидкостей радіальної подачі на попередньому  $V_{n-1}$  й наступному  $V_n$  переходах, оскільки швидкість радіальної подачі прямо пропорційна величині пружного переміщення  $y_n = B \cdot V_n$ , що виникає в технологічній системі.

Як впливає із залежності (2.35), параметр  $n$  неоднозначно впливає на функцію  $\tau_{\min}$ , тобто існує екстремум функції  $\tau_{\min}$  від  $n$ . Для визначення екстремального значення  $n$  необхідно визначити першу похідну від функції  $\tau_{\min}$ , що описується залежністю (2.35), й отримане вираження прийняти рівним нулю:

$$\frac{d\tau_{\min}}{dn} = B \cdot \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} \cdot \left( 1 - \frac{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}{n} \right) = 0. \quad (2.38)$$

Звідки екстремальне значення  $n$  визначається:

$$n = \ln \varepsilon_{\text{сум}} \quad \text{або} \quad \varepsilon_{\text{сум}} = e^n, \quad \text{або} \quad k_y = \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}} = e^{-n}, \quad (2.39)$$

де  $k_y$  – коефіцієнт зменшення погрішності.

Отже, справедливі відношення:

$$\varepsilon_n = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = \dots = \frac{y_{n-1}}{y_n} = e; \quad (2.40)$$

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{V_2}{V_3} = \dots = \frac{V_{n-1}}{V_n} = e, \quad (2.41)$$

тобто оптимальним уточненням на розмір оброблюваної поверхні  $\varepsilon_n$  є число  $e \approx 2,72$ . Знаменником спадаючої геометричної прогресії зміни величини пружного переміщення за переходами є число  $e^{-1} \approx 0,36$ .

Для визначення характеру екстремуму функції  $\tau_{\min}$ , що описується залежністю (2.35), визначено другу похідну  $\overset{\text{II}}{\epsilon}_{\min}^n$ :

$$\overset{\text{II}}{\epsilon}_{\min}^n = B \cdot \varepsilon_{\text{сум}}^{\frac{1}{n}} \cdot \frac{\ln^2 \varepsilon_{\text{сум}}}{n^3} > 0. \quad (2.42)$$

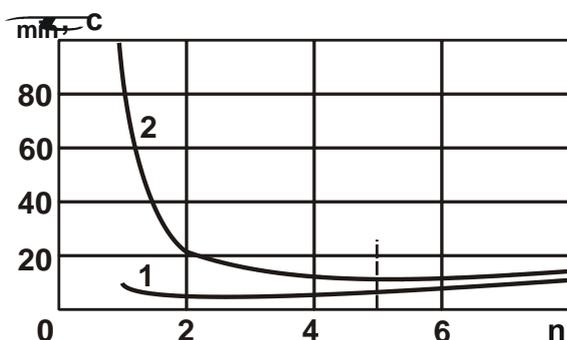


Рис. 2.13. Залежність  $\tau_{\min}$  від  $n$  для різних значень  $\varepsilon_{\text{сум}}$

Умовні позначення: 1 –  $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$ ;

2 –  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$ ;  $B = 1$  с

Друга похідна – позитивна величина, отже, у точці екстремуму наявний мінімум функції  $\tau_{\min}$  (рис. 2.13, див. табл. 2.1).

Значення  $\overset{\text{min}}{\epsilon}_{\min}$  визначається, підставляючи залежність (2.39) у (2.35):

$$\overset{\text{min}}{\epsilon}_{\min} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}} \cdot \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}}, \quad (2.43)$$

або з урахуванням залежності (2.39):

$$\bar{\epsilon}_{\min \text{ min}} = B \cdot n \cdot \left(\frac{n}{n}\right)^{\frac{1}{n}} = B \cdot n \cdot e = B \cdot \ln \epsilon_{\text{сум}} \cdot e. \quad (2.44)$$

Кількісно зв'язок між екстремальним значенням  $n$  і сумарним уточненням  $\epsilon_{\text{сум}}$  показаний в табл. 2.2 для  $B = 1 \text{ с}$  і на рис. 2.14.

Таблиця 2.2

**Розрахункові значення  $\epsilon_{\text{сум}}$  й  $\bar{\epsilon}_{\min \text{ min}}$  залежно від кількості переходів  $n$**

$n$	1	2	3	4	5	6	7	8
$\epsilon_{\text{сум}}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405	1 101	3 000
$\bar{\epsilon}_{\min \text{ min}}$	2,72	5,4	8,1	10,8	13,6	16,3	19,0	21,7

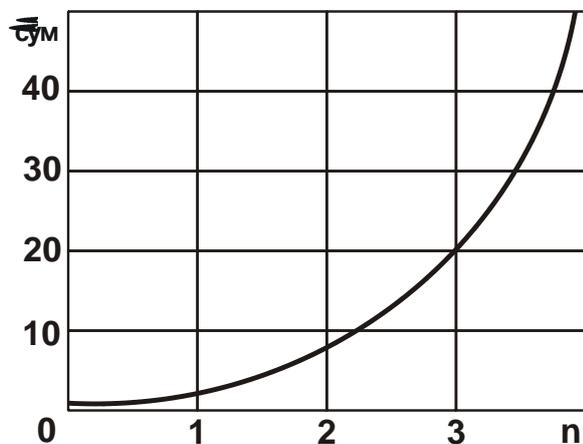


Рис. 2.14. Залежність  $\epsilon_{\text{сум}}$  від  $n$

Як випливає з табл. 2.2, зі збільшенням сумарного уточнення  $\epsilon_{\text{сум}}$  кількість переходів  $n$  збільшується, однак не суттєво. Наприклад, у діапазоні зміни  $\epsilon_{\text{сум}} = 2,72 \dots 54,7$  (що має місце на практиці) кількість переходів  $n$  змінюється в діапазоні  $1 \dots 4$ . Отже, забезпечити найбільшу продуктивність (тобто найменший основний

час обробки) з урахуванням обмеження за точністю розміру поверхні  $y_n$  можна за  $1 \dots 4$  переходи (залежно від сумарного уточнення  $\epsilon_{\text{сум}}$ ).

Даний висновок справедливий і у випадку, якщо розглядати замість переходів операції. Цим, зокрема, можна пояснити те, що на практиці технологічний процес механічної обробки конкретної поверхні деталі включає, як правило, до 4 – 5 операцій. Подальше збільшення кількості операцій збільшує основний час обробки (знижує продуктивність оброб-

ки). У табл. 2.2 наведені також значення  $\epsilon_{\min}^{\sim}$ , розраховані за залежністю (2.44) при  $B = 1$  с. Зі збільшенням сумарного уточнення  $\epsilon_{\text{сум}}$  мінімум основного часу збільшується, що пов'язане з необхідністю забезпечення більш високої точності обробки.

Залежність (2.44), розглядаючи в ній замість параметра  $\epsilon_{\min}^{\sim}$  поточний час обробки  $\tau$ , можна подати у вигляді:

$$k_y = \frac{1}{\epsilon_{\text{сум}}} = e^{-\frac{\tau}{B \cdot e}}. \quad (2.45)$$

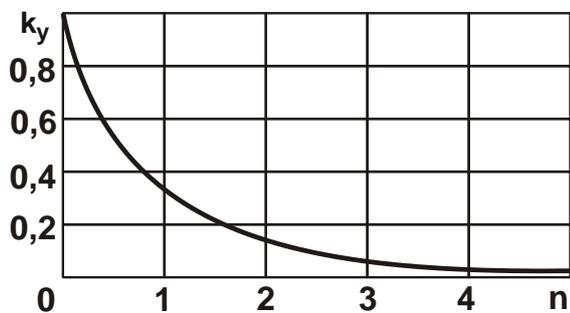


Рис. 2.15. Залежність  $k_y$  від  $n$

За умови  $\frac{\tau}{B \cdot e} = n$  залежність (2.45) ідентична залежності (2.39). Таким чином, прийшли до експоненціального закону зміни коефіцієнта зміни погрішності  $k_y$  зі збільшенням часу обробки  $\tau$  або кількості переходів  $n$  (рис. 2.15).

Наведене теоретичне рішення погодиться з аналогічним теоретичним рішенням, отриманим Маталінім А. О. [45] стосовно поздовжнього точіння.

Уточнення  $\epsilon$  (відношення однойменних погрішностей заготовки  $\Delta_{\text{поч.заг}}$  й обробленої деталі  $\Delta_{\text{обр.дет}}$ ) визначається наближеною емпіричною залежністю:

$$\epsilon = \frac{\Delta_{\text{поч.заг}}}{\Delta_{\text{обр.дет}}} = \frac{c}{C_y \cdot S^{Y_p} \cdot \text{HB}^n}, \quad (2.46)$$

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

$C_y$  – постійна, залежна від характеристик різального інструмента (визначається експериментально);

$Y_p, n$  – постійні дані (визначаються експериментально);

$S$  – подача, м/об.;

$\text{HB}$  – твердість оброблюваного матеріалу.

Залежність (2.46) отримана на основі емпіричної залежності для визначення радіальної складової сили різання. Як видно, уточнення  $\varepsilon$  тим більше, чим більша жорсткість технологічної системи й менше подача  $S$  та твердість оброблюваного матеріалу  $HB$ . Після  $i$ -го ходу різця:

$$\Delta_{\text{обр.дет}} = \frac{\Delta_{\text{поч.заг}}}{\varepsilon^i} = \Delta_{\text{поч.заг}} \cdot \left( \frac{C_y \cdot S^{y_p} \cdot HB^n}{c} \right)^i. \quad (2.47)$$

Із залежності (2.47) випливає, що після кожного ходу різця погрішність оброблюваної деталі зменшується обернено пропорційно уточненню  $\varepsilon$  й жорсткості технологічної системи, тобто чим більші ці величини, тим менше  $\Delta_{\text{обр.дет}}$ . Однак, як зазначається в роботі [45], зменшення  $\Delta_{\text{обр.дет}}$  не безмежно, воно відбувається лише до певного числа ходів різця, обумовленого характеристиками технологічної системи.

Виходячи із залежності (2.47), сумарне уточнення визначається добутком уточнень  $\varepsilon$ , реалізованих при кожному ході інструмента, що відповідає залежності (2.37). При цьому уточнення  $\varepsilon$  пропонується розраховувати за залежності (2.46), у яку входять подача  $S$  й твердість матеріалу  $HB$ . Очевидно, подача  $S$  може змінюватися в широких межах, що визначає зміну в широких межах уточнення  $\varepsilon$ . Тому необхідно знати оптимальне значення уточнення  $\varepsilon$  залежно від подачі  $S$ , а також оптимальну кількість ходів інструмента, що вимагає рішення оптимізаційних завдань. В отриманому ж у даній роботі рішенні встановлене оптимальне значення уточнення  $\varepsilon$ , що дорівнює числу  $e \approx 2,72$ . Цим показано, що оптимальне уточнення  $\varepsilon$  не залежить від умов обробки.

Даний висновок підтверджується відомою й широко застосовуваною на практиці емпіричною залежністю [105] для визначення кількості операцій або переходів у ході обробки конкретної поверхні:

$$k_j = \frac{\lg \varepsilon_{0j}}{a}, \quad (2.48)$$

де  $a$  – коефіцієнт ( $a = 0,45 - 0,5$ );

$j = d; R_z; \Delta$  – індекс, який позначає параметр геометричного розміру, параметр шорсткості й параметр взаємного розташування поверхонь.



Уточнення поверхонь заготовок розрізняються за геометричним розміром  $\varepsilon d_0$ , шорсткістю поверхні  $\varepsilon R_{z,заг}$  й взаємним розташуванням поверхонь  $\varepsilon \Delta_0$ :

$$\varepsilon d_0 = \frac{Td_{заг}}{Td_{дет}}; \quad \varepsilon R_{z0} = \frac{TR_{z,заг}}{TR_{z,дет}}; \quad \varepsilon \Delta_0 = \frac{T\Delta_{заг}}{T\Delta_{дет}}, \quad (2.49)$$

де  $Td_{заг}$ ,  $TR_{z,заг}$ ,  $T\Delta_{заг}$  – допуски відповідно на розмір, шорсткість і взаємне розташування поверхонь заготовок;

$Td_{дет}$ ,  $TR_{z,дет}$ ,  $T\Delta_{дет}$  – допуски відповідно на розмір, шорсткість і взаємне розташування поверхонь готової деталі.

Відповідно до залежності (2.48), зі збільшенням  $\varepsilon d_0$  кількість переходів збільшується. Аналогічна закономірність впливає із залежності (2.39) зі збільшенням сумарного уточнення  $\varepsilon_{сум}$ . При цьому у двох випадках кількість переходів змінюється за одним законом – логарифмічним, найбільш інтенсивно за залежністю (2.39), оскільки підставою натурального логарифма є число  $e$ . Відповідно до залежності (2.48), підставою десяткового логарифма є число 10, тому даний логарифм і відповідно кількість переходів змінюються меншою мірою.

Перетворюючи залежність (2.48)

$$\varepsilon d_0 = 10^{a \cdot k_j} \approx 3,1^{k_j}, \quad (2.50)$$

отримано залежність, близьку до залежності (2.39), що свідчить про вірогідність розробленого в роботі теоретичного підходу до оптимізації структури й параметрів операції круглого врізного шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні.

Таким чином, у роботі отримане аналітичне рішення завдання визначення оптимальної кількості переходів операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й оптимального значення уточнення, що може бути також використане для визначення в першому наближенні оптимальної кількості переходів і операцій різних технологічних процесів механічної обробки.

### 2.1.3. Розрахунок величин припусків і виникаючих у технологічній системі пружних переміщень на кожному переході

Важливо проаналізувати закономірності зміни фактичних припусків на кожному переході під час круглого урізного шліфування в  $n$  переходів:

$$\begin{cases} \bar{\Pi}_1 = \Pi - y_1, \\ \bar{\Pi}_2 = y_1 - y_2, \\ \bar{\Pi}_3 = y_2 - y_3, \\ \dots\dots\dots \dots\dots\dots \dots, \\ \bar{\Pi}_n = y_{n-1} - y_n, \end{cases} \quad (2.51)$$

де  $\bar{\Pi}_1, \bar{\Pi}_2, \bar{\Pi}_3, \dots, \bar{\Pi}_n$  – фактичні припуски, що видаляються на кожному переході, м.

Для аналізу закономірностей зміни фактичних припусків на кожному переході слід звернутися до рішення, отриманого у ході круглого врізного шліфування в 4 переходи й описуваного залежностями (2.28), (2.29), (2.30). Суму значень  $\bar{\Pi}_1, \bar{\Pi}_2, \bar{\Pi}_3, \bar{\Pi}_4$  позначено через  $\bar{\Pi}_{\text{пот}}$  (поточне значення припуску):

$$\Pi_{\text{пот}} = \bar{\Pi}_1 + \bar{\Pi}_2 + \bar{\Pi}_3 + \bar{\Pi}_4 = \overbrace{\Pi - y_1} + \overbrace{y_1 - y_2} + \overbrace{y_2 - y_3} + \overbrace{y_3 - y_4}, \quad (2.52)$$

де  $\bar{\Pi}_1, \bar{\Pi}_2, \bar{\Pi}_3, \bar{\Pi}_4$  – фактичні припуски, що видаляються на кожному із чотирьох переходів, м;

$$\bar{\Pi}_1 = \Pi - \sqrt[4]{\Pi^3 \cdot y_4}; \quad (2.53)$$

$$\bar{\Pi}_2 = \sqrt[4]{\Pi^3 \cdot y_4} - \sqrt[4]{\Pi^2 \cdot y_4^2}; \quad (2.54)$$

$$\bar{\Pi}_3 = \sqrt[4]{\Pi^2 \cdot y_4^2} - \sqrt[4]{\Pi \cdot y_4^3}; \quad (2.55)$$

$$\bar{\Pi}_4 = \sqrt[4]{\Pi \cdot y_4^3} - y_4. \quad (2.56)$$

У цьому випадку величина пружного переміщення  $y_4$ , що виникає в технологічній системі на четвертому переході, визначає точність розміру оброблюваної поверхні. Заслуговує на увагу відносна величина

$$\frac{\Pi_{\text{ПОТ}}}{\Pi} = \left[ 1 - \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{1}{4}} \right] + \left[ \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{1}{4}} - \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{2}{4}} \right] + \left[ \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{2}{4}} - \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{3}{4}} \right] + \left[ \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{3}{4}} - \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}} \right)^{\frac{4}{4}} \right], \quad (2.57)$$

де  $\varepsilon_{\text{СУМ}} = \Pi / y_4 > 1$ .

Для  $\varepsilon_{\text{СУМ}} = 49$  маємо:  $\frac{\Pi_{\text{ПОТ}}}{\Pi} = (1 - 0,38) + (0,38 - 0,14) + (0,14 - 0,054) + (0,054 - 0,02) = 0,62 + 0,24 + 0,086 + 0,034 = 0,98$ .

У сумі  $\frac{\Pi_{\text{ПОТ}}}{\Pi} + \frac{1}{z} = 0,98 + 0,2 = 1,0$ , тобто розрахунки виконані правильно. Як видно, відносна величина припуску, що знімається на кожному наступному переході зменшується за законом геометричної прогресії. Отже, відношення припуску, що знімається на попередньому й наступному переходах залишається однаковою величиною.

Сумарна величина пружного переміщення визначається:

$$y = y_1 + y_2 + y_3 + y_4 = \sqrt[4]{\Pi^3 \cdot y_4} + \sqrt[4]{\Pi^2 \cdot y_4^2} + \sqrt[4]{\Pi \cdot y_4^3} + y_4. \quad (2.58)$$

Відносна величина  $y/\Pi$  дорівнює:

$$\begin{aligned} \frac{y}{\Pi} &= \sqrt[4]{\frac{y_4}{\Pi}} + \sqrt[4]{\left(\frac{y_4}{\Pi}\right)^2} + \sqrt[4]{\left(\frac{y_4}{\Pi}\right)^3} + \sqrt[4]{\left(\frac{y_4}{\Pi}\right)^4} = \\ &= \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}}\right)^{\frac{1}{4}} + \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}}\right)^{\frac{2}{4}} + \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}}\right)^{\frac{3}{4}} + \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{СУМ}}}\right)^{\frac{4}{4}}. \end{aligned} \quad (2.59)$$

Із залежності (2.59) випливає, що відносна величина пружного переміщення на кожному наступному переході зменшується. Відповідно сумарний припуск, що знімається, фактично збільшується:

$$\left(1 - \frac{y}{\Pi}\right) = 1 - \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}}\right)^{\frac{1}{4}} - \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}}\right)^{\frac{2}{4}} - \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}}\right)^{\frac{3}{4}} - \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}}\right)^{\frac{4}{4}}. \quad (2.60)$$

Наведені рішення (2.59), (2.60) можна поширити для аналізу круглого врізного шліфування в  $n$  переходів:

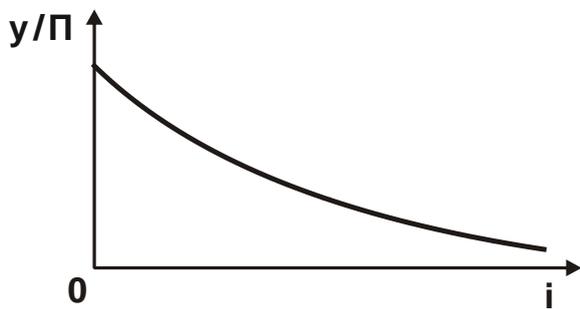


Рис. 2.16. Залежність  $y/\Pi$  від поточного значення переходу  $i$

$$\frac{y}{\Pi} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}}\right)^{\frac{1}{i}}. \quad (2.61)$$

У міру збільшення поточного значення переходу  $i$  (під час круглого врізного шліфування в  $n$  переходів) доданки ряду, описуваного залежністю (2.61), зменшуються (рис. 2.16).

Таким чином, аналітично описаний процес знімання припуску під час круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

#### 2.1.4. Загальне рішення завдання оптимізації структури й параметрів операції круглого врізного шліфування зі значною кількістю переходів

Використовуючи перетворену залежність (2.3), отримано загальне рішення завдання оптимізації структури й параметрів операції круглого врізного шліфування зі значною кількістю переходів за критерієм основного часу обробки:

$$\tau = \left(\frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2}{V_2}\right) + \frac{y_1}{V_2}. \quad (2.62)$$

Очевидно, сума  $\left(\frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2}{V_2}\right) > \frac{\Pi_1 + \Pi_2}{V_1} = \frac{\Pi}{V_1}$ , де  $V_1 > V_2$ . Тому з погляду зменшення основного часу обробки  $\tau$  доцільно прийняти  $\Pi_1 = \Pi$ ;  $\Pi_2 = 0$ . До аналогічного результату можна прийти, розбиваючи сумарний припуск  $\Pi$  на  $n$  елементарних припусків, що знімаються на кожному  $n$ -му переході (рис. 2.17).

Для цього отримано залежність:

$$\begin{aligned} \tau &= \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \dots + \tau_n = \frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2 + y_1}{V_2} + \frac{\Pi_3 + y_2}{V_3} + \dots + \frac{\Pi_n + \delta_{n-1}}{V_n} = \\ &= \left(\frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2}{V_2} + \frac{\Pi_3}{V_3} + \dots + \frac{\Pi_n}{V_n}\right) + \left(\frac{y_1}{V_2} + \frac{y_2}{V_3} + \frac{y_3}{V_4} + \dots + \frac{y_{n-1}}{V_n}\right), \end{aligned} \quad (2.63)$$

де  $\tau_n$ ,  $\Pi_n$ ,  $y_n$ ,  $V_n$  – відповідно основний час обробки, величина припуску, величина пружного переміщення й швидкість радіальної подачі на  $n$ -му переході.

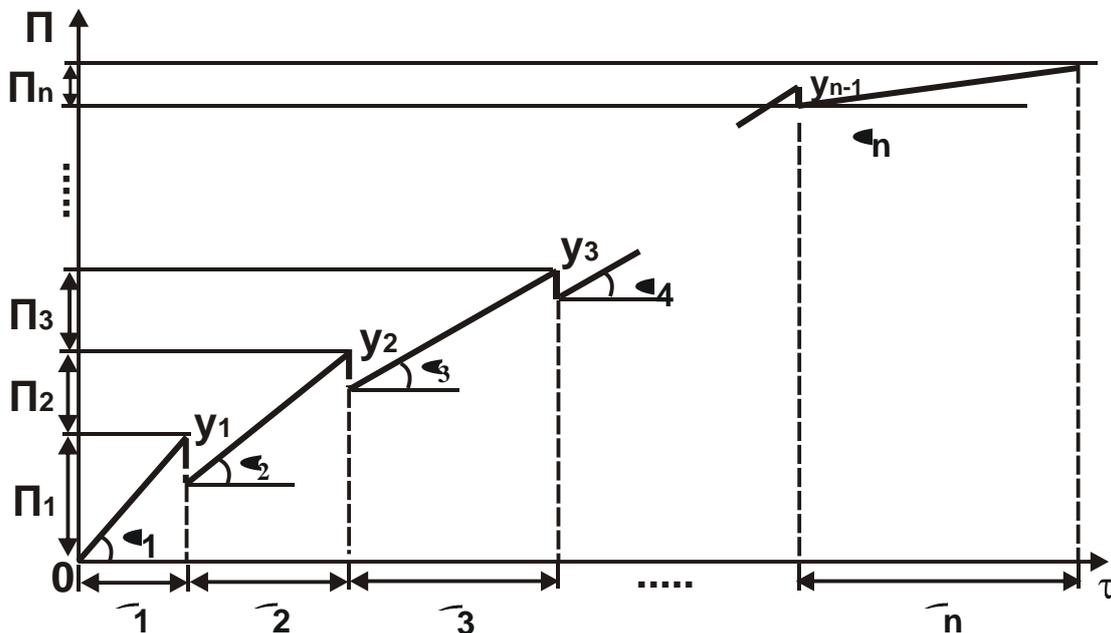


Рис. 2.17. Характер зміни величини припуску із часом обробки

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha_1 = V_1$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_2 = V_2$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_3 = V_3$ ; ...;  $\operatorname{tg} \alpha_n = V_n$

Очевидно, перший доданок залежності (2.63), укладений в дужки, буде більше величини  $\Pi/V_1$ , тобто:

$$\left( \frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2}{V_2} + \frac{\Pi_3}{V_3} + \dots + \frac{\Pi_n}{V_n} \right) > \frac{\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 + \dots + \Pi_n}{V_1} = \frac{\Pi}{V_1}, \quad (2.64)$$

де  $V_1 > V_2 > V_3 > \dots > V_n$ .

Тому з метою зменшення основного часу обробки  $\tau$  необхідно виконати умови:  $\Pi_1 = \Pi$ ;  $\Pi_2 = \Pi_3 = \dots = \Pi_n = 0$ , які відповідають висновку, що впливає із залежностей (2.8) і (2.13). Характер зміни величини припуску із часом обробки в цьому випадку показаний на рис. 2.11.

Із залежності (2.63) випливає ще одне важливе рішення, яке дозволяє зменшити основний час обробки  $\tau$ . Воно полягає у вилученні другого доданка (взятого в дужки) із залежності (2.63), тобто вилученні того часу обробки, що затрачається на усунення проміжних значень пружного переміщення  $y_1, y_2, \dots, y_{n-1}$ .

Дана умова може бути досягнута за рахунок здійснення не дискретно змінюваної в часі швидкості радіальної подачі (яка була розглянута), а безупинно змінюваної швидкості радіальної подачі, коли під час шліфування відсутнє відновлення пружних переміщень  $y_1, y_2, \dots, y_{n-1}$  у результаті того, що шліфувальний круг постійно перебуває в контакті з оброблюваною деталлю (рис. 2.18).

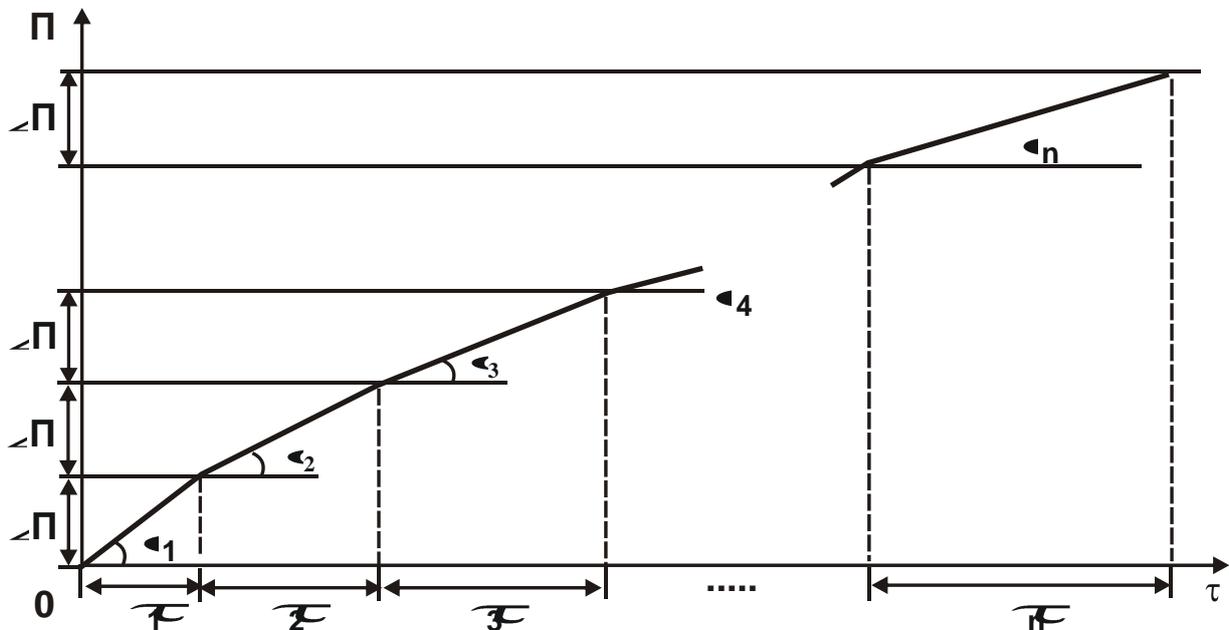


Рис. 2.18. Характер зміни величини припуску із часом обробки

Умовні позначення:  $\operatorname{tg} \alpha_1 = V_1$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_2 = V_2$ ;  $\operatorname{tg} \alpha_3 = V_3$ ; ...;  $\operatorname{tg} \alpha_n = V_n$

Таким чином показано, що існують два основні напрями зниження основного часу обробки  $\tau$ , описуваного залежністю (2.63).

Перший напрям полягає в тому, що на першому переході здійснюється радіальне переміщення шліфувального круга на всю величину припуску  $\Pi$ . Потім шліфувальний круг виводиться з контакту з оброблюваною деталлю, що приводить до відновлення пружного переміщення  $y_1$ , що виникло.

На другому переході виконується радіальне переміщення шліфувального круга на величину  $y_1$  зі швидкістю радіальної подачі  $V_2$ , яка менше швидкості радіальної подачі  $V_1$ . На третьому переході виконується радіальне переміщення шліфувального круга на величину пружного переміщення  $y_2$ , яке виникло на другому переході, зі швидкістю радіальної подачі  $V_3 < V_2$  та ін.

Як видно, наявний дискретний характер зміни швидкості радіальної подачі в часі обробки. Виходячи із залежності (2.63), основний час обробки  $\tau$  в даному (першому) випадку буде описаний так:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_1} + \left( \frac{y_1}{V_2} + \frac{y_2}{V_3} + \frac{y_3}{V_4} + \dots + \frac{y_{n-1}}{V_n} \right). \quad (2.65)$$

З урахуванням відношень  $V_1 = y_1/B$ , ...,  $V_n = y_n/B$  приходимо до залежності (2.34), на основі якої проведена оптимізація структури операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

У другому випадку, як було зазначено, швидкість радіальної подачі змінюється безупинно в часі, що приводить до вилучення в залежності (2.63) другого доданка (взятого в дужки). У результаті залежність (2.63) набуде вигляду:

$$\tau = \left( \frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2}{V_2} + \frac{\Pi_3}{V_3} + \dots + \frac{\Pi_n}{V_n} \right). \quad (2.66)$$

Для аналізу можна припустити, що справедлива умова  $\Pi_1 = \Pi_2 = \Pi_3 = \dots = \Pi_n = \Delta\Pi = \Pi/n$ , де  $n$  – кількість переходів. Тоді, оче-

видно, на кожному переході, починаючи із другого, буде віддалятися припуск, рівний  $\Delta\Pi + \Delta y$ , де  $\Delta y = y_1/n = y_n$  – задана точність розміру оброблюваної поверхні;  $y_1$  – пружне переміщення, що виникає на першому переході. Виходячи із цього, величина пружного переміщення, що виникає на першому переході, виразиться залежністю  $y_1 = n \cdot \Delta y$ . Величина пружного переміщення, що виникає на другому переході, відповідно виразиться залежністю  $y_2 = (n-1) \cdot \Delta y$ ; на третьому переході –  $y_3 = (n-2) \cdot \Delta y$  і т. д.

На  $n$ -му (останньому) переході –  $y_n = 1 \cdot \Delta y$ . Відповідно швидкості радіальної подачі на кожному з  $n$  переходів виражаться:

$$V_1 = \frac{n \cdot \Delta y}{B}; \quad V_2 = \frac{(n-1) \cdot \Delta y}{B}; \quad \dots; \quad V_n = \frac{1 \cdot \Delta y}{B}; \quad \dots$$

Підставляючи вираження для визначення  $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_n$  і  $V_1, V_2, V_3, \dots, V_n$  в залежність (2.66), отримано:

$$\tau = B \cdot \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} \cdot \left[ \frac{1}{n} + \frac{1}{(n-1)} + \frac{1}{(n-2)} + \dots + 1 \right], \quad (2.67)$$

де  $\Delta\Pi = \frac{\Pi}{n} = \Pi \cdot \frac{\Delta y}{y_1}$ ;

$$\frac{\Delta\Pi}{\Delta y} = \frac{\Pi}{y_1}.$$

Остаточно залежність (2.67) набуде вигляду:

$$\tau = B \cdot \frac{\Pi}{y_1} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{2} + \frac{1}{3} + \dots + \frac{1}{n} \right]. \quad (2.68)$$

Що становить даний ряд?

У роботі [6] показано, що функцію  $\ln x$  можна розкласти в ряд:

$$\ln x = \frac{x-1}{1} - \frac{(x-1)^2}{2} + \frac{(x-1)^3}{3} - \frac{(x-1)^4}{4} + \dots \quad (2.69)$$



Для  $x < 1$ :

$$\ln x = - \left[ \frac{(-x)}{1} + \frac{(-x)^2}{2} + \frac{(-x)^3}{3} + \frac{(-x)^4}{4} + \dots \right]. \quad (2.70)$$

Якщо розглядати величину  $x$  достатньо малою величиною ( $x \ll 1$ ), то з певними допущеннями можна прийняти  $(-x)^n \approx 1$ . Тоді залежність (2.70) спроститься:

$$\ln x = - \left( 1 + \frac{1}{2} + \frac{1}{3} + \frac{1}{4} + \dots \right). \quad (2.71)$$

У підсумку приходимо до ряду, описуваному залежністю (2.68), розглядаючи в ній як величину  $x$  відношення  $y_n/y_1 \ll 1$ , де  $y_n$  – задана точність розміру оброблюваної поверхні;  $y_1$  – початкова величина пружного переміщення.

Як видно,  $x < 1$ , що свідчить про правочинність подання ряду (2.69) у вигляді (2.70) і відповідно залежності (2.71).

З урахуванням сказаного залежність (2.68) набуде вигляду:

$$\tau = -B \cdot \frac{\Pi}{y_1} \cdot \ln \frac{y_n}{y_1} \quad (2.72)$$

або

$$y_n = y_1 \cdot e^{-\frac{y_1 \tau}{\Pi B}}. \quad (2.73)$$

Відповідно поточна швидкість радіальної подачі виразиться:

$$V = \frac{y_n}{B} = \frac{y_1}{B} \cdot e^{-\frac{y_1 \tau}{\Pi B}}. \quad (2.74)$$

Як видно, параметри  $y_n$  й  $V$  із часом обробки  $\tau$  безупинно зменшуються за експонентним законом (рис. 2.19). У початковий момент об-

робки ( $\tau = 0$ , що відповідає початку умовного другого переходу) швидкість радіальної подачі набуває значення  $V = y_1/B$ , а величина пружного переміщення –  $y_n = y_1$ .

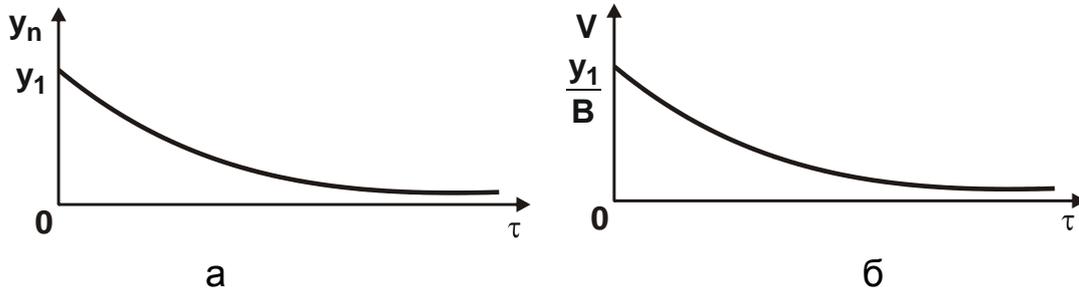


Рис. 2.19. Характер зміни параметрів  $y_n$  (а) і  $V$  (б) із часом обробки  $\tau$

Важливо провести аналіз залежності (2.72), розглядаючи в ній величину пружного переміщення  $y_n$  заданою, яка визначає точність розміру оброблюваної поверхні. Для цього залежність (2.72) наведена:

$$\tau = B \cdot \frac{\Pi}{y_1} \cdot (\ln y_1 - \ln y_n). \quad (2.75)$$

Як видно, величина  $y_1$  неоднозначно впливає на основний час обробки  $\tau$ , тобто існує екстремум функції  $\tau$  від змінної величини  $y_1$ .

Підкоряючи функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму, отримано:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \Pi \cdot \left[ -\frac{1}{y_1^2} \cdot (\ln y_1 - \ln y_n) + \frac{1}{y_1^2} \right] = B \cdot \frac{\Pi}{y_1^2} \cdot [ -(\ln y_1 - \ln y_n) ] = 0. \quad (2.76)$$

Звідки

$$\ln \frac{y_1}{y_n} = 1 \quad (2.77)$$

або

$$\frac{y_1}{y_n} = e, \quad (2.78)$$

де число  $e \approx 2,72$ .

Знак другої похідної функції  $\tau$  визначається:

$$\tau''_{y_1} = -B \cdot \frac{\Pi}{y_1^3} \cdot \left( 1 + 2 \cdot \ln \frac{y_1}{y_n} \right) < 0. \quad (2.79)$$

Знак “-” відповідає максимуму функції  $\tau$  (рис. 2.20). Підставляючи залежність (2.78) в (2.75), визначено максимальне значення основного часу обробки  $\tau_{\max}$ :

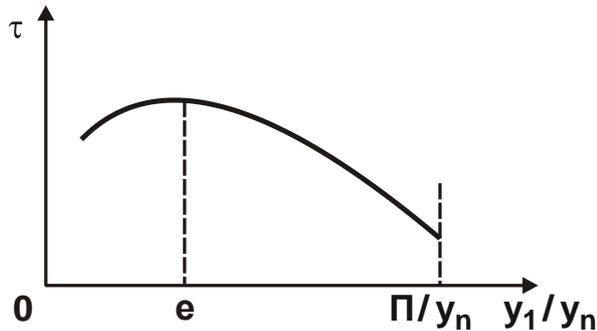


Рис. 2.20. Зміна функції  $\tau$  залежно від  $y_1/y_n$

$$\tau_{\max} = \frac{B}{e} \cdot \frac{\Pi}{y_n}. \quad (2.80)$$

Як впливає з отриманої залежності, значення  $\tau_{\max}$  цілком однозначно визначається відношенням  $\Pi/y_n$ . З його збільшенням  $\tau_{\max}$

збільшується. Виходячи з рис. 2.20, зменшити основний час обробки  $\tau$  можна двома шляхами: 1)  $y_1 = \Pi$ ; 2)  $y_1 \rightarrow 0$ .

Однак відповідно до умов завдання:  $y_1/y_n = n > 1$ . Тому друга умова нездійсненна. Найменше значення функція  $\tau$  буде набувати за умови  $y_1 = \Pi$ , тобто на першому (умовному) переході необхідно забезпечити натяг  $y_1$  у технологічній системі, рівний величині припуску  $\Pi$ . Це досягається під час шліфування з постійною швидкістю радіальної подачі  $V = y_1/B$ , здійснюючи переміщення шліфувального круга в напрямі подачі на величину  $\Pi$ . Потім радіальна подача круга відключається ( $V = 0$ ), і знімання припуску відбувається під дією пружно-відновлювальної сили, обумовленої пружними переміщеннями в технологічній системі, тобто за схемою виходжування.

Таким чином, показано, що найбільш продуктивною схемою круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі, яка забезпечує задану точність розміру оброблюваної поверхні, є схема виходжування.

Мінімальне значення основного часу обробки  $\tau_{\min}$  визначиться із залежності (2.75) за умови  $y_1 = \Pi$ :

$$\tau_{\min} = B \cdot \ln \frac{\Pi}{y_n}, \quad (2.81)$$

де  $\varepsilon_{\text{сум}} = \Pi / y_n$  – сумарне уточнення.

Як видно, величина  $\tau_{\min}$  тим менше, чим менші параметри  $B$  і  $\varepsilon_{\text{сум}}$ . У табл. 2.3 і на рис. 2.21 наведені значення основного часу обробки  $\tau$ , розраховані за залежністю (2.75) для  $B = 1$  с і  $\Pi / y_n = 100$ .

Таблиця 2.3

### Розрахункові значення $\tau$

$y_1/y_n$	2	2,72	3	4	5	10	50	100
$\tau$ , с	35	36,7	36,6	34,75	32,2	23,1	7,84	4,6

Як впливає з табл. 2.3, найбільше значення  $\tau = 36,7$  с, а найменше –  $\tau = 4,6$  с. Їхнє відношення дорівнює 8, що свідчить про істотну зміну основного часу обробки  $\tau$  зі зміною відношення  $y_1/y_n$ . Розглядаючи  $y_n$  як

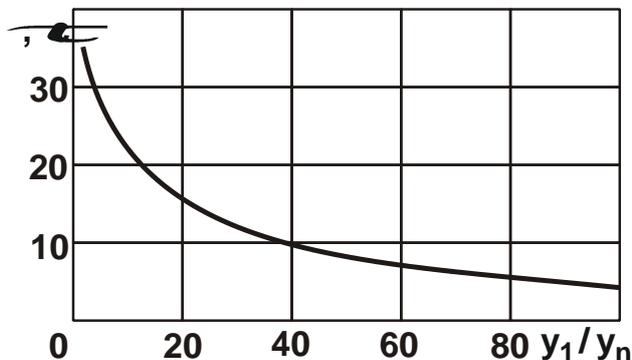


Рис. 2.21. Залежність  $\tau$  від  $y_1/y_n$

змінну величину, що визначає поточне пружне переміщення, залежності (2.73) і (2.74) для  $y_1 = \Pi$  набудуть вигляду:

$$y_n = \Pi \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}; \quad (2.82)$$

$$V = \frac{\Pi}{B} \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}. \quad (2.83)$$

Залежність (2.81) відповідає вихідній залежності (2.68), що погоджує основний час обробки  $\tau$  з кількістю переходів  $n$ .

Слід визначити кількість переходів  $n$ , необхідну для забезпечення  $\tau_{\min}$ . З умови завдання відомо, що  $n = y_1 / \Delta y$ . Приймаючи  $y_1 = \Pi$ ,  $\Delta y = y_n$ , маємо  $n = \Pi / y_n$ . Отже, кількість переходів  $n$  визначається від-

ношенням величини припуску  $\Pi$  і заданої точності розміру оброблюваної поверхні  $y_n$ . Наприклад, при  $\Pi = 1\ 000$  мкм,  $y_n = 10$  мкм необхідна кількість переходів дорівнює  $n = 100$ . На кожному переході знімається припуск величиною  $\Delta\Pi + \Delta y = \frac{\Pi}{n} + \frac{\Pi}{n} = 2 \cdot \frac{\Pi}{n} = 20$  мкм.

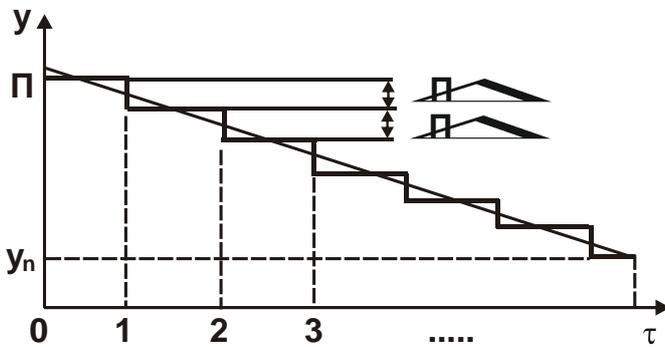


Рис. 2.22. Залежність  $y$  від  $\tau$

Умовні позначення:  $n$  – кількість переходів

Характер зміни при цьому величини пружного переміщення  $y$  показаний на рис. 2.22. Аналогічним буде характер зміни швидкості радіальної подачі  $V$ . На першому переході –  $V_1 = \Pi/B$ , на другому переході –  $V_2 = \frac{\Pi - \Delta\Pi}{B}$ , на третьому переході –  $V_3 = \frac{\Pi - 2 \cdot \Delta\Pi}{B}$  і т. д. На

останньому переході –  $V_n = \frac{y_n}{B}$ . На рис. 2.23 в узагальненому вигляді структурно показані умови зменшення основного часу обробки  $\tau$ , які впливають із залежності (2.64).

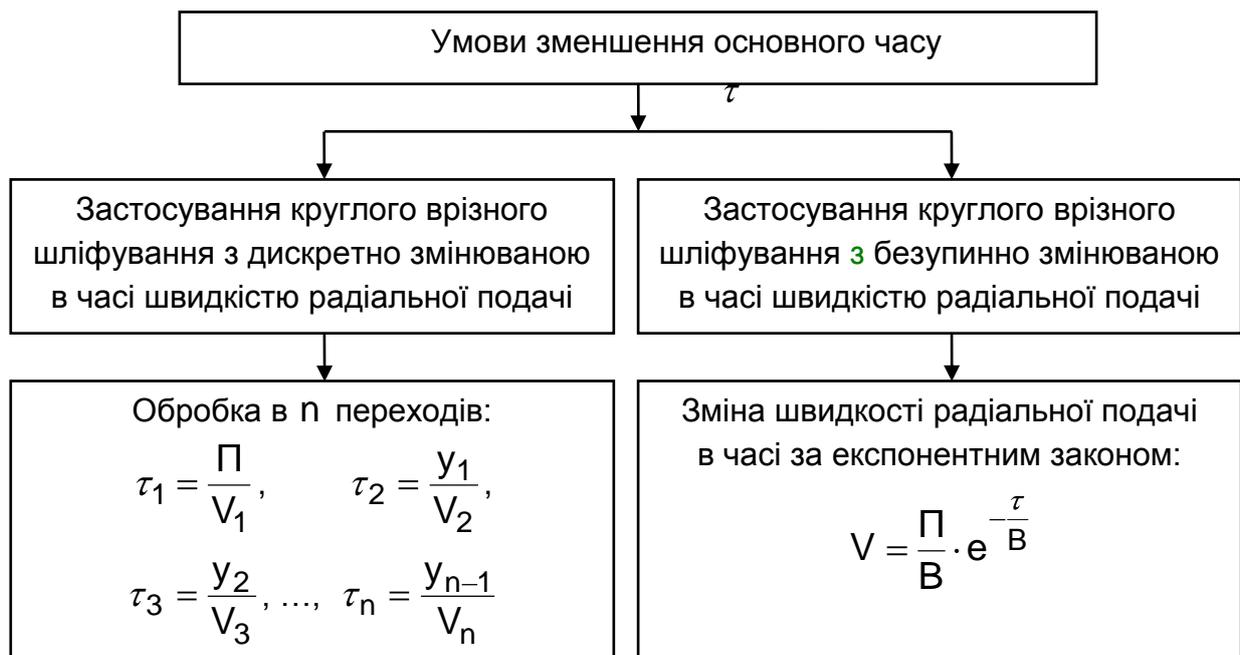


Рис. 2.23. Умови зменшення основного часу обробки  $\tau$



$$-\frac{\tau}{B} = \ln V + \ln C, \quad (2.87)$$

тоді

$$V = \frac{1}{C} \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}, \quad (2.88)$$

де  $C$  – постійна інтегрування.

Таким чином, установлений закон зміни швидкості радіальної подачі  $V$  із часом обробки  $\tau$ .

Використовуючи залежність (2.88), визначено пружне переміщення, що виникає в технологічній системі  $y = y_n$ :

$$y = B \cdot V = \frac{B}{C} \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}. \quad (2.89)$$

Постійна інтегрування  $C$  встановлюється з початкової умови:  $y(\tau = 0) = y_1$ . Тоді

$$C = \frac{B}{y_1}. \quad (2.90)$$

Підставляючи отримане вираження (2.90) у залежності (2.88) і (2.89), маємо:

$$V = \frac{y_1}{B} \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}; \quad (2.91)$$

$$y = y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}. \quad (2.92)$$

Як випливає із залежностей (2.91) і (2.92), швидкість радіальної подачі  $V$  й пружне переміщення  $y$  із часом обробки  $\tau$  зменшуються за експонентним законом (рис. 2.24).

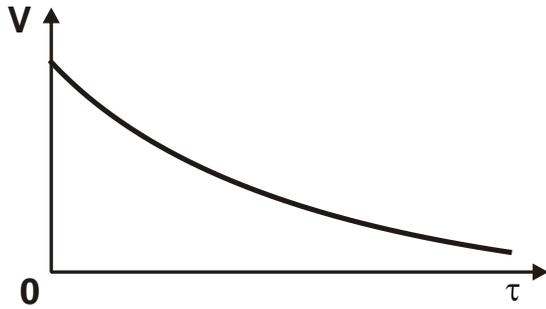


Рис. 2.24. Залежність  $V$  від  $\tau$

Отримані залежності аналітично описують процес знімання припуску з безупинно змінюваною (зменшуваною) із часом обробки швидкістю радіальної подачі  $V$ . Вони відрізняються від аналогічних залежностей (установлених раніше) під час круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

Якщо в першому випадку параметри  $V$  й  $y$  зменшуються за експонентним законом, то в другому випадку – за законом спадаючої прогресії.

Використовуючи залежність (2.92), визначено час обробки  $\tau$ , за який пружне переміщення в технологічній системі зменшиться від початкового значення  $y_1$  до заданого значення  $y$ , що визначає точність розміру оброблюваної поверхні:

$$\tau = -B \cdot \ln \frac{y}{y_1}. \quad (2.93)$$

Час  $\tau$  визначає тривалість  $n$  переходів, крім часу першого переходу, на якому формується величина пружного переміщення  $y_1$ . Тому сумарний час  $n$  переходів дорівнює сумі часу першого переходу  $\Pi/V_1$  й часу всіх наступних  $(n-1)$  переходів, що визначається залежністю (2.93):

$$\tau = \frac{\Pi}{V_1} - B \cdot \ln \frac{y}{y_1} = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} - \ln y + \ln y_1 \right), \quad (2.94)$$

де  $y_1 = B \cdot V_1$ .

Як видно, величина  $y_1$  неоднозначно впливає на час обробки  $\tau$ , тобто існує екстремум функції  $\tau$  від величини  $y_1$ . Для його визначення слід підкорити функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_1} \right) = 0, \quad (2.95)$$



звідки

$$y_1 = \Pi. \quad (2.96)$$

Таким чином показано, що на першому (умовному) переході знімання припуску не відбувається, а формується лише натяг у технологічній системі, рівний величині припуску  $\Pi$ .

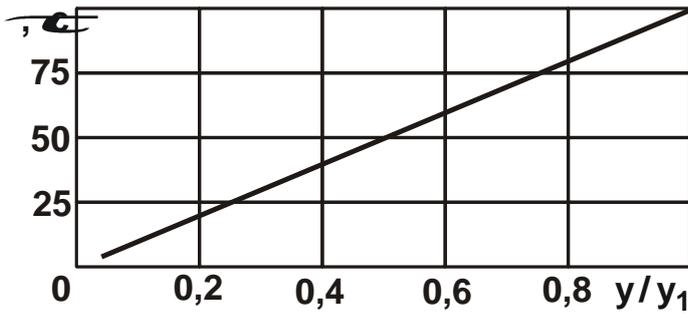


Рис. 2.25. Залежність  $\tau$  від  $u/y_1$

Друга похідна функції  $\tau$  в точці екстремуму  $\tau''_{y_1} = \frac{B}{\Pi^2} > 0$  – позитивна величина. Отже, у точці екстремуму має місце мінімум функції  $\tau$ . На рис. 2.25 показаний характер зміни основного часу обробки  $\tau$  від відношення  $u/y_1$ .

Мінімальне значення часу  $\tau_{\min}$  дорівнює:

$$\tau_{\min} = B \cdot \left( 1 + \ln \frac{\Pi}{y} \right). \quad (2.97)$$

У цьому випадку відношення  $\Pi/y = \varepsilon_{\text{сум}} > 1$ , де  $\varepsilon_{\text{сум}}$  – сумарне уточнення. Тоді

$$\tau_{\min} = B \cdot \left( 1 + \ln \varepsilon_{\text{сум}} \right). \quad (2.98)$$

У результаті отримана аналітична залежність для визначення мінімального основного часу обробки  $\tau_{\min}$  у процесі круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

Слід порівняти дану залежність із аналогічною залежністю (2.45), отриманою для круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

Неважко бачити, що час, розрахований за залежністю (2.98), буде завжди менше часу, розрахованого за залежністю (2.45). Цим показано, що кругле врізне шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю

радіальної подачі більш продуктивне порівняно із круглим врізним шліфуванням із дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі, виконуваною за певну кількість переходів.

Необхідно зазначити, що, оскільки на першому (умовному) переході круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі знімання припуску не відбувається, а формується лише початковий натяг у технологічній системі, який рівний величині припуску  $P$ , то швидкість  $V_1$  можна прийняти відносно великою й першим доданком у залежності (2.36) зневажити. Тоді залежність (2.98) спроститься й набуде вигляду:

$$\tau_{\min} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}} \quad (2.99)$$

У результаті час  $\tau_{\min}$  зменшується й стає однозначно менше часу, який визначається залежністю (2.97), в  $e \approx 2,72$  рази. Отже, продуктивність обробки під час круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі в 2,72 рази перевищує продуктивність обробки у ході круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі. Це досить суттєва перевага, що вказує на ефективність застосування круглого врізного шліфування з

безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

На рис. 2.26 графічно показаний характер зміни коефіцієнта зменшення погрішності

$k_y = y/y_1 = e^{-\frac{\tau}{B}} = e^{-n}$ , описуваного залежністю (2.92) з урахуванням  $n = \tau/B$ , для круглого врізного шліфування з безупинно й дискретно змінюваними в часі швидкостями радіальної подачі. Основний час

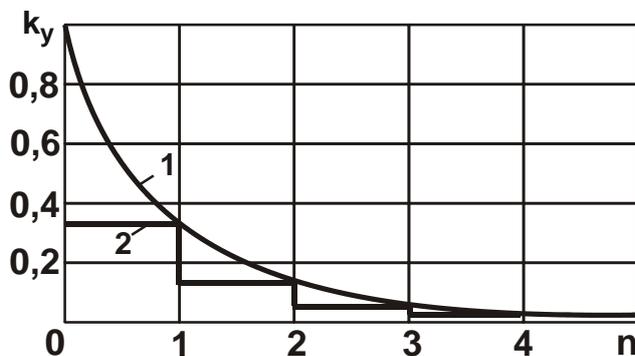


Рис. 2.26. Залежність  $k_y$  від  $n = \tau/B$  для круглого врізного шліфування з безупинно (1) і дискретно (2) змінюваними в часі швидкостями радіальної подачі

обробки  $\tau$ , що забезпечує задану точність розміру оброблюваної поверхні, під час шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі в 2,72 рази більше.

У загальному випадку сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  з урахуванням за-

лежності (2.92) описується  $\varepsilon_{\text{сум}} = y_1/y = e^{\frac{\tau}{B}} = e^n$ . Звідки  $n = \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ . Як впливає з рис. 2.26, значення  $n$  одне й теж для круглого врізного шліфування з безупинно й дискретно змінюваними в часі швидкостями радіальної подачі. Тому у випадку, якщо неможливо в технологічній системі створити початковий натяг  $y_1$ , який дорівнює величині припуску  $\Pi$ , то частину припуску необхідно видалити на переході чорнового шліфування, а частина припуску – на переході виходжування (рис. 2.27). Параметр  $n$  визначається:  $n = n_1 + n_2$ , де  $n_1 = \Pi/y_1$  (для переходу чорнового шліфування),  $n_2 = \ln y_1/y_n$  (для переходу виходжування). Наприклад, для  $\Pi/y_n = 150$  і  $\Pi/y_1 = 2$ , маємо:  $n = 2 + 3 = 5$ . Основний час обробки на переході чорнового шліфування дорівнює  $\tau_1 = 2 \cdot B \cdot e$ , а на переході виходжування –  $\tau_2 = 3 \cdot B$ . Сумарний основний час обробки дорівнює:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = B \cdot (2 \cdot e + 3) \approx 8,44 \cdot B.$$

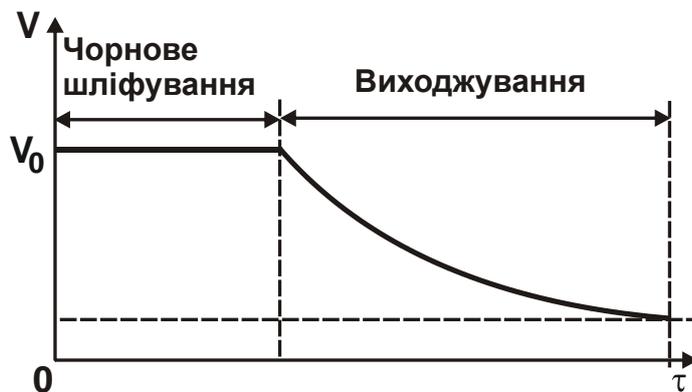


Рис. 2.27. Характер зміни швидкості радіальної подачі  $V$  від часу  $\tau$  на переходах чорнового шліфування й виходжування

Необхідно зазначити, що при виконанні операції круглого врізного шліфування в один перехід – виходжування – основний час обробки буде дорівнювати  $5 \cdot e$ . Отже, введення переходу чорнового шліфування збільшує основний час обробки операції шліфування.

На закінчення необхідно зазначити, що наведене вище

уточнене рішення завдання про характер знімання припуску під час круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальною подачею (яке отримане на основі диференціального рівняння) відповідає наближеному решению даного завдання, наведеному в п. 2.1.4. Це свідчить про вірогідність розглянутих розрахункових схем процесу знімання припуску у ході шліфування.

### 2.2.2. Кількісна оцінка основного часу обробки під час круглого врізного шліфування, що включає переходи чорнового шліфування й виходжування

З огляду на важливість отриманих рішень, слід провести кількісний аналіз залежності (2.94). Для цього позначено відношення  $\Pi/y_1 \geq 1$  через  $n_1$ . Тоді справедливі вирази:  $\Pi/y_1 = n_1$  і  $y_1 = \Pi/n_1$ .

Підставляючи отримані вираження в залежність (2.94), після перетворень отримано:

$$\tau = B \cdot \left( n_1 + \ln \frac{\Pi}{n_1 \cdot y} \right) = B \cdot \left( n_1 - \ln n_1 + \ln \varepsilon_{\text{сум}} \right), \quad (2.100)$$

де  $\varepsilon_{\text{сум}} = \Pi/y$  – сумарне уточнення;

$y$  – величина, що визначає точність розміру оброблюваної поверхні.

В отриману залежність входить змінна величина  $n_1$ , що змінюється в межах  $1 \dots \infty$ . При  $n_1 = 1$ , очевидно,  $y_1 = \Pi$ . При  $n_1 \rightarrow \infty$ , відповідно  $y_1 \ll \Pi$ . Для зручності аналізу позначено в залежності змінний доданок  $(n_1 - \ln n_1)$  через  $k$ , тобто  $k = n_1 - \ln n_1$ . У табл. 2.4 наведені розрахункові значення  $k$  залежно від величини  $n_1$ .

Таблиця 2.4

#### Розрахункові значення $k$

$n_1$	$e^0 = 1$	$e^1 = 2,72$	$e^2 = 7,4$	$e^3 = 20,2$	$e^4 = 54,7$	$e^5 = 148,9$	$e^6 = 405$	$e^7 = 1102$
$k$	1,0	1,72	5,4	17,2	50,7	143,9	339,0	1 095,0

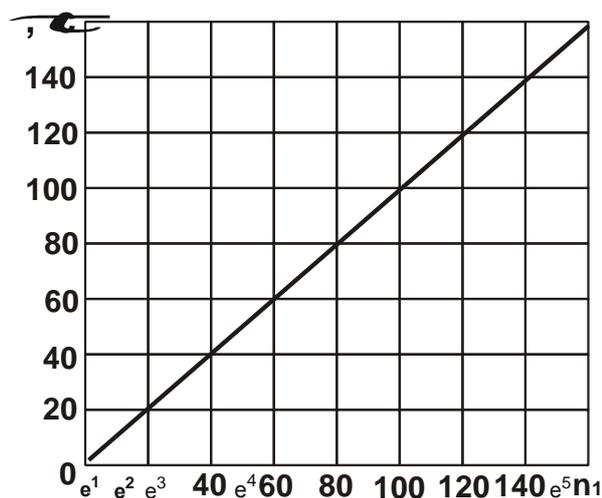
Зі збільшенням  $n_1$  безрозмірна величина  $k$  змінюється практично за лінійною залежністю, особливо при  $n_1 > 54,7$ . У табл. 2.5 наведені розрахункові значення основного часу обробки  $\tau$  для  $B = 1$  с і різних значень  $\varepsilon_{\text{сум}}$ . Як видно, вплив сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  на основний час обробки  $\tau$  більшою мірою проявляється при  $n_1 < 54,7$ . Зі збільшенням сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  розбіжність значень  $\tau$  для випадків  $n_1 = 1$  і  $n_1 > 1$  сут-

тво зменшується. На рис. 2.28 графічно показана залежність основного часу  $\tau$  від безрозмірного параметра  $n_1$  для  $\varepsilon_{\text{сум}} = e^2$ .

Таблиця 2.5

**Розрахункові значення основного часу обробки  $\tau$  в секундах**

$n_1$	$e^0$	$e^1$	$e^2$	$e^3$	$e^4$	$e^5$	$e^6$	$e^7$
$\tau (\varepsilon_{\text{сум}} = e^2 )$	3,0	3,72	7,4	19,2	52,7	145,9	341	1 097
$\tau (\varepsilon_{\text{сум}} = e^4 )$	5,0	5,72	9,4	21,2	54,7	147,9	343	1 099
$\tau (\varepsilon_{\text{сум}} = e^6 )$	7,0	7,72	11,4	23,2	56,7	149,9	345	1 101



**Рис. 2.28. Залежність основного часу  $\tau$  від  $n_1$  для  $\varepsilon_{\text{сум}} = e^2$**

Розрахункові дані, наведені в табл. 2.5, по суті визначають основний час обробки  $\tau$  двох схем круглого візного шліфування. Перша схема ( $n_1 = 1$ ) – це схема шліфування із заданим початковим натягом у технологічній системі, що рівний величині припуску П (схема виходжування). Друга схема ( $n_1 > 1$ ) – це схема шліфування, що включає два переходи: чорнове шліфування й виходжування. Важливо оцінити основний час обробки  $\tau$  для двох розглянутих схем при одному значенні  $\varepsilon_{\text{сум}}$ , наприклад, при  $\varepsilon_{\text{сум}} = e^4 = 54,7$ .

З табл. 2.5 випливає, що при  $n_1 = 1$  основний час обробки дорівнює  $\tau = 5,0$  с. При  $n_1 = e^4 = 54,7$  відповідно  $\tau = 54,7$  с (у цьому випадку  $\varepsilon_{\text{сум}} = П/у_1 = n_1$  й задана точність оброблюваної поверхні у формується на переході чорнового шліфування без виходжування). Отже, значення основного часу обробки  $\tau$  при  $n_1 = 1$  і  $n_1 = 54,7$  відрізняються приблизно в 11 разів, тобто реалізація першої схеми шліфування більш ефективна.

Необхідно зазначити, що випадок  $n_1 = 54,7$  є граничним для другої схеми шліфування. Проміжними значеннями тут слід розглядати діапазон  $1 < n_1 < 54,7$ . Як видно з табл. 2.5, зменшення величини  $m$  веде до зменшення основного часу обробки  $\tau$  й відповідно розбіжності за основним часом обробки двох розглянутих схем. Так, при  $n_1 = e^2 = 7,4$  основний час обробки  $\tau$  дорівнює 9,4 с. Отже, відношення значень  $\tau$  для першої й другої схем у цьому випадку дорівнює  $9,4 / 5,0 = 1,88$ .

На основі наведених даних можна зазначити, що зі збільшенням початкового натягу в технологічній системі основний час обробки для другої схеми зменшується й наближається до основного часу обробки для першої схеми.

### 2.2.3. Розробка методики визначення оптимальних параметрів операції круглого врізного шліфування східчастих валів редукторів шахтних конвеєрів

Слід застосувати отримані теоретичні рішення для вибору оптимальних схем і умов круглого врізного шліфування відповідальних східчастих валів редукторів шахтних конвеєрів (рис. 2.29). Припуск (на сторону)

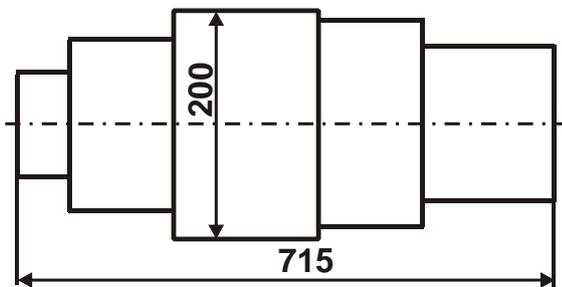


Рис. 2.29. Східчастий вал

на операції круглого зовнішнього шліфування вала становить у середньому 0,5 мм. Точність розміру оброблюваної поверхні змінюється в межах 0,002 – 0,016 мм (середнє значення дорівнює 0,008 мм). Тоді сумарне уточнення дорівнює  $\varepsilon_{\text{сум}} = 0,5 / 0,008 = 62,5 \approx e^4$ .

Виходячи з табл. 2.5, найбільш продуктивною схемою круглого врізного шліфування з урахуванням вимог за точністю розміру оброблюваної поверхні є схема круглого врізного шліфування з відключеною радіальною подачею й зі створеним початковим натягом у технологічній системі, рівним величині припуску. Тому спочатку слід визначити максимально можливий натяг у технологічній системі  $y_1$ , за якого не відбувається зупинка обертання оброблюваного вала.

Для цього в процесі шліфування вала необхідно періодично збільшувати натяг у технологічній системі за рахунок прискореного підведен-

ня шліфувального круга до вала на задану величину, здійснюючи процес виходжування [55 – 57].

У ході проведених експериментів встановлено, що за умови натягу в технологічній системі  $y_1 = 0,02$  мм обертання оброблюваного вала припиняється. Отже, максимально можливий натяг у системі необхідно прийняти рівним  $0,02$  мм. Тоді відношення  $n_1 = \Pi/y_1 = 20 \approx e^3$ . Виходячи з табл. 2.5, при  $n_1 = e^3$  і  $\varepsilon_{\text{сум}} = e^4$  основний час обробки  $\tau$  дорівнює  $21,2$  с. Для цього ж значення  $\varepsilon_{\text{сум}} = e^4$  при  $n_1 = e^0 = 1$  мінімальний основний час обробки  $\tau_{\text{min}}$  дорівнює  $5,0$  с. Відповідно відношення значень  $\tau$  і  $\tau_{\text{min}}$  дорівнює  $21,2/5 \approx 4$ .

Цим показано, що для даної технологічної системи найбільш ефективною схемою круглого врізного шліфування є схема, що включає переходи чорнового шліфування й виходжування (див. рис. 2.27). Порівняно з оптимальною схемою круглого врізного шліфування, що включає лише перехід виходжування й забезпечує мінімум основного часу обробки, дана схема в 4 рази менш продуктивна. Це обумовлено достатньо великими значеннями  $\varepsilon_{\text{сум}}$  й  $n_1$ .

Дану схему круглого врізного шліфування ефективно використовувати на круглошліфувальному верстаті зі ЧПУ, де автоматично контролюється точність розміру оброблюваної поверхні.

У процесі обробки на круглошліфувальному верстаті з “ручним” керуванням, коли виникає необхідність постійного контролю розміру оброблюваної поверхні вала, наприклад, за допомогою скоби, дану схему

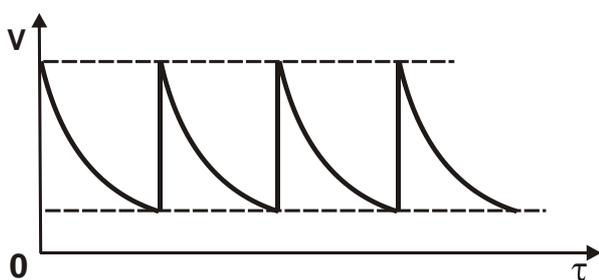


Рис. 2.30. Характер зміни швидкості радіальної подачі  $V$  від часу обробки  $\tau$

круглого зовнішнього шліфування можна розглядати як попереднє шліфування. Остаточне шліфування ефективно виконувати шляхом періодичного створення в технологічній системі натягу заданої величини й застосування після цього схеми виходжування, тобто при  $n_1 = 1$  (рис. 2.30). Це дозволить періодично

выводити шліфувальний круг із контакту з оброблюваною деталлю й вимірювати розмір оброблюваної поверхні.

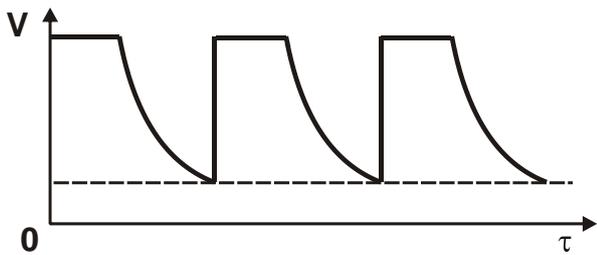


Рис. 2.31. Залежність  $V$  від  $\tau$

Остаточне шліфування можна виконувати також шляхом періодичного врізання круга в оброблюваний матеріал із заданою швидкістю радіальної подачі  $V$  й здійснення після цього схеми виходжування (рис. 2.31). Однак така схема, як ви-

пливає з табл. 2.5, реалізує випадок  $n_1 > 1$ , який менш продуктивний порівняно з випадком  $n_1 = 1$ .

#### 2.2.4. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних результатів

Експериментальні дослідження виконувалися на круглошліфувальному верстаті моделі ЗУ143МВ із застосуванням абразивного круга 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6 за схемою круглого зовнішнього шліфування з режимом:  $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 13,2$  м/хв. Поздовжня подача при цьому була відключена. Оброблювався вал зі сталі 45 діаметром 35 мм. Для підтримки високої різальної здатності абразивного круга періодично виконувалося його механічне виправлення алмазним олівцем "Славутич", чорнове виправлення з режимом:  $t = 0,4$  мм;  $S_{позд} = 1$  м/хв, чистове виправлення:  $t = 0,2$  мм;  $S_{позд} = 0,5$  м/хв.

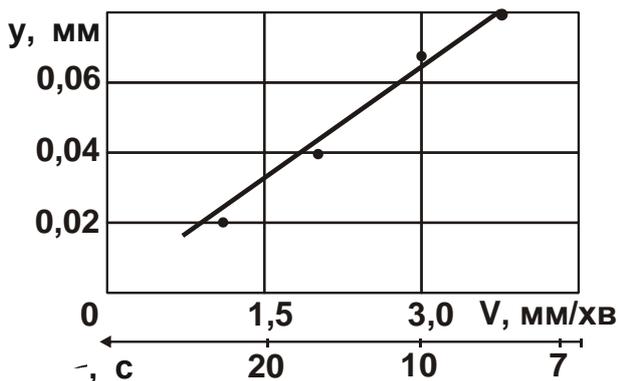


Рис. 2.32. Залежність  $u$  від  $V$  (часу обробки  $\tau$ ) у ході круглого врізного шліфування

Спочатку проводилися експериментальні дослідження з визначення впливу швидкості радіальної подачі  $V$  на величину пружного переміщення  $u$  в технологічній системі у ході знімання припуску П, рівного 0,5 мм на бік. Результати дослідження подані на рис. 2.32. Як впливає з рис. 2.32, величина  $u$  зі зміною швидкості радіальної подачі  $V$

змінюється приблизно за лінійною залежністю. Це підтверджує покладену в основу аналітичних досліджень залежність  $u = B \cdot V$ , відповідно до



якої зв'язок між величинами  $y$  й  $V$  лінійний. Параметр  $B$  у цьому випадку виконує роль коефіцієнта пропорційності й дорівнює  $B = 1,2 \dots 1,28$  с. Отже, наведені експериментальні дані свідчать про вірогідність виконаних аналітичних досліджень. На рис. 2.32 показана шкала зміни часу обробки  $\tau = P/V$ , спрямована у бік, протилежний швидкості радіальної подачі  $V$ , тобто чим менше  $\tau$ , тим більше пружне переміщення  $y$ .

Були також проведені експериментальні дослідження з визначення характеру зміни величини пружного переміщення  $y$  із часом виходжування, тобто у процесі шліфування з відключеною радіальною подачею. Для цього в технологічній системі був створений початковий натяг величиною 0,08 мм.

Як впливає з рис. 2.33, із часом обробки  $\tau$  величина натягу (пружне переміщення  $y$ ) безупинно зменшується й через 10 с знімання об-

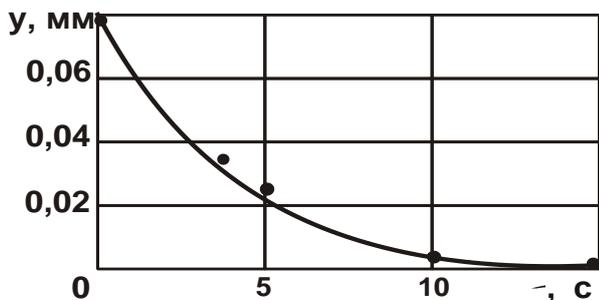


Рис. 2.33. Залежність величини пружного переміщення  $y$  від часу обробки  $\tau$  при виходжуванні

роблюваного металу практично припиняється. З рис. 2.33 випливає, що залежність  $y - \tau$  підкоряється експонентному закону. Це погодиться з отриманими в даному розділі аналітичними рішеннями.

Маючи експериментальні дані часу обробки  $\tau$  на переходах урізного шліфування (див. рис. 2.32) і виходжування (рис. 2.33), можна визначити сумарний час обробки  $\tau_{\text{сум}}$  залежно від швидкості радіальної подачі  $V$ . Для цього необхідно задати точність розміру оброблюваної поверхні. Наприклад,  $y = 0,003$  мм, що досягається через 10 с шліфування за схемою виходжування (див. рис. 2.33).

На рис. 2.34 наведені результати розрахунку  $\tau_{\text{сум}}$  від  $V$ . Значення  $\tau_{\text{сум}}$  отримані підсумовуванням часу обробки на переходах урізного шліфування й виходжування для різних значень  $y$ , узятих з рис. 2.32, 2.33. Як впливає з рис. 2.34, зі збільшенням швидкості радіальної подачі  $V$  сумарний час обробки  $\tau_{\text{сум}}$  зменшується у зв'язку з нелінійністю залежності  $y - \tau$  (див. рис. 2.33). Це погодиться з отриманими аналітичними-

ми рішеннями, якими доведено, що при зніманні припуску за схемою виходжування необхідна точність обробки досягається за менший час. Отже, чим більша частина припуску буде віддалятися за схемою виходжування, тим менше час обробки.

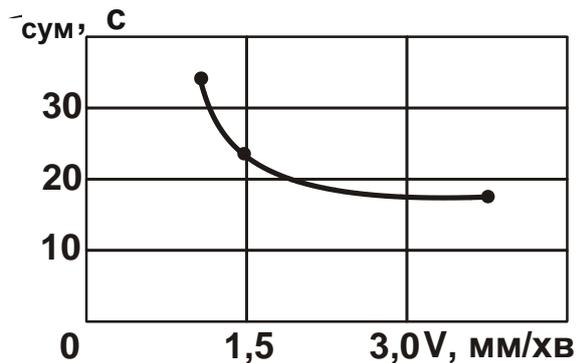


Рис. 2.34. Залежність сумарного часу обробки  $\tau_{\text{сум}}$  від швидкості радіальної подачі  $V$

З метою оцінки різальної здатності круга були проведені виміри ефективної потужності врізного шліфування  $N$  залежно від швидкості радіальної подачі  $V$ . Як випливає з рис. 2.35, зі збільшенням швидкості  $V$  ефективна потужність шліфування  $N$  збільшується

майже за лінійною залежністю, приймаючи значення на рівні 1 ... 2 кВт. Був визначений також вплив швидкості радіальної подачі  $V$  на твердість HRB і шорсткість  $R_a$  обробленої поверхні. Виміри твердості виконувалися на твердомірі Роквелла в одиницях HRB. Потім за таблицями визначалася твердість в одиницях HB (наприклад, для  $V = 1,5$  мм/хв – HB = 163 ... 167, для  $V = 3,75$  мм/хв – HB = 169 ... 171).

У результаті встановлено, що зі збільшенням швидкості радіальної подачі  $V$  твердість незначно збільшується (рис. 2.36а). Це свідчить про те, що в процесі шліфування відбувається зміцнення оброблюваного металу, тобто переважає силовий фактор. Роль температурного фактора несуттєва, оскільки в протилежному випадку спостерігалось б зменшення твердості обробленої поверхні [117]. Таким чином показано, що швидкість радіальної подачі  $V$  не є обмеженням з погляду температурного фактора, що призводить до зниження якості обробки.

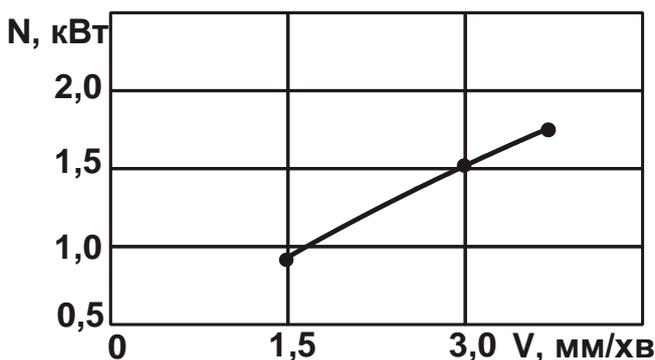


Рис. 2.35. Залежність ефективної потужності шліфування  $N$  від швидкості радіальної подачі  $V$

На рис. 2.36б показаний характер зміни параметра шорсткості обробки  $R_a$  від швидкості радіальної подачі  $V$ .

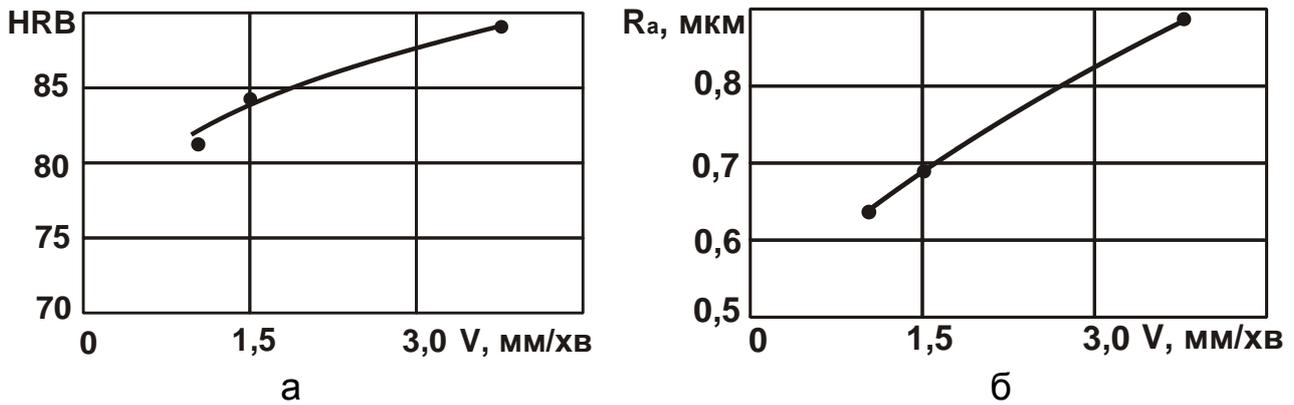


Рис. 2.36. Залежності твердості обробленої поверхні HRB (за Роквеллом) (а) і параметра шорсткості обробки  $R_a$  (б) від швидкості радіальної подачі  $V$

Як видно, параметр  $R_a$  набуває достатньо великих значень, що пов'язано зі специфікою круглого зовнішнього врізного шліфування. У процесі круглого зовнішнього поздовжнього шліфування параметр  $R_a$  набуває менших значень [44]. Застосування виходжування зменшує значення  $R_a$ , однак не настільки суттєво – лише до рівня 0,3 мкм.

## Висновки до розділу 2

1. Проведено теоретичний аналіз умов формування пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, у процесі круглого врізного й поздовжнього шліфування. Установлено, що величина пружного переміщення визначається добутком швидкості радіальної (або поздовжньої) подачі й постійної часу утворення пружного переміщення в технологічній системі, яка не залежить від швидкості подачі. Таке подання величини пружного переміщення дозволяє по-новому підійти до оптимізації операцій шліфування й виявленню їхніх технологічних можливостей.

2. Встановлено, що під час круглого врізного шліфування величина пружного переміщення визначається лише одним параметром режиму шліфування – швидкістю радіальної подачі, а у процесі круглого поздовжнього шліфування – двома параметрами: глибиною шліфування й швидкістю поздовжньої подачі. Це вказує на більш складний характер формування пружних переміщень у ході круглого поздовжнього шліфування.

3. Розроблено теоретичний підхід до оптимізації структури й параметрів операції круглого врізного шліфування за критерієм найменшого

основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні, обумовленої пружними переміщеннями в технологічній системі. Це дозволило визначити оптимальну кількість переходів, значення швидкостей подач і величин припусків, що знімаються на кожному переході, й таким чином оцінити технологічні можливості різних схем шліфування, реалізованих з дискретно й безупинно змінюваними в часі швидкостями радіальної подачі, у процесі дискретного й постійного контакту круга з оброблюваною деталлю.

4. Аналітично встановлено, що стосовно до круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й дискретним характером контакту круга з оброблюваною деталлю функція основного часу обробки завжди має екстремуми (мінімуми) від величин пружних переміщень, що утворюються в технологічній системі на кожному переході. Цим доведена принципова можливість існування оптимальної за структурою операції круглого врізного шліфування, яка забезпечує мінімум основного часу обробки для заданої точності розміру оброблюваної поверхні.

5. Установлено, що фактичні припуски, що видаляються на кожному переході оптимальної за структурою операції круглого врізного шліфування (починаючи із другого переходу), дорівнюють величинам пружних переміщень, що виникають у технологічній системі на попередніх переходах. На першому переході номінальна величина припуску дорівнює сумарному припуску. Аналітично доведено, що розподіл сумарного припуску за переходами веде до збільшення основного часу обробки й відповідно до зниження ефективності операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі за умови забезпечення заданої точності розміру оброблюваної поверхні.

6. Теоретично встановлено, що оптимальна за структурою операція круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі містить однакові за тривалістю переходи, а відношення швидкостей радіальних подач, величин припусків і величин пружних переміщень, що виникають на кожному попередньому й наступному переходах, рівні між собою. Цим доведено, що з кожним наступним переходом величини пружних переміщень і швидкості радіальних подач спадають за законом геометричної прогресії зі знаменником, обернено пропорційним уточненню на розмір оброблюваної поверхні на переході.

7. Теоретично встановлено, що функція найменшого основного часу обробки має екстремум (мінімум) від кількості переходів у процесі шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й дискретним характером контакту круга з деталлю. Показано, що оптимальна кількість переходів дорівнює натуральному логарифму від сумарного уточнення, а зменшення швидкостей радіальної подачі й величин припусків, що знімаються на кожному наступному переході, підкоряється закону нескінченно спадаючої геометричної прогресії зі знаменником 0,36. Установлено, що для забезпечення сумарного уточнення в межах 2,72 ... 55 (реалізованих на практиці) оптимальна за структурою операція шліфування повинна містити 1 ... 4 переходи. Перевищення даної кількості переходів призводить до підвищення основного часу обробки, що не ефективно. Отримане рішення справедливо й у випадку, якщо розглядати замість переходів операції. Цим, зокрема, можна пояснити те, що на практиці технологічний процес механічної обробки конкретної поверхні деталі включає, як правило, до 4 – 5 операцій. Подальше збільшення кількості операцій збільшує основний час обробки й відповідно знижує ефективність технологічного процесу.

8. Розроблено розрахункові схеми знімання припуску й формування пружних переміщень у технологічній системі на операції круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з деталлю. Математично обґрунтований зв'язок параметрів операцій круглого врізного шліфування з дискретно й безупинно змінюваними в часі швидкостями радіальної подачі. Аналітично встановлено, що у ході обробки з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі функція основного часу обробки для заданої точності розміру оброблюваної поверхні має екстремум (мінімум) від величини пружного переміщення, що утворюється на першому (умовному) переході. Мінімум основного часу обробки досягається за умови створення на першому (умовному) переході початкового натягу, рівного сумарному припуску. За фізичною суттю дана схема обробки відповідає застосовуваній на практиці схемі виходжування.

9. Теоретично встановлена принципова відмінність законів знімання припуску й формування пружних переміщень у технологічній системі (у часі) під час обробки з дискретно й безупинно змінюваними швидкостями радіальної подачі. Доведено, що в першому випадку величина пружного

переміщення й швидкість радіальної подачі зменшуються за законом спадаючої геометричної прогресії, а в другому випадку – за експонентним законом.

10. Теоретично й експериментально доведена можливість суттєвого зменшення (до 2,72 разів) основного часу обробки на операції круглого врізного шліфування за рахунок переходу від дискретно до безупинно змінюваної в часі за експонентним законом швидкості радіальної подачі. Це свідчить про ефективність застосування круглого врізного шліфування з початковим натягом у технологічній системі (по суті, він включає лише один перехід – виходжування) порівняно із традиційно застосовуваною схемою круглого врізного шліфування, що включає два переходи: чорнове шліфування й виходжування.

11. Розроблено методику вибору оптимальних параметрів операції круглого зовнішнього врізного шліфування. Показано, що на діючій операції шліфування східчастих валів приводів шахтних конвеєрів досягнута продуктивність обробки в 4 рази менша максимально можливої продуктивності, реалізованої за схемою шліфування з початковим натягом у технологічній системі, рівним величині припуску. Установлено, що оптимальною схемою шліфування на верстаті зі ЧПУ є схема, що включає переходи чорнового шліфування й виходжування. Під час обробки на верстаті з “ручним” керуванням доцільно попереднє шліфування здійснювати за вказаною схемою, а остаточне шліфування з періодичним виміром розміру оброблюваної поверхні вала – шляхом періодичного створення натягу в технологічній системі й здійснення після цього процесу виходжування.

12. Експериментально доведено, що постійна часу утворення пружного переміщення в технологічній системі набуває приблизно однакових значень, не залежно від швидкості радіальної подачі. Це погодиться з теоретичними результатами й свідчить про їхню вірогідність.

13. Експериментально встановлено, що основний час обробки операції круглого зовнішнього врізного шліфування, що включає переходи чорнового шліфування й виходжування, зменшується зі збільшенням натягу, що утворюється на переході чорнового шліфування. Це підтверджує теоретичні результати про ефективність переходу від шліфування з дискретно до безупинно змінюваної в часі швидкості радіальної подачі.

## Розділ 3. Дослідження умов зменшення основного часу обробки на операціях круглого врізного й поздовжнього шліфування

### 3.1. Визначення основного часу обробки на операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю

Одним із ефективних шляхів зниження основного часу обробки на операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі може бути забезпечення постійного контакту круга з оброблюваною деталлю. З фізичної точки зору це рівносильно створенню на початку кожного переходу натягу в технологічній системі, рівного величині пружного переміщення для заданої швидкості радіальної подачі. Тому важливо оцінити можливості даної схеми шліфування, виконуваної в 1; 2; 3; 4 і n переходів. Можна припустити, що на початку першого переходу обробки в технологічній системі створений початковий натяг  $y_1$ . Тоді основний час обробки  $\tau$  під час шліфування в один перехід визначиться:

$$\tau = \frac{\Pi - y_1}{V_1} = B \cdot \left( \frac{\Pi - y_1}{y_1} \right) = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} - 1 \right), \quad (3.1)$$

де  $y_1 = B \cdot V_1$  – пружне переміщення, що визначає точність розміру оброблюваної поверхні (задана величина), м;

$V_1$  – швидкість радіальної подачі, м/с.

Основний час обробки у два переходи виразиться залежністю:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\Pi - y_1}{V_1} + \frac{y_1 - y_2}{V_2} = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} - 2 \right), \quad (3.2)$$

де  $V_1, V_2$  – відповідно швидкості радіальної подачі на першому й другому переходах, м/с;

$y_1, y_2$  – пружні переміщення, що виникають у технологічній системі відповідно на першому й другому переходах, м.

У даній залежності параметри  $\Pi, B, y_2$  задані, невідомим параметром є величина  $y_1$ . Очевидно зі зміною  $y_1$  основний час обробки  $\tau$  змінюється за екстремальною залежністю. Для визначення точки екстремуму функції  $\tau$  слід прийняти першу похідну  $\tau'_{y_1}$  рівною нулю:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0, \quad (3.3)$$

звідки

$$y_1 = \sqrt{\Pi \cdot y_2}. \quad (3.4)$$

Знак другої похідної функції  $\tau$  в точці екстремуму визначається:

$$\tau''_{y_1} = B \cdot \frac{2\Pi}{y_1^3} > 0. \quad (3.5)$$

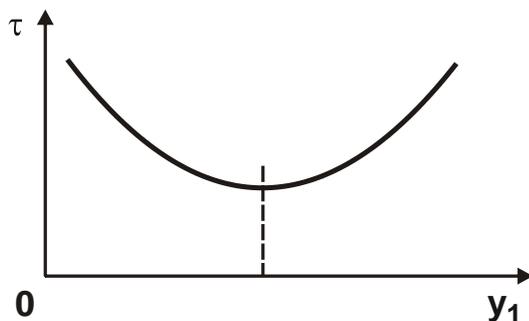


Рис. 3.1. Залежність  $\tau$  від  $y_1$

У точці екстремуму  $\tau$  приймає мінімальне значення (рис. 3.1). Підставляючи в (3.2) залежність (3.4), визначено мінімальне значення  $\tau$ :

$$\tau_{\min} = B \cdot \left[ \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} - 1 \right) + \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} - 1 \right) \right]. \quad (3.6)$$

Перший доданок залежності (3.6) визначає час першого переходу, а другий доданок – час другого переходу. Як видно, перший і другий доданки рівні між собою. Залежність (3.6) можна подати у вигляді:

$$\tau_{\min} = 2 \cdot B \cdot \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} - 1 \right). \quad (3.7)$$



Під час обробки в три переходи основний час  $\tau$  виразиться:

$$\tau = \frac{(\Pi - y_1)}{V_1} + \frac{(y_1 - y_2)}{V_2} + \frac{(y_2 - y_3)}{V_3}, \quad (3.8)$$

де  $V_1, V_2, V_3$  – відповідно швидкості радіальної подачі на першому, другому й третьому переходах, м/с;

$y_1, y_2, y_3$  – пружні переміщення, що виникають в технологічній системі відповідно на першому, другому й третьому переходах, м.

У цьому випадку величина пружного переміщення  $y_3 = B \cdot V_3$ , що виникає на третьому переході, визначає точність обробки, і вона задана. Задана також і величина припуску  $\Pi$ . Тому необхідно виразити в залежності (3.8) швидкість радіальної подачі на кожному переході ( $V_1, V_2, V_3$ ) через відповідні величини пружного переміщення на кожному переході ( $y_1, y_2, y_3$ ). Тоді залежність (3.8) набуде вигляду:

$$\tau = B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} + \frac{y_2}{y_3} - 3 \right). \quad (3.9)$$

Величини  $y_1$  й  $y_2$  неоднозначно впливають на основний час  $\tau$ , тобто існують екстремуми функції  $\tau$  від змінних  $y_1$  і  $y_2$ . Для їхнього визначення необхідно визначити перші похідні функції  $\tau$  від змінних  $y_1, y_2$  і прийняти їх рівними нулю:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0; \quad (3.10)$$

$$\tau'_{y_2} = B \cdot \left( -\frac{y_1}{y_2^2} + \frac{1}{y_3} \right) = 0. \quad (3.11)$$

Очевидно, другі похідні функції  $\tau$  від змінні  $y_1$  й  $y_2$  позитивні величини. Тому в точках екстремумів функція  $\tau$  набуде мінімальних значень. З рівняння (3.11) випливає:

$$y_2 = \sqrt[3]{y_3^2 \cdot \Pi}, \quad (3.12)$$

тоді

$$y_1 = \sqrt[3]{y_3 \cdot \Pi^2}. \quad (3.13)$$

Підставляючи залежності (3.12) і (3.13) в (3.9), маємо:

$$\tau_{\min} = 3 \cdot B \cdot \left( \sqrt[3]{\frac{\Pi}{y_3}} - 1 \right). \quad (3.14)$$

У підсумку отримана залежність, аналогічна залежності (3.7) для обробки у два переходи.

Основний час обробки в чотири переходи визначається:

$$\tau = \frac{(\Pi - y_1)}{V_1} + \frac{(y_1 - y_2)}{V_2} + \frac{(y_2 - y_3)}{V_3} + \frac{(y_3 - y_4)}{V_4}, \quad (3.15)$$

де  $V_1, V_2, V_3, V_4$  – відповідно швидкості радіальної подачі на першому, другому, третьому й четвертому переходах, м/с;

$u_1, u_2, u_3, u_4$  – пружні переміщення, що виникають відповідно на першому, другому, третьому й четвертому переходах, м.

Тут величина пружного переміщення  $u_4 = B \cdot V_4$  визначає точність обробки і вона задана. Тому слід виразити в залежності (3.15) швидкості  $V_1, V_2, V_3, V_4$  через відповідні величини пружного переміщення, що виникають на кожному переході  $u_1, u_2, u_3, u_4$ :

$$\tau = B \cdot \left( \frac{\Pi}{u_1} + \frac{u_1}{u_2} + \frac{u_2}{u_3} + \frac{u_3}{u_4} - 4 \right). \quad (3.16)$$

Як і в попередніх випадках, величини  $u_1, u_2$  і  $u_3$  неоднозначно впливають на основний час обробки  $\tau$ , тобто існують екстремуми функції  $\tau$  від величин  $u_1, u_2$  і  $u_3$ . Підкоряючи функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму, маємо:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0; \quad (3.17)$$

$$\tau'_{y_2} = B \cdot \left( -\frac{y_1}{y_2^2} + \frac{1}{y_3} \right) = 0; \quad (3.18)$$

$$\tau'_{y_3} = B \cdot \left( -\frac{y_2}{y_3^2} + \frac{1}{y_4} \right) = 0. \quad (3.19)$$

Очевидно, другі похідні функції  $\tau$  від змінних  $y_1$ ,  $y_2$  і  $y_3$  позитивні величини. Тому функція  $\tau$  в точках екстремумів від цих змінних набуде мінімальних значень.

Розв'язуючи рівняння (3.17) – (3.19) відносно  $y_1$ ,  $y_2$  і  $y_3$ , отримано такі залежності:

$$y_1 = \sqrt[4]{\Pi^3 \cdot y_4}; \quad (3.20)$$

$$y_2 = \sqrt[4]{\Pi^2 \cdot y_4^2}; \quad (3.21)$$

$$y_3 = \sqrt[4]{\Pi \cdot y_4^3}. \quad (3.22)$$

Підставляючи вираження (3.20), (3.21), (3.22) у залежність (3.16), визначено мінімальний основний час обробки  $\tau_{\min}$ :

$$\tau_{\min} = 4 \cdot B \cdot \left( 4 \sqrt[4]{\frac{\Pi}{y_4}} - 1 \right). \quad (3.23)$$

З наведеної залежності випливає, що за тривалістю всі переходи однакові. Виходячи із залежності (3.16), це означає, що відношення величин пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі на попередньому й подальшому переходах, які визначають уточнення  $\varepsilon$ , однакові й описуються:

$$\varepsilon = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = \frac{y_3}{y_4} = \left( \sqrt[4]{\frac{\Pi}{y_4}} - 1 \right). \quad (3.24)$$

За таким же законом будуть змінюватися й швидкості радіальної подачі, тому що вони пов'язані із пружними переміщеннями лінійною залежністю:

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{V_2}{V_3} = \frac{V_3}{V_4} = \left( \sqrt[4]{\frac{\Pi}{y_4}} - 1 \right). \quad (3.25)$$

З кожним подальшим переходом величина пружного переміщення й відповідно швидкість радіальної подачі спадають за геометричною прогресією. Знаменником спадаючої прогресії є відношення величин пружних переміщень, що виникають на наступному й попередньому переходах. Отримані залежності (3.7), (3.14) і (3.22) дозволяють установити загальну закономірність зміни функцій  $\tau$  і  $\tau_{\min}$  під час обробки з великою кількістю переходів  $n$ :

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{(\Pi - y_1)}{V_1} + \frac{(y_1 - y_2)}{V_2} + \frac{(y_2 - y_3)}{V_3} + \dots + \frac{(y_{n-1} - y_n)}{V_n} = \\ &= B \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} + \frac{y_2}{y_3} + \dots + \frac{y_{n-1}}{y_n} - n \right), \end{aligned} \quad (3.26)$$

$$\tau_{\min} = n \cdot B \cdot \left[ \left( \frac{\Pi}{y_n} \right)^{\frac{1}{n}} - 1 \right] = n \cdot B \cdot \left( \varepsilon_{\text{сум}}^{\frac{1}{n}} - 1 \right), \quad (3.27)$$

де  $V_1, V_2, V_3, \dots, V_n$  – відповідно швидкості радіальної подачі на першому, другому, третьому й  $n$ -му переходах, м/с;

$y_1, y_2, y_3, \dots, y_n$  – пружні переміщення, що виникають у технологічній системі відповідно на першому, другому третьому й  $n$ -му переходах, м;

$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\Pi}{y_n} > 1$  – сумарне уточнення на розмір оброблюваної поверхні.

Тут величина пружного переміщення  $y_n$ , що виникає на  $n$ -му переході, визначає точність розміру обробки. У табл. 3.1 наведені розрахункові значення  $\tau_{\min}$  для  $B = 1$  с і  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$ .

Таблиця 3.1

### Розрахункові значення $\tau_{\min}$

n	1	2	3	4	5	6	10	20
$\tau_{\min}$ , с	99,0	18,0	10,8	8,6	7,5	6,9	6,0	5,4

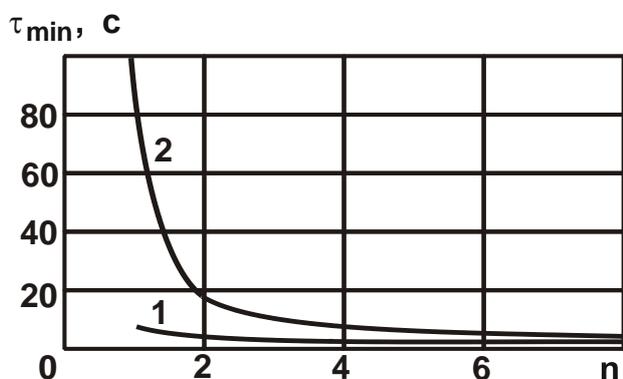


Рис. 3.2. Залежність  $\tau_{\min}$  від  $n$

Умовні позначення: 1 – для  $\varepsilon_{\text{сум}} = 10$ ;

2 – для  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$ ;  $B = 1$  с

Зі збільшенням кількості переходів  $n$  мінімальний основний час обробки  $\tau_{\min}$  безупинно зменшується (рис. 3.2). При цьому найбільше зниження функції  $\tau_{\min}$  досягається під час зміни  $n$  від 1 до 4, тобто ефективно обробку виконувати приблизно в 4 переходи (для операції) або в таку ж кількість операцій (для технологічного процесу).

Залежність (3.27) принципово відрізняється від аналогічної залежності (2.35), отриманої у ході круглого врізного шліфування без урахування утворення початкового натягу в технологічній системі. Так функція  $\tau_{\min}$ , описувана залежністю (2.35), має екстремум під час зміни кількості переходів (див. табл. 2.1, рис. 2.13), тоді як функція  $\tau_{\min}$ , що описується залежністю (3.27), не має екстремуму – значення  $\tau_{\min}$  безупинно зменшуються зі збільшенням кількості переходів  $n$  (див. табл. 3.1, рис. 3.2).

Порівнюючи залежності (2.35) і (3.27), а також табл. 2.1 і табл. 3.1, видно, що значення  $\tau_{\min}$ , розраховані за залежністю (3.27), завжди менші значень  $\tau_{\min}$ , розрахованих за залежністю (2.35). У зв'язку із цим, важливо оцінити межу, до якої прагне функція  $\tau_{\min}$ , що визначається залежністю (3.27), зі збільшенням кількості переходів  $n$ . Із залежності (3.27)

впливає, що за умови  $n \rightarrow \infty$  має місце невизначеність виду  $\infty \cdot 0$ . Для її розкриття залежність (3.27) перетворено:

$$\tau_{\min} = B \cdot \frac{\left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right)}{\left( \frac{1}{n} \right)}. \quad (3.28)$$

У результаті отримана невизначеність виду  $\frac{0}{0}$ , для якої може бути застосоване правило Лопіталя:

$$\tau_{\min} = B \cdot \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{\left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right)'_n}{\left( \frac{1}{n} \right)'_n}. \quad (3.29)$$

Звідки похідні чисельника й знаменника визначаються:

$$\left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right)'_n = \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}} \cdot \left( -\frac{1}{n^2} \right); \quad \left( \frac{1}{n} \right)'_n = -\frac{1}{n^2}.$$

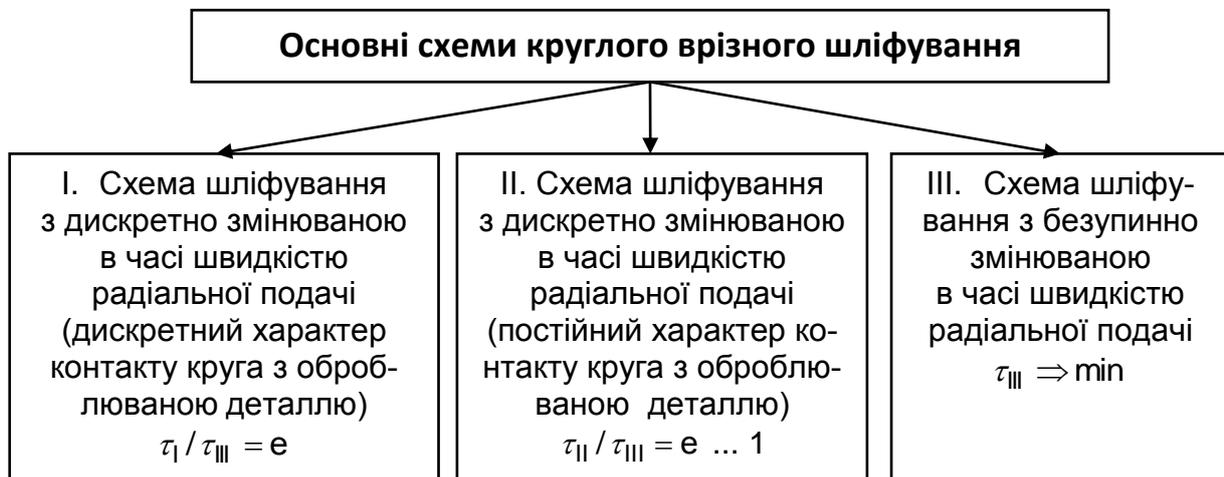
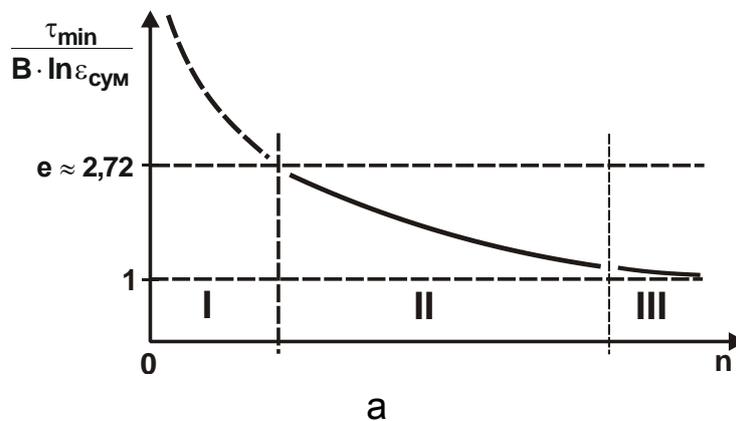
Тоді

$$\tau_{\min} = B \cdot \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (3.30)$$

У підсумку встановлена залежність, ідентична залежності (2.98), яка була отримана для операції круглого зовнішнього врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі. Цим показано, що функція  $\tau_{\min}$ , описувана залежністю (3.27), зі збільшенням  $n$  безупинно зменшується, асимптотично наближаючись до значення

$\tau_{\min} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ . Ідентичний характер залежностей (3.30) і (2.98) свідчить про правильність виконаних розрахунків і вірогідність прийнятих розрахункових схем круглого зовнішнього врізного шліфування.

Отримане теоретичне рішення дозволяє зробити висновок про те, що зі збільшенням кількості переходів  $n \rightarrow \infty$  розглянута схема шліфування (з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальною подачею й дискретним характером контакту круга з оброблюваною деталлю) стає фактично рівносильною (з погляду основного часу обробки) схемі круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі, розглянутою в розділі 2 (рис. 3.3).



б

Рис. 3.3. Узагальнена залежність функції  $\frac{\tau_{\min}}{B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}}$  від кількості переходів  $n$  (а) і класифікація основних схем круглого врізного шліфування (б)

За умови невеликої кількості переходів  $n = 1 \dots 4$  залежності (2.35) і (3.27) фактично ідентичні й підкоряються залежності (2.44). Тому зі збільшенням  $n$ , по суті, має місце перехід від розглянутої в розділі 2 схеми круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі (і дискретним характером контакту круга з оброблюваною деталлю) до розглянутої схеми шліфування.

Із цього випливає, що розглянута схема шліфування (II) за тривалістю обробки займає проміжне положення між двома зазначеними схемами (I) і (II) (рис. 3.3а).

Показана на рисунку функція  $\frac{\tau_{\min}}{B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}}$  зменшується від числа  $e \approx 2,72$  до 1 (при  $n \rightarrow \infty$ ). На основі зазначеного, може бути запропонована така класифікація схем круглого зовнішнього врізного шліфування, що наведена на рис. 3.3б. Таким чином доведено, що застосування схеми круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю дозволяє зменшити основний час обробки.

### 3.2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого поздовжнього шліфування

Залежність (1.49) для визначення величини пружного переміщення, що виникає в технологічній системі у ході круглого поздовжнього шліфування, слід перетворити до вигляду:

$$y = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t \cdot S_{\text{позд}} = A \cdot t \cdot S_{\text{позд}}, \quad (3.31)$$

де  $A = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}};$

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

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

Дану залежність можна застосувати для визначення найменшого часу обробки (під час знімання припуску величиною  $\Pi$ ) за умови багатопрохідного круглого зовнішнього поздовжнього шліфування.



Спочатку необхідно розглянути випадок знімання припуску за один поздовжній хід стола верстата. У цьому випадку номінальна глибина шліфування  $t$  дорівнює припуску  $\Pi$ , що знімається, а фактична глибина шліфування дорівнює  $t - y_1$ , де  $y_1$  – величина пружного переміщення в технологічній системі, м.

З урахуванням сказаного залежність (3.31) набуде вигляду:

$$y_1 = A \cdot (t - y_1) \cdot S_{\text{позд}} \quad (3.32)$$

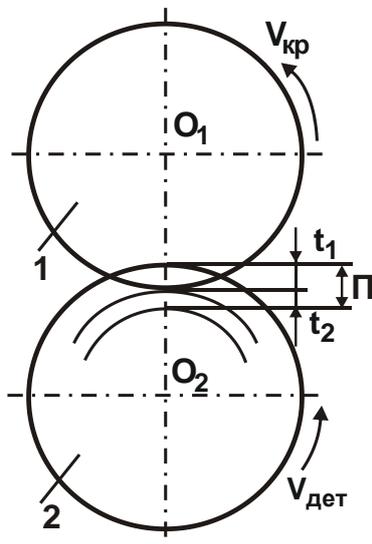
Звідки швидкість поздовжньої подачі  $S_{\text{позд}}$  визначиться:

$$S_{\text{позд}} = \frac{y_1}{A \cdot (t - y_1)} \quad (3.33)$$

Основний час обробки  $\tau$  з урахуванням (3.33) і умови  $t = \Pi$ :

$$\tau = \frac{l_{\text{дет}}}{S_{\text{позд}}} = A \cdot l_{\text{дет}} \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} - 1 \right), \quad (3.34)$$

де  $l_{\text{дет}}$  – довжина оброблюваної деталі, м.



**Рис. 3.4. Схема круглого поздовжнього шліфування**

Умовні позначення: 1 – круг;  
2 – деталь

Як видно, основний час обробки  $\tau$  цілком однозначно визначається відношенням  $\Pi/y_1$ . Збільшення даного відношення приводить до збільшення  $\tau$ .

Тепер важливо розглянути операцію круглого поздовжнього шліфування за умови знімання припуску  $\Pi$  за два поздовжніх ходи стола верстата: глибина шліфування на першому проході дорівнює  $t_1$ , на другому проході –  $t_2 = \Pi - t_1$  (рис. 3.4).

Можна припустити, що після першого проходу шліфувальний круг виходить із контакту з оброблюваною деталлю й у технологічній системі відбувається повне від-

новлення пружних переміщень, які утворюються на першому проході. Тоді номінальною глибиною шліфування на другому проході буде величина  $t_2 - y_1$ .

Величина пружного переміщення  $y_1$ , що виникає на першому проході під час шліфування із глибиною шліфування  $t_1$ , визначається залежністю (3.32):

$$y_1 = A \cdot (t_1 - y_1) \cdot S_{\text{позд1}}, \quad (3.35)$$

де  $S_{\text{позд1}}$  – швидкість поздовжньої подачі на першому проході, м/с.

Звідки

$$S_{\text{позд1}} = \frac{y_1}{A \cdot (t_1 - y_1)}. \quad (3.36)$$

Величина пружного переміщення  $y_2$ , що виникає на другому проході у процесі шліфування із глибиною шліфування  $t_2$  й швидкістю поздовжньої подачі  $S_{\text{позд2}}$ , визначається з перетвореної залежності (3.35):

$$y_2 = A \cdot (t_2 + y_1 - y_2) \cdot S_{\text{позд2}}. \quad (3.37)$$

Тоді

$$S_{\text{позд2}} = \frac{y_2}{A \cdot (t_2 + y_1 - y_2)}. \quad (3.38)$$

Основний час обробки  $\tau$  за два проходи з урахуванням залежностей (3.36) і (3.38) визначиться:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{l_{\text{дет}}}{S_{\text{позд1}}} + \frac{l_{\text{дет}}}{S_{\text{позд2}}} = A \cdot l_{\text{дет}} \cdot \left( \frac{t_1 - y_1}{y_1} + \frac{t_2 + y_1 - y_2}{y_2} \right). \quad (3.39)$$

Після нескладних перетворень із урахуванням  $t_2 = \Pi - t_1$  залежність (3.39) набуде вигляду:

$$\tau = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( \frac{t_1}{y_1} + \frac{\Pi - t_1}{y_2} + \frac{y_1}{y_2} - 2 \right). \quad (3.40)$$

Нехай в залежності (3.40) параметри  $A$ ,  $I_{\text{дет}}$ ,  $t_1$ ,  $\Pi$ ,  $y_2$  задані, а невідомим параметром є  $y_1$  (параметр  $y_2$  визначає точність розміру оброблюваної поверхні). Тоді зі зміною величини  $y_1$  основний час обробки  $\tau$  буде змінюватися за екстремальною залежністю (див. рис. 3.1). Для визначення точки екстремуму функції  $\tau$  необхідно прийняти першу похідну  $\tau'_{y_1}$  рівною нулю:

$$\tau'_{y_1} = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( -\frac{t_1}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0, \quad (3.41)$$

звідки

$$y_1 = \sqrt{t_1 \cdot y_2} = t_1 \cdot \sqrt{\frac{y_2}{t_1}}. \quad (3.42)$$

Знак другої похідної функції  $\tau$  в точці екстремуму

$$\tau''_{y_1} = A \cdot \frac{2t}{y_1^3} > 0 \quad (3.43)$$

позитивний. Отже, у точці екстремуму функція  $\tau$  набуде мінімальних значень.

Підставляючи в (3.40) залежність (3.42), визначено мінімальний основний час обробки:

$$\tau_{\min} = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left[ \left( \sqrt{\frac{t_1}{y_2}} - 1 \right) + \left( \frac{\Pi - t_1}{y_2} + \sqrt{\frac{t_1}{y_2}} - 1 \right) \right]. \quad (3.44)$$

Перший доданок залежності (3.44) визначає основний час першого проходу, а другий доданок – основний час другого проходу. Як видно, перший і другий доданки не рівні між собою: перший менше другого. Крім того, глибина шліфування  $t_1$  неоднозначно впливає на мінімальний ос-

новний час обробки, тобто функція  $\tau_{\min}$  змінюється за екстремальною залежністю. Для визначення екстремуму функції  $\tau_{\min}$  першу похідну  $(\tau_{\min})'_{t_1}$  слід прийняти рівною нулю:

$$(\tau_{\min})'_{t_1} = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( \frac{1}{\sqrt{t_1 \cdot y_2}} - \frac{1}{y_2} \right) = 0, \quad (3.45)$$

звідки

$$t_1 = y_2. \quad (3.46)$$

Знак другої похідної  $(\tau_{\min})''_{t_1}$  в точці екстремуму  $t_1 = y_2$

$$(\tau_{\min})''_{t_1} = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( -\frac{1}{2 \cdot y_2^{2,5}} \right) < 0 \quad (3.47)$$

негативний. Це свідчить про те, що функція  $\tau_{\min}$ , описувана залежністю (3.44), в точці екстремуму набуде максимального значення (рис. 3.5).

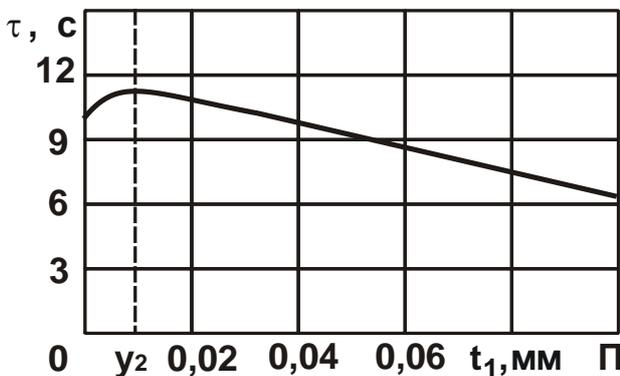


Рис. 3.5. Залежність  $\tau_{\min}$  від  $t_1$

Умови обробки:  $A \cdot I_{\text{дет}} = 1$  с;

$y_2 = 0,01$  мм;  $\Pi = 0,1$  мм

Отже, зменшити функцію  $\tau_{\min}$  можна двома шляхами, виконуючи умови:  $t_1 = 0$  і  $t_1 = \Pi$ . Причому, у другому випадку ( $t_1 = \Pi$ ) значення  $\tau_{\min}$  менше, ніж у першому випадку ( $t_1 = 0$ ), тобто з погляду підвищення продуктивності обробки ефективне шліфування виконувати за умови  $t_1 = \Pi$ .

Очевидно, у першому випадку знімання припуску  $\Pi$  виконується за один прохід, а в другому випадку – за два проходи. Другий випадок указує на те, що знімання припуску  $\Pi$  ефективно виконувати за один прохід ( $t_1 = \Pi$ ), другий прохід є виходжувальним:  $t_2 = \Pi - t_1 = 0$ . Функція  $\tau_{\min}$ , описувана залежністю (3.44), у другому випадку набуде вигляду:

$$\tau_{\min} = 2 \cdot A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} - 1 \right). \quad (3.48)$$

Отже, тривалості першого й другого проходів однакові:

$$\tau_1 = \tau_2 = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} - 1 \right). \quad (3.49)$$

Із залежності (3.44) також випливає, що в другому випадку ( $t_1 = \Pi$ ) мінімум основного часу обробки  $\tau_{\min}$  менше, ніж у першому випадку ( $t_1 = 0$ ). Тому домогтися найбільшого зниження мінімуму основного часу  $\tau_{\min}$  з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні  $y_2$  можна за умови  $t_1 = \Pi$ .

У підсумку отримане рішення, яке описується залежністю (3.7). Цим показано, що дана схема круглого поздовжнього шліфування за фізичною суттю збігається з раніше розглянутою схемою круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі, що реалізує в початку кожного переходу натяг, який дорівнює величині пружного переміщення, виникаючого в технологічній системі на попередньому проході.

Слід визначити швидкості поздовжньої подачі під час першого й другого проходів відповідно до залежностей (3.36) і (3.38) з урахуванням залежності (3.42) і умов  $t_1 = \Pi$  і  $t_2 = 0$ . У підсумку отримано:

$$S_{\text{позд1}} = S_{\text{позд2}} = \frac{1}{A \cdot \left( \sqrt{\frac{\Pi}{y_2}} - 1 \right)}. \quad (3.50)$$

Цим показано, що швидкості поздовжньої подачі на двох проходах рівні між собою. Основний час обробки під час знімання припуску за три проходи визначається:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 = \frac{I_{\text{дет}}}{S_{\text{позд1}}} + \frac{I_{\text{дет}}}{S_{\text{позд2}}} + \frac{I_{\text{дет}}}{S_{\text{позд3}}}, \quad (3.51)$$

де  $S_{\text{позд1}}$ ,  $S_{\text{позд2}}$ ,  $S_{\text{позд3}}$  – швидкості поздовжньої подачі відповідно на першому, другому й третьому проходах, м/с.

Швидкість поздовжньої подачі під час першого проходу визначається залежністю (3.36) за умови  $t_1 = \Pi$ :

$$S_{\text{позд1}} = \frac{y_1}{A \cdot (\Pi - y_1)}, \quad (3.52)$$

де  $y_1$  – величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі під час першого проходу, м.

Швидкість поздовжньої подачі у процесі другого проходу визначається залежністю (3.38) за умови  $t_2 = 0$ :

$$S_{\text{позд2}} = \frac{y_2}{A \cdot (y_1 - y_2)}, \quad (3.53)$$

де  $y_2$  – величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі під час другого проходу, м.

Швидкість поздовжньої подачі під час третього проходу визначається із залежності (3.31) за умови  $t_3 = 0$ :

$$S_{\text{позд3}} = \frac{y_3}{A \cdot (y_2 - y_3)}, \quad (3.54)$$

де  $y_3$  – величина пружного переміщення, що виникає в технологічній системі у процесі третього проходу, м.

Підставляючи залежності (3.52), (3.53) і (3.54) у залежність (3.51), маємо:

$$\tau = A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( \frac{\Pi}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} + \frac{y_2}{y_3} - 3 \right). \quad (3.55)$$

У результаті отримана залежність, аналогічна залежності (3.9).

Нехай параметри  $A$ ,  $I_{\text{дет}}$ ,  $y_3$  відомі, а параметри  $y_1$  й  $y_2$  невідомі. Параметр  $y_3$  визначає точність розміру оброблюваної поверхні. Як видно із залежності (3.55), параметри  $y_1$  й  $y_2$  неоднозначно впливають на основний час обробки  $\tau$ , тобто існують екстремуми функції  $\tau$  від змінних величин  $y_1$  й  $y_2$ . Для їхнього визначення перші похідні функції  $\tau$  від змінних  $y_1$  й  $y_2$  слід прийняти рівними нулю:

$$\tau'_{y_1} = B \cdot \left( -\frac{\Pi}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0; \quad (3.56)$$

$$\tau'_{y_2} = B \cdot \left( -\frac{y_1}{y_2^2} + \frac{1}{y_3} \right) = 0. \quad (3.57)$$

Очевидно, другі похідні функції  $\tau$  від змінні  $y_1$  й  $y_2$  позитивні величини. Тому в точках екстремумів функція  $\tau$  набуває мінімальних значень. З рівняння (3.57) випливає:

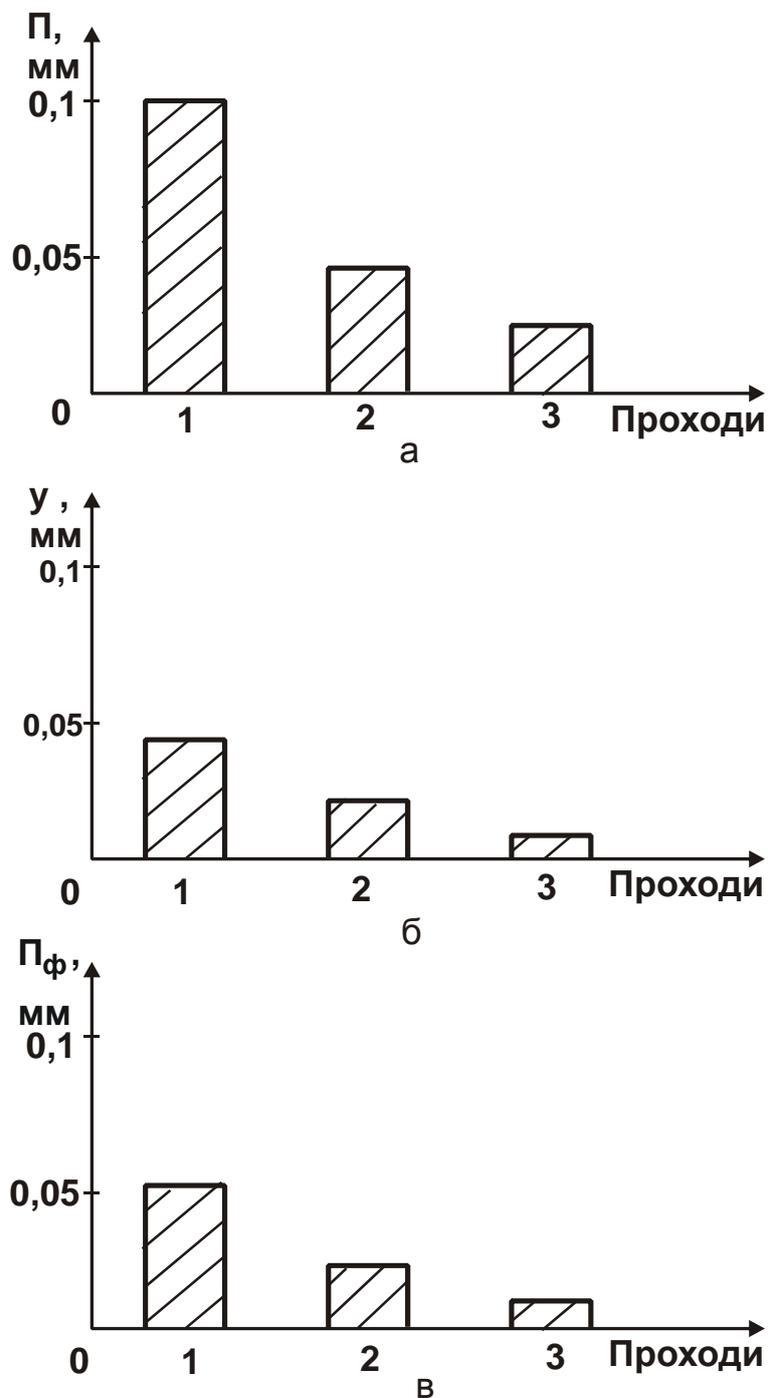
$$y_2 = \sqrt[3]{y_3^2 \cdot \Pi} = \Pi \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{y_3}{\Pi}\right)^2}, \quad (3.58)$$

тоді

$$y_1 = \sqrt[3]{y_3 \cdot \Pi^2} = \Pi \cdot \sqrt[3]{\frac{y_3}{\Pi}}. \quad (3.59)$$

Таким чином, аналітично визначені значення величин пружних переміщень, що виникають у технологічній системі на першому й другому проходах. Ці значення відповідно рівні величинам номінальних припусків, що видаляються на другому й третьому проходах. Величина номінального припуску на першому проході дорівнює  $\Pi$  (рис. 3.6а).

На рис. 3.6б наведені розраховані за залежностями (3.58) і (3.59) значення величин пружних переміщень  $y$ , що виникають на першому й другому проходах. На третьому проході пружне переміщення дорівнює  $y_3 = 0,01$  мм.



**Рис. 3.6. Розрахункові значення номінальних припусків (а), величин пружних переміщень (б) і фактичних припусків (в), що видаляються на першому, другому й третьому проходах**

*Умови обробки:  $P = 0,1$  мм;  $y_3 = 0,01$  мм*

На рис. 3.6в наведені значення фактичних припусків  $P_{\text{ф}}$ , що видаляються на першому, другому й третьому проходах. Значення  $P_{\text{ф}}$  дорівнює різниці номінального припуску й величини пружного переміщення на відповідному проході. Як впливає з рис. 3.6, з кожним подальшим про-



ходом значення номінальних припусків, величин пружних переміщень і фактичних припусків зменшуються.

Для визначення мінімуму основного часу обробки  $\tau_{\min}$  необхідно підставити залежності (3.58) і (3.59) в (3.55):

$$\tau_{\min} = 3 \cdot A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( 3 \sqrt[3]{\frac{\Pi}{y_3}} - 1 \right). \quad (3.60)$$

У підсумку отримана залежність, аналогічна залежності (3.48) для шліфування у два проходи. Очевидно, тривалість всіх трьох проходів однакова. Виходячи із залежності (3.55) це означає, що відношення величин пружних переміщень, що виникають на попередньому й наступному проходах, однакове. Отже, з кожним подальшим проходом величина пружного переміщення спадає за геометричною прогресією. Знаменником спадаючої прогресії є відношення величин пружних переміщень, що виникають на наступному й попередньому проходах.

Важливо визначити швидкість поздовжньої подачі на першому, другому й третьому проходах відповідно до залежностей (3.52), (3.53) і (3.54) з урахуванням залежностей (3.58) і (3.59). У підсумку отримано:

$$S_{\text{позд1}} = S_{\text{позд2}} = S_{\text{позд3}} = \frac{1}{A \cdot \left( 3 \sqrt[3]{\frac{\Pi}{y_3}} - 1 \right)}. \quad (3.61)$$

Як видно, швидкості поздовжньої подачі на трьох проходах однакові й визначаються відношенням  $\Pi/y_3$ .

Отримані залежності (3.48) і (3.60) дозволяють установити загальну закономірність зміни функції  $\tau_{\min}$  під час обробки з великою кількістю проходів  $n$ , що описується залежністю, аналогічною (3.27):

$$\tau_{\min} = n \cdot A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left[ \left( \frac{\Pi}{y_n} \right)^{\frac{1}{n}} - 1 \right] = n \cdot A \cdot I_{\text{дет}} \cdot \left( \varepsilon_{\text{сум}}^{\frac{1}{n}} - 1 \right) \quad (3.62)$$

або

$$\tau_{\min} = n \cdot B \cdot \frac{l_{\text{дет}}}{H} \cdot \left( \varepsilon_{\text{сум}}^n - 1 \right), \quad (3.63)$$

де  $\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\Pi}{y_n} > 1$  – сумарне уточнення на розмір оброблюваної поверхні;

$y_n$  – величина пружного переміщення, що виникає на  $n$ -му проході і визначає точність розміру оброблюваної поверхні;

$$B = A \cdot H = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot H - \text{постійна часу утворення пружного}$$

переміщення в технологічній системі, с;

$H$  – висота круга, м.

У табл. 3.2 і на рис. 3.7 наведені розрахункові значення  $\tau_{\min}$  для  $B \cdot l_{\text{дет}} / H = 1$  с і  $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$ .

Таблиця 3.2

### Розрахункові значення $\tau_{\min}$

$n$	1	2	3	4	5	6	10	20
$\tau_{\min}, \text{с}$	99,0	18,0	10,8	8,6	7,5	6,9	6,0	5,4

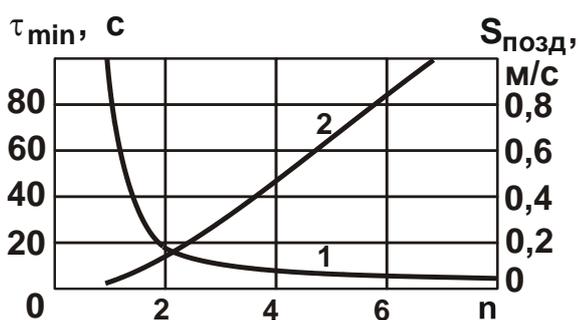


Рис. 3.7. Залежність  $\tau_{\min}$  (1) і  $S_{\text{позд}}$  (2) від  $n$

Умови обробки:  $B \cdot l_{\text{дет}} / H = 1$  с;

$$\varepsilon_{\text{сум}} = 100$$

припуску за  $n$  проходів за аналогією із залежностями (3.50) і (3.61) визначаються:

Як видно, зі збільшенням кількості проходів  $n$  мінімальний основний час обробки  $\tau_{\min}$  безупинно зменшується. При цьому найбільше зниження мінімального основного часу обробки  $\tau_{\min}$  досягається при зміні кількості проходів  $n$  від 1 до 4, тобто ефективно шліфування виконувати приблизно за чотири проходи.

Швидкості поздовжньої подачі на 1; 2; 3; ...;  $n$ -му проходах при зніманні

$$S_{\text{позд}1} = \dots = S_{\text{позд}n} = \frac{H}{B \cdot \left[ \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right]}. \quad (3.64)$$

Як видно, швидкості поздовжньої подачі на всіх проходах однакові й визначаються  $\varepsilon_{\text{сум}}$ . Із залежності (3.64) також випливає, що зі збільшенням кількості проходів  $n$  для забезпечення заданого значення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  швидкість поздовжньої подачі повинна збільшуватися (табл. 3.3, див. рис. 3.7).

Таблиця 3.3

**Розрахункові значення  $S_{\text{позд}}$  для  $B/H=1$  і  $\varepsilon_{\text{сум}}=100$**

$n$	1	2	3	4	5	6	10	20
$S_{\text{позд}}$	0,01	0,11	0,278	0,465	0,667	0,87	1,667	3,7

Отже, для забезпечення мінімального основного часу обробки (за умови заданої точності розміру оброблюваної поверхні  $y_n$ ) швидкість поздовжньої подачі  $S_{\text{позд}}$  на круглошліфувальному верстаті необхідно встановлювати максимально можливою.

Установлені закономірності погодяться із практикою застосування круглого поздовжнього й плоского шліфування, які, як правило, здійснюються у два переходи: чорнове шліфування й виходжування. На першому переході за один або кілька проходів здійснюється знімання основної частини припуску. На другому переході під час відключеної радіальної подачі верстата (у процесі виходжування) здійснюється формування необхідних параметрів точності та якості обробки. Причому, прийнято шліфування на двох переходах здійснювати з однієї й тією же швидкістю поздовжньої подачі, що засновано на експериментальних даних. У даній же роботі аналітично обґрунтована ефективність виконання круглого поздовжнього шліфування з однаковою швидкістю поздовжньої подачі на двох переходах. Це свідчить про вірогідність розробленого теоретичного підходу до оптимізації структури й параметрів операції круглого поздовж-

нього шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні.

При цьому доведено, що найбільш продуктивною схемою остаточного круглого поздовжнього шліфування є схема видалення всього припуску за один поздовжній хід стола верстата з наступними проходами виходжування. При зніманні відносно невеликих припусків, що має місце під час остаточного шліфування, практична реалізація даної схеми цілком можлива. Це вказує на можливість здійснення встановленої оптимальної за структурою операції круглого поздовжнього шліфування.

Необхідно зазначити, що умови формування пружних переміщень і припусків для встановленої вище оптимальної за структурою операції круглого поздовжнього шліфування такі ж, як і у випадку розглянутої в п. 3.1 операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю. Відмінність полягає лише в тому, що при круглому врізному шліфуванні потрібно зменшувати в часі швидкість радіальної подачі, а при круглому поздовжньому шліфуванні – забезпечувати сталість швидкості поздовжньої подачі на всіх проходах.

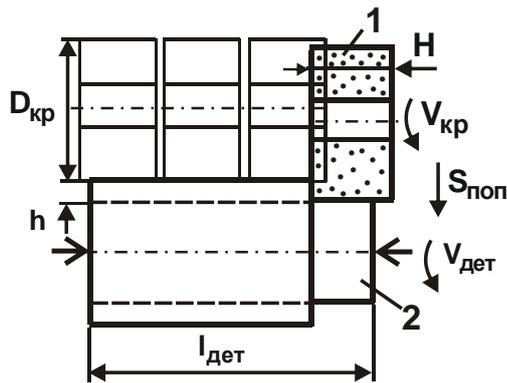
### **3.3. Порівняння основного часу обробки у ході круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування**

Якщо зрівняти залежності (3.27) і (3.63), то неважко побачити, що вони відрізняються лише множником  $I_{дет} / H$ .

З урахуванням того, що під час круглого поздовжнього шліфування круг періодично виходить із контакту з оброблюваною деталлю, параметр  $I_{дет}$  слід розглядати у вигляді суми двох доданків:  $I_{дет} + H$ . Тоді у процесі обробки деталі довжиною  $H$  параметр  $I_{дет}$  дорівнює  $2 \cdot H$  і основний час обробки під час круглого поздовжнього шліфування буде у два рази більше основного часу обробки у ході врізного шліфування. Крім того, щоб реалізувати залежність (3.63), необхідно глибину шліфування встановлювати рівною величині припуску, що знімається. За умови відносно невеликих значень припуску (наприклад, менше 0,1 мм на бік) дана умова здійсненна, але якщо значення припуску більше 0,1 мм на бік, то фактично нездійсненна. У цьому випадку припуск необхідно видаляти

за певну кількість проходів  $m$  із глибиною шліфування  $t_{гр}$ , яка менше величини припуску  $\Pi$ , тобто  $m = \Pi/t_{гр}$ . Однак, як показано в п. 3.2 (див. рис. 3.5), збільшення кількості проходів веде до збільшення основного часу обробки, що неефективно.

Із цього можна зазначити, що реалізувати залежність (3.63) під час круглого поздовжнього шліфування можна лише під час знімання відносно невеликих припусків (до 0,1 мм на бік). У процесі знімання відносно



**Рис. 3.8. Схема шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами**

Умовні позначення: 1 – круг;  
2 – деталь

великих припусків (до 1 мм на бік) необхідно використовувати схему круглого зовнішнього врізного шліфування, яка дозволяє реалізувати найменший основний час обробки, що визначається залежністю (3.27). Тобто кругле зовнішнє врізне шліфування – більш продуктивна схема обробки порівняно з круглим зовнішнім поздовжнім шліфуванням. Тому схему круглого зовнішнього врізного шліфування ефективно використовувати під час знімання значних припусків у ході шліфування уступами циліндричної зовнішньої поверхні (тоб-

то у процесі шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами, рис. 3.8). Для підвищення точності оброблюваної поверхні на заключному етапі обробки доцільно застосувати схему круглого поздовжнього шліфування, установлюючи глибину шліфування рівною величині припуску, що видаляється, і здійснюючи обробку за схемою виходжування за декілька проходів.

Виходячи з цього, важливо провести більш докладний кількісний аналіз основного часу обробки під час круглого зовнішнього поздовжнього шліфування й шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами. З урахуванням сказаного щодо круглого зовнішнього поздовжнього шліфування залежність (3.63) виразиться:

$$\tau_{\min} = m \cdot n \cdot V \cdot \frac{l_{\text{дет}}}{H} \cdot \left( \frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} - 1 \right), \quad (3.65)$$

де  $m = \Pi/t_{гр}$  – кількість проходів круга;

$t_{гр}$  – гранична глибина шліфування, м.

Величину  $\varepsilon_{сум}$  в залежності (3.65) необхідно розглядати як  $\varepsilon_{сум} = t_{гр}/y_n$ , де  $y_n$  – величина пружного переміщення на n-му проході (рівна заданій погрішності розміру оброблюваної поверхні), м.

Аналогічно перетворюючи залежність (3.27) щодо шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами, отримано:

$$\tau_{min} = n \cdot B \cdot \frac{I_{дет}}{H} \cdot \left[ (m \cdot \varepsilon_{сум})^{\frac{1}{n}} - 1 \right], \quad (3.66)$$

де  $m = \Pi/t_{гр}$ ;

$\varepsilon_{сум} = t_{гр}/y_n$ ;

$I_{дет}$  – довжина оброблюваної деталі, м;

$H$  – висота круга, м.

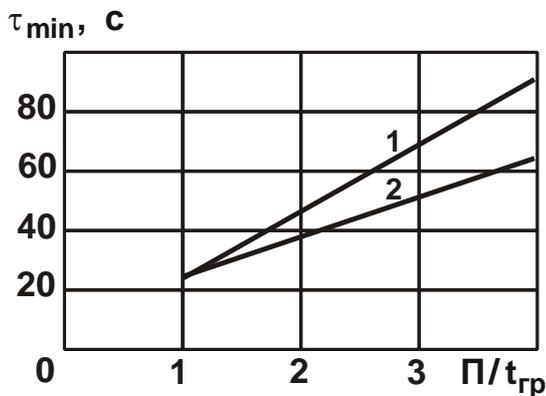


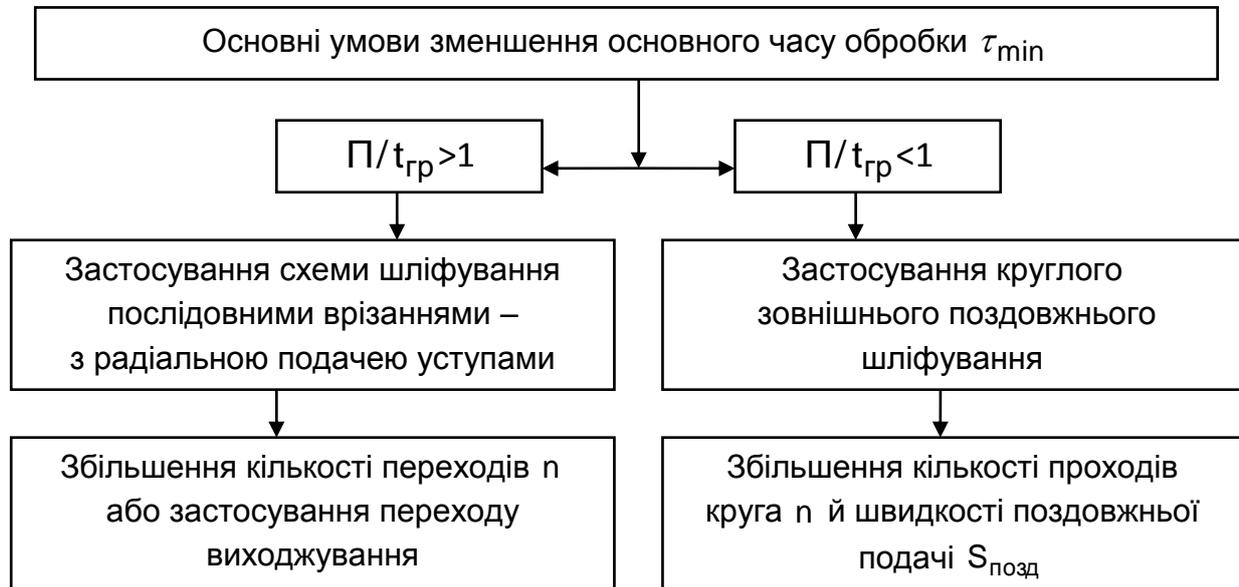
Рис. 3.9. Залежності  $\tau_{min}$  від  $\Pi/t_{гр}$  для круглого поздовжнього шліфування (1) і шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами (2)

На рис. 3.9 наведені графіки зміни основного часу обробки  $\tau_{min}$  залежно від відношення  $\Pi/t_{гр}$ , які отримані на основі залежностей (3.65) і (3.66) для  $n=2$ ;  $\varepsilon_{сум}=10$ ;  $B=1$  с;  $I_{дет}/H=5$ .

Як видно, при  $\Pi/t_{гр}=1$  значення  $\tau_{min}$  рівні для двох розглянутих схем шліфування. За умови  $\Pi/t_{гр} > 1$  основний час обробки  $\tau_{min}$  для схеми шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами менше, ніж для схеми круглого поздовжнього шліфування.

Цим доведена перспективність застосування схеми шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами.

Таким чином, на основі проведеного аналізу визначені основні умови зменшення основного часу обробки  $\tau_{\min}$  під час круглого зовнішнього шліфування (рис. 3.10).



**Рис. 3.10. Структурна схема основних умов зменшення основного часу обробки  $\tau_{\min}$  під час круглого зовнішнього шліфування**

Необхідно зазначити, що отримане теоретичне рішення погодиться із практикою шліфування. Зокрема, з експериментально встановленими результатами, згідно з якими продуктивність круглого зовнішнього врізного шліфування завжди більше продуктивності круглого зовнішнього поздовжнього шліфування (табл. 3.4 [39]).

Таблиця 3.4

**Середні значення питомої продуктивності обробки  $Q_{\text{пит}}$  [мм<sup>3</sup>/(мм·хв)] під час різних видів круглого шліфування**

Види круглого шліфування	Урізне	Поздовжнє
Чорнове	250 – 500	200 – 400
Напівчистове	100 – 200	80 – 160
Чистове	40 – 80	32 – 63
Тонке	16 – 32	12,5 – 25

Практичним втіленням отриманого теоретичного рішення є відомий спосіб шліфування уступами [28], який сполучає шліфування з поздовжньою подачею й урізне. Шліфування кожної ділянки деталі 2 (див. рис. 3.8) здійснюється кругом 1 з поперечною подачею  $S_{\text{поп}}$  на величину  $0,9 \cdot h$ . Спочатку шліфується одна ділянка, а потім сусідня з нею з перекриттям ділянок на 5 – 10 мм. Ступінчастість ділянок, що утворюється, можна усунути декількома поздовжніми ходами.

Таким чином, на основі розробленого теоретичного підходу до оптимізації структури й параметрів операцій шліфування вдалося вирішити завдання з визначення потенційних можливостей круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування з погляду забезпечення найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні. Теоретично доведена перспективність застосування схеми круглого зовнішнього врізного шліфування (уступами) при обробці деталей, які за довжиною перевищують висоту круга.

### **3.4. Експериментальні дослідження основного часу обробки на операціях круглого зовнішнього шліфування**

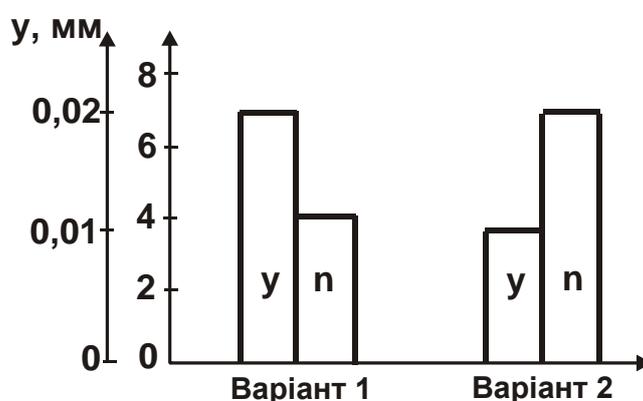
У п. 3.2 теоретично показано, що основний час обробки операції круглого поздовжнього шліфування тим менше, чим менше кількість проходів круга на переході чорнового шліфування. Під час знімання всього припуску за один прохід у процесі чорнового шліфування основний час обробки набуває найменших значень з урахуванням забезпечення заданої точності розміру оброблюваної поверхні. У зв'язку із цим, проведені експерименти з перевірки даного теоретичного рішення. З метою спрощення експериментальних досліджень, вони проводилися на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Л722В абразивним кругом 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6. Оброблялися пластини зі сталі 3 всією шириною круга на режимі:  $V_{\text{кр}} = 35$  м/с;  $V_{\text{дет}} = 24$  м/хв.

Спочатку проведено порівняння двох варіантів обробки у ході знімання припуску  $\Pi = 0,05$  мм. У першому варіанті перехід чорнового шліфування здійснювався за один прохід круга, тобто із глибиною шліфування  $t = 0,05$  мм. Потім виконувалося виходжування з тією ж швидкістю деталі ( $V_{\text{дет}} = 24$  м/хв) до моменту досягнення заданої точності розміру



оброблюваної поверхні 0,003 мм. У другому варіанті перехід чорнового шліфування виконувався за 5 проходів круга, тобто із глибиною шліфування  $t=0,01$  мм. Далі, як і в першому варіанті, здійснювалося виходжування до моменту досягнення заданої точності розміру оброблюваної поверхні 0,003 мм.

У ході виконання експериментів встановлено, що в першому варіанті після переходу чорнового шліфування величина пружного переміщення у дорівнює 0,02 мм (рис. 3.11). Після трьох проходів круга під час виходжування забезпечувалася необхідна точність розміру оброблюваної поверхні, тобто загальна кількість проходів  $n=4$ .



**Рис. 3.11. Діаграма розподілу величини пружного переміщення  $y$  (після переходу чорнового шліфування) і загальної кількості проходів круга  $n$  під час обробки за двома варіантами**

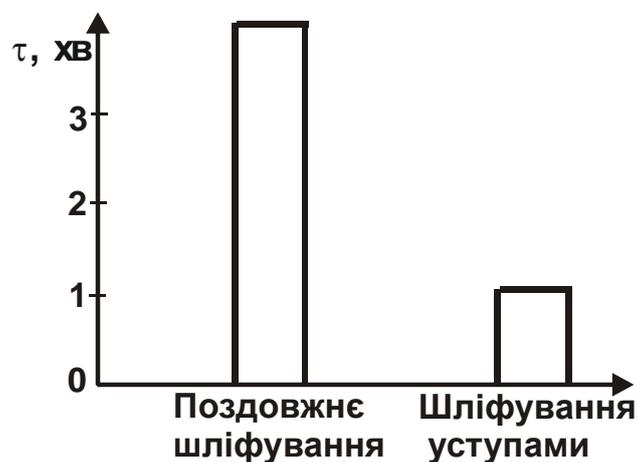
У другому варіанті після чорнового шліфування величина пружного переміщення у дорівнювала 0,01 мм (див. рис. 3.11), а кількість проходів при виходжуванні – 6, тобто загальна кількість проходів круга –  $n=7$ . Цим підтверджена вірогідність отриманого теоретичного рішення про ефективність виконання чорнового шліфування за один прохід круга.

Також проведені експериментальні дослідження з метою порівняння основного часу обробки циліндричних поверхонь для двох схем: круглого зовнішнього поздовжнього шліфування й шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами.

Експериментальні дослідження виконувалися на круглошліфувальному верстаті моделі 3У143МВ із застосуванням абразивного круга 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6 з режимом:  $V_{кр}=35$  м/с;  $V_{дет}=13,2$  м/хв. Оброблявся вал зі сталі 45 діаметром 35 мм і довжиною 240 мм. Вели-

чина припуску дорівнювала  $\Pi = 0,5$  мм на бік. Для підтримки високої різальної здатності абразивного круга періодично виконувалося його механічне виправлення алмазним олівцем "Славутич", чорнове виправлення з режимом:  $t = 0,4$  мм;  $S_{\text{позд}} = 1$  м/хв, чистове виправлення:  $t = 0,2$  мм;  $S_{\text{позд}} = 0,5$  м/хв.

Кругле зовнішнє поздовжнє шліфування виконувалося із глибиною шліфування  $t = 0,03$  мм і поздовжньою подачею  $S_{\text{позд}} = 3$  м/хв, а шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами виконувалося зі швидкістю радіальної подачі  $V = 3$  мм/хв. Наприкінці обробки для забезпечення точності розміру оброблюваної поверхні (0,03 мкм) здійснювалося виходжування за схемою поздовжнього шліфування ( $S_{\text{позд}} = 3$  м/хв.). Результати експериментів подані на рис. 3.12.



**Рис. 3.12. Діаграма розподілу основного часу обробки  $\tau$  під час круглого зовнішнього поздовжнього шліфування й шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами**

Як видно, шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами є більш продуктивним способом обробки порівняно з круглим зовнішнім поздовжнім шліфуванням [110]. Це погодиться з отриманими в п. 3.3 теоретичними результатами, що свідчить про їхню вірогідність.

Отримані рішення використані в ПАТ Харківський машинобудівний завод "Світло шахтаря" на операціях круглого зовнішнього шліфування відповідальних валів приводів шахтних конвеєрів. Установлено, що застосування операції шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами (якщо виконується умова  $y_1/\Pi = 0,05 \dots 1,0$ )

замість операції круглого поздовжнього шліфування, яка застосовувалася раніше, дозволило більш ніж у два рази підвищити продуктивність обробки при гарантованому забезпеченні необхідних високих показників точності та шорсткості оброблюваних поверхонь. При цьому виключаються припіки й інші температурні дефекти, твердість оброблених поверхонь валів відповідає їхній твердості до обробки, що свідчить про незначний вплив температурного фактора. Застосування розроблених операцій круглого зовнішнього шліфування дозволило зменшити відсоток поправного браку оброблюваних валів приводів шахтних конвеєрів і на 25 % знизити витрати абразивних кругів. Підвищення якості обробки валів дозволило довести ресурс роботи приводів шахтних конвеєрів до рівня світових виробників аналогічної продукції, наприклад, фірми *Wolfgang preinfalk GMBX* (Німеччина). Розроблені операції шліфування рекомендується застосовувати як для підвищення працездатності валів приводів шахтних конвеєрів, так і інших відповідальних валів, які працюють в умовах значних циклічних навантажень та зносу.

### **Висновки до розділу 3**

1. Проведено оптимізацію структури й параметрів операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю (що реалізує на початку кожного переходу натяг у технологічній системі, рівний величині виникаючого на даному переході пружного переміщення) за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні. Показано, що оптимальна структура даної операції така ж, як і розглянутої в розділі 2 операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з дискретним характером контакту круга з оброблюваною деталлю. Однак основний час обробки менший. Отже, застосування операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю є важливим резервом підвищення продуктивності обробки.

2. Теоретично доведено, що в оптимальній за структурою операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю

радіальної подачі (з постійним контактом круга з оброблюваною деталлю) зменшення швидкостей радіальної подачі й величин припусків на кожному наступному переході підкоряється закону нескінченно спадаючої геометричної прогресії зі знаменником, обернено пропорційним уточненню на розмір оброблюваної поверхні на переході. Установлено, що мінімум основного часу обробки зі збільшенням кількості переходів зменшується (до 2,72 разів), асимптотично наближаючись до значення, рівного основному часу обробки на операції шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.

3. Проведено аналітичну оптимізацію структури й параметрів операції круглого поздовжнього шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні, обумовленою пружними переміщеннями в технологічній системі. Доведено, що її доцільно виконувати у два переходи (чорнове шліфування й виходжування) з однаковою на кожному проході шліфувального круга максимально досяжною на верстаті швидкістю поздовжньої подачі. При цьому перший перехід доцільно здійснювати за один прохід круга, встановлюючи глибину шліфування рівною величині припуску, що знімається.

4. Теоретично встановлено, що умови формування пружних переміщень і припусків на оптимальній за структурою операції круглого поздовжнього шліфування такі ж, як і на оптимальній за структурою операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю. Відмінність полягає лише в тому, що під час круглого врізного шліфування потрібне зменшення в часі швидкості радіальної подачі, а у ході круглого поздовжнього шліфування – сталість швидкості поздовжньої подачі на всіх проходах круга. Це погодиться із практикою застосування круглого поздовжнього й плоского шліфування й свідчить про вірогідність отриманих теоретичних результатів.

5. Проведено порівняння оптимальних за структурою операцій круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування й показано, що найбільш високопродуктивною операцією шліфування циліндричних поверхонь є шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами, що дозволяє здійснювати знімання відносно великих припусків із забезпеченням високої точності обробки.

## Розділ 4. Оптимізація структури й параметрів операцій плоского шліфування й доведення деталей типу "кільце"

### 4.1. Практичне значення проблеми прецизійної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту

До найважливіших технічних рішень, отриманих під час створення електробурильної техніки, слід віднести розробку нових конструкцій і технологій виготовлення торцевих ущільнень обертових валів для захисту від проникнення пластової рідини із скважини у внутрішню маслозаповнену порожнину заглибного електроустаткування – електробурів для буріння нафтових і газових скважин і заглибних електродвигунів, застосовуваних в установках відцентрових насосів для видобутку нафти. Для цього в ПАТ "Завод "Потенціал" (м. Харків) розроблені ефективні конструкції торцевих ущільнень, що за технічними характеристиками перевершують зарубіжні аналоги (рис. 4.1 і 4.2 [103; 113]). Суть рішення полягає в тому, що торцеве ущільнення виконане у вигляді пари тертя двох кілець, виготовлених із композиції "твердий сплав "Реліт" – мідь". Завдяки великій твердості зерен реліту й антифрикційних властивостей мідної зв'язки, забезпечується висока зносостійкість пари тертя. За умови дії поверхнево-активних речовин на мідь у парі тертя виникає режим вибірного переносу, який характеризується практично не зношуваністю робочих поверхонь ущільнювальних кілець й зниженням коефіцієнта тертя.

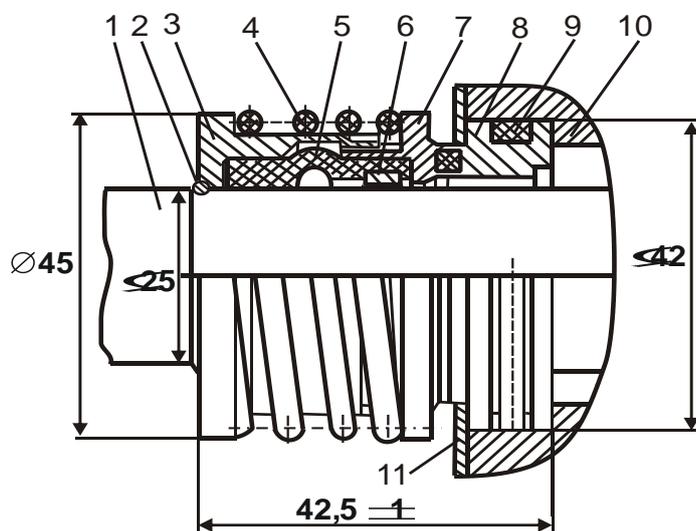


Рис. 4.1. Ущільнення 1Р25

Умовні позначення: 1 – вал протектора; 2 – запірне кільце; 3 – упор (обтискне кільце); 4 – пружина; 5 – сильфон; 6 – розпірне кільце; 7 – обертове кільце; 8 – необертове кільце; 9 – кільце ущільнювальне; 10 – корпус протектора; 11 – кільце.

Твердий сплав є зернами литого карбїду вольфраму з величиною зерна 0,18 – 0,28 мм і складається із двох видів карбїдів: WC і W<sub>2</sub>C. Сплав містить 95 % вольфраму й 3,7 – 4,2 % вуглецю, у тому числі вільного вуглецю не більше 0,1 %. Технологічний процес виготовлення торцевих пар тертя здійснюється таким чином. На торці сталевий заготовки



Рис. 4.2. Деталі торцевого ущільнення

типу "кільце" виконується кільцева канавка прямокутного перетину, стінки якої покриваються тонким шаром мідного порошку. Потім у канавку засипається рівномірний шар зерен релїту й за допомогою пуансона шар пресується з питомим

тиском 3 – 4 т/см<sup>2</sup>. Зверху засипається мідний порошок і пресується при тим же питомим тиском. Отримані заготовки поміщають у вакуумну піч, де при температурі 1 150 – 1 200 °С відбувається просочення спресованого шару релїту розплавленою міддю.

Розплавлена мідь проникає в пори між зернами релїту, у результаті чого на робочому торці кільця утворюється міцно зцементований і зв'язаний зі сталевий шар, який складається із зерен твердого сплаву "Релїт" і мідної зв'язки.

Організація масового виробництва торцевих ущільнень виявилася достатньо складною проблемою у зв'язку з труднощами механічної обробки торцевих поверхонь кілець, які виготовлені, по суті, з композиції трьох матеріалів: твердого сплаву "Релїт", міді та нержавіючої сталі (тобто композиційного матеріалу на основі релїту). Проблема зумовлена, по-перше, необхідністю зняття доволі великого припуску (до 2-х мм) важкооброблюваного композиційного матеріалу на основі релїту, що має підвищену твердість. По-друге, необхідністю його прецизійної обробки: параметр шорсткості 0,1 мкм, неплосинність обробки – менш ніж 0,9 мкм. По-третє, специфікою технології обробки торцевих поверхонь деталей типа "кільце" і відсутністю науково обґрунтованих умов їхньої ефективної обробки.

Застосування традиційної технології абразивної обробки, що включає операції попереднього й остаточного абразивного плоского шліфу-

вання й подальшого притирання абразивним (алмазним) порошком, виявилось малоефективним через відносно низьку продуктивність й високу собівартість обробки. Як відомо, набагато більше можливостей має технологія алмазно-абразивної обробки, яка включає операції алмазного шліфування й подальшого алмазного притирання. Однак для розробки ефективної технології алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту необхідно встановити оптимальні варіанти технологічних маршрутів і параметри технологічних операцій, тобто, по суті, провести структурно-параметричний аналіз і синтез технологічного процесу. Це вимагає розробки математичних (аналітичних) моделей, які описують найважливіші сторони функціонування технологічного процесу, і проведення комплексу теоретичних та експериментальних досліджень.

## 4.2. Аналітична модель продуктивності обробки під час шліфування

Для обґрунтування умов підвищення продуктивності процесу алмазного шліфування слід розглянути спрощену модель шліфування прямолінійного зразка, що рухається по нормалі до торцевої робочої поверхні круга (рис. 4.3) [68].

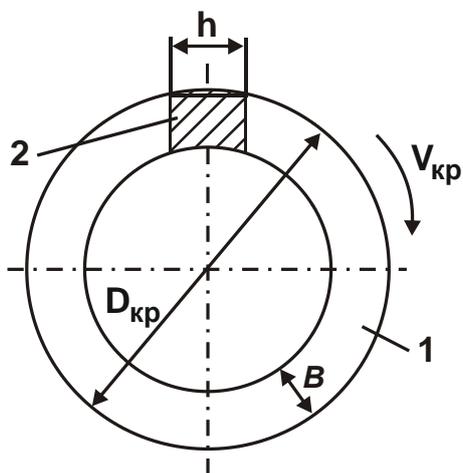


Рис. 4.3. Розрахункова схема шліфування

Умовні позначення: 1 – круг;  
2 – оброблюваний зразок

Можна припустити, що зв'язка круга зношується з лінійною швидкістю  $V_{CB}$ , а максимальна висота виступання зерна над рівнем зв'язки (виходячи з умов міцності його втримання у зв'язці) дорівнює  $b$ . Тоді час, протягом якого зерно бере участь у зніманні матеріалу, визначається:

$$\tau_0 = \frac{b}{V_{CB}}. \quad (4.1)$$

За цей час зерно проходить шлях в оброблюваному матеріалі довжиною  $l_0$  й зрізує матеріал об'ємом  $V_{об'єм}$ :

$$l_0 = V_{кр} \cdot \tau_0 \cdot \frac{h}{\pi \cdot D_{кр}} = V_{кр} \cdot \frac{b}{V_{св}} \cdot \frac{h}{\pi \cdot D_{кр}}; \quad (4.2)$$

$$V_{об'єм} = l_0 \cdot a_z^2 = V_{кр} \cdot a_z^2 \cdot \frac{b}{V_{св}} \cdot \frac{h}{\pi \cdot D_{кр}}, \quad (4.3)$$

де  $V_{кр}$  – швидкість круга, м/с;  
 $h$  – товщина зразка, м;  
 $D_{кр}$  – діаметр круга, м;  
 $a_z$  – товщина зрізу одним зерном, м.

Сумарний об'єм матеріалу  $V_{сум}$ , який зрізують усі  $n$  зерен, розташованих в алмазозоному шарі круга, визначається:

$$V_{сум} = n \cdot V_{об'єм}. \quad (4.4)$$

Відповідно продуктивність обробки  $Q$  виражається:

$$Q = \frac{V_{сум}}{\tau}, \quad (4.5)$$

де  $\tau = S/V_{св}$  – час зношування круга товщиною алмазозоного шару  $S$ .

Тоді

$$Q = \frac{n \cdot V_{кр} \cdot b \cdot a_z^2}{S}. \quad (4.6)$$

Число зерен  $n$  приблизно дорівнює:

$$n = \frac{V}{V_0} = \frac{\alpha \cdot \pi \cdot D_{кр} \cdot S \cdot B}{\frac{1}{6} \pi \cdot \bar{X}^3}, \quad (4.7)$$

де  $V$  – загальний об'єм алмазозоного шару круга, м<sup>3</sup>;

$V_0$  – об'єм, що займає одне зерно у вигляді сфери діаметром  $\bar{X}$  в алмазозоному шарі круга, м<sup>3</sup>;



$\bar{X}$  – зернистість круга, м;

$B$  – ширина круга, м;

$\alpha$  – коефіцієнт, що враховує частку об'єму алмазних зерен в об'ємі алмазоносного шару круга ( $\alpha \approx m/400$ );

$m$  – об'ємна концентрація круга (наприклад, для  $m = 100\%$  коефіцієнт  $\alpha = 0,25$ , тобто об'єм алмазних зерен становить 25 % від об'єму алмазоносного шару круга).

Після підстановки залежності (4.7) у (4.6), маємо:

$$Q = \frac{6 \cdot m \cdot B \cdot D_{кр} \cdot V_{кр} \cdot b \cdot a_z^2}{400 \cdot \bar{X}^3}. \quad (4.8)$$

Продуктивність обробки  $Q$  тим більша, чим більші параметри  $m$ ,  $B$ ,  $D_{кр}$ ,  $V_{кр}$ ,  $b$ ,  $a_z$  й менше  $\bar{X}$ . Очевидно, що між параметрами  $\bar{X}$ ,  $b$ ,  $a_z$  існують певні зв'язки й тому характер зміни  $Q$  від зернистості круга  $\bar{X}$  підкоряється більш складним закономірностям. У межі  $a_z \rightarrow b$ . Отже, чим більша висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, тим більша може бути досягнута товщина зрізу  $a_z$  й продуктивність обробки  $Q$ .

Збільшити параметр  $b$  можна за рахунок застосування міцних металевих зв'язок, що забезпечують міцне втримання алмазних зерен. У цьому плані алмазні круги на менш міцних органічних зв'язках забезпечують меншу продуктивність. Однак зі збільшенням  $b$  збільшується лінійне зношування зерна (ступінь його затуплення) і як наслідок – зменшується товщина зрізу  $a_z$ . Це може нівелювати переваги кругів на металевих зв'язках. Крім того, у процесі шліфування необхідно якимось чином підтримувати максимально можливу висоту  $b$ , тобто видаляти зв'язку з лінійною швидкістю  $V_{св}$ . Відомо, що алмазні круги на органічних і керамічних зв'язках достатньо стійко працюють у режимі самогострювання й стабілізують параметри  $b$  й  $V_{св}$  у часі [88].

Алмазні круги на металевих зв'язках, як правило, не працюють у режимі самогострювання й тому параметри  $b$  й  $V_{св}$  зменшуються із часом аж до нуля (процес різання припиняється). У цьому випадку для

підтримки постійного значення  $V_{\text{св}}$  й відповідно  $b$  необхідно здійснювати додаткову дію на металеву зв'язку круга механічним або іншим способом. Як доведено практикою, найбільший ефект досягається від дії на робочу поверхню алмазного круга електричних розрядів, які забезпечують електроерозійне (термічне) руйнування зв'язки круга й практичне виконання умови  $a_z \rightarrow b$ , тобто реалізацію максимально можливої продуктивної обробки, обумовленої міцністю алмазного круга. Чим більший параметр  $b$ , тим більші  $a_z$  й  $Q$ .

Разом з тим, дослідями встановлено, що не завжди продуктивність алмазного електроерозійного шліфування більше продуктивності шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках. Даний ефект пояснюють тим, що органічні зв'язки допускають "утопання" у них зерен. Це веде до збільшення кількості одночасно працюючих зерен. Виходячи із залежності (4.8), це рівносильно збільшенню об'ємної концентрації зерен  $m$  і відповідно продуктивності обробки.

З позиції залежності (4.6) даний ефект обумовлений зменшенням товщини алмазоносного шару  $S$ , тобто цей шар ніби стискується й збільшує кількість одночасно працюючих зерен. Причому, їхнє збільшення не завжди компенсується збільшенням  $b$  і  $a_z$  під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, у результаті алмазні круги на органічних зв'язках можуть забезпечувати більшу високу продуктивність.

Залежність (4.6) можна перетворити з урахуванням виразів  $a_z = \psi \cdot b$ ;  $P_z = \sigma \cdot a_z^2$ ;  $M = P_z \cdot b$  (рис. 4.4):

$$Q = \frac{P_z \cdot b \cdot V_{\text{кр}} \cdot n \cdot \psi^2}{\sigma \cdot S} = \frac{M \cdot V_{\text{кр}} \cdot n \cdot \psi^2}{\sigma \cdot S}, \quad (4.9)$$

де  $P_z$  – тангенціальна складова сили різання, що діє на зерно круга, Н;

$\psi$  – коефіцієнт;

$M$  – згинальний момент, Н·м.

Очевидно, що для менш міцної органічної зв'язки момент  $M$  менше, ніж для металевої зв'язки. Однак органічна зв'язка допускає зменшення параметрів  $\sigma$  і  $S$ , у результаті чого продуктивність може бути збільшена.

Таким чином показано, що ефективність застосування зв'язок обумовлена багатьма фізичними факторами й залежить від того, який фактор домінує в процесі шліфування. Якщо електроерозійним виправленням забезпечити постійну підтримку високої різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці, то можна досягти надзвичайно великої продуктивності обробки.

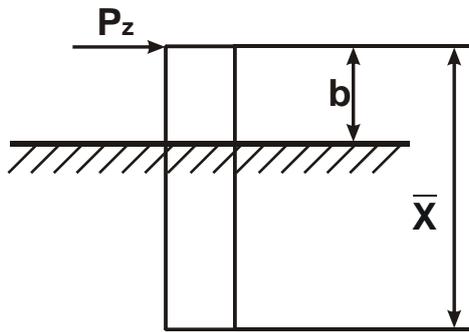


Рис. 4.4. Схема дії сили  $P_z$  на зерно

Під час роботи алмазним кругом на металевій зв'язці (наприклад, на зв'язці М1-01) у режимі самогострювання, коли має місце значне затуплення зерен, параметри  $b$  й  $a_z$  зменшуються, що призводить

до зменшення  $Q$ . У цьому випадку більшу продуктивність можна досягти під час шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках.

Теоретичні результати підтверджені експериментально. Так, у ході шліфування композиційного матеріалу на основі реліту алмазним кругом форми 12A2 45° на металевій зв'язці М1-01 (відразу після його електроерозійного виправлення) продуктивність приблизно в 1,5 рази більше продуктивності шліфування (за пружною схемою) алмазним кругом на органічній зв'язці В2-01. Протягом декількох хвилин шліфування відбувається інтенсивна втрата початкової різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці, продуктивність зменшується до рівня нижче продуктивності шліфування кругом на органічній зв'язці.

Такий режим роботи алмазного круга на металевій зв'язці може тривати досить довго – аж до його повного зношування. Для підвищення різальної здатності круга ефективно здійснювати його періодичне електроерозійне виправлення (протягом 10 – 20 с). Збільшення тривалості виправлення веде до невиправданого зношування круга.

Експериментально встановлено також, що більш висока продуктивність шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці супроводжується зменшенням параметра шорсткості обробки  $R_a$ . Це вказує на те, що товщини зрізів  $a_z$  менше, а кількість одночасно працюючих зерен більше, ніж в алмазних кругах на металевій зв'язці. Причому домінує фактор збільшення кількості одночасно працюючих зерен, що визначає збільшення продуктивності обробки.

### 4.3. Аналітична модель формування шорсткості плоских поверхонь під час алмазно-абразивної обробки

Важливо розглянути закономірності утворення мікрогеометрії поверхні прямолінійного нерухливого зразка 1 у процесі його абразивної обробки (рис. 4.5). Для цього необхідно спроектувати всі різальні зерна, розташовані на ділянці абразивного інструмента довжиною  $L$ , на вертикальну площину 1, що імітує положення оброблюваного зразка [69].

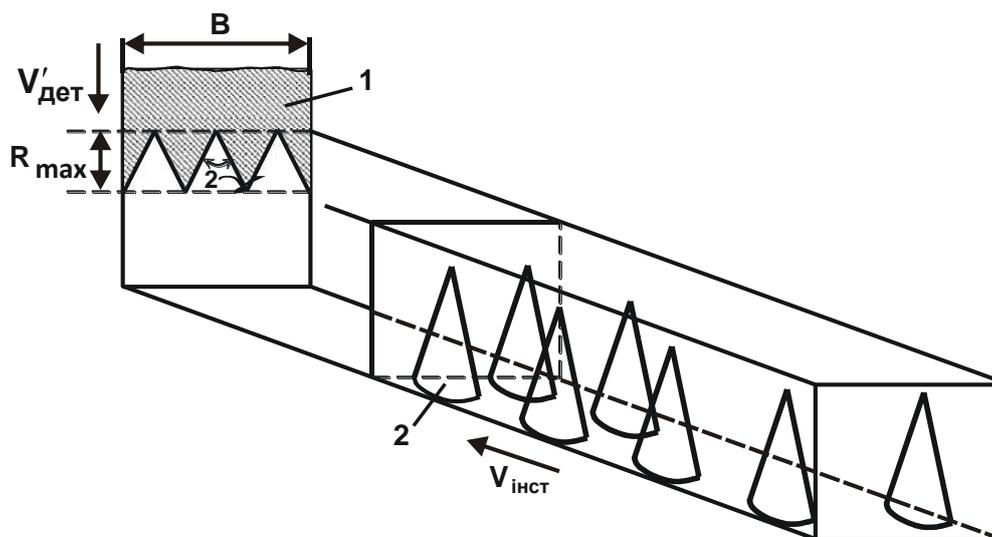


Рис. 4.5. Схема формування шорсткості плоскої поверхні під час алмазно-абразивної обробки

Умовні позначення: 1 – оброблювана деталь; 2 – алмазно-абразивний інструмент

Нехай робоча частина зерна має конусоподібну форму з кутом при вершині  $2\gamma$ , а всі зерна виступають над рівнем поверхні інструмента на однакову висоту  $b$ . З урахуванням того, що вершини спроектованих на площину 1 зерен у горизонтальному напрямі рівновіддалені одна від одної (рис. 4.6а), справедлива геометрична умова:

$$2 \cdot R_{\max} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n = B, \quad (4.10)$$

де  $n = k \cdot B \cdot L$  – кількість зерен, розташованих на ділянці інструмента довжиною  $L$ ;

$R_{\max}$  – максимальна висота проєкцій зерен на площину 1, яка умовно рівна максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні (параметру шорсткості обробки  $R_{\max}$ ), м;

$B$  – ширина робочої частини абразивного інструмента, м;  
 $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні інструмента, шт./м<sup>2</sup>.

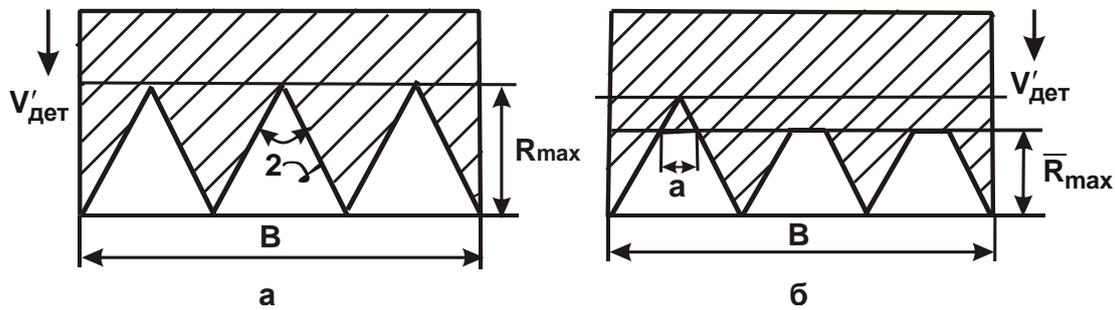


Рис. 4.6. Розрахункові схеми параметрів шорсткості поверхні під час обробки гострими (а) і притупленими (б) зернами

Після перетворень залежності (4.10), маємо

$$R_{\max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L} \quad (4.11)$$

Параметр  $R_{\max}$  тим менше, чим більше параметри  $\gamma$ ,  $k$ ,  $L$ , тобто збільшуючи число спроектованих на площину зерен, можна пропорційно зменшити параметр шорсткості  $R_{\max}$  до необхідного значення. Однак дане рішення становить інтерес більше у теоретичному плані, тому що припускає знімання достатньо малих припусків, порівнянних із товщинами зрізів окремими зернами [67].

Слід розглянути схему різання прямолінійного зразка 1, що рухається по нормалі до робочої поверхні зі швидкістю  $V'_{\text{дет}}$  (див. рис. 4.5), з урахуванням того, що інструмент рухається в горизонтальному напрямі зі швидкістю  $V_{\text{інст}}$ . Для визначення параметрів шорсткості обробки необхідно спроектувати всі зерна, розташовані на ділянці інструмента  $L$ , на площину, яка рухається у вертикальному напрямі зі швидкістю  $V'_{\text{дет}}$ , що імітує рух оброблюваного зразка. Довжину  $L$  можна виразити:

$$L = V_{\text{інст}} \cdot \tau = V_{\text{інст}} \cdot \frac{R_{\max}}{V'_{\text{дет}}}, \quad (4.12)$$

де  $\tau$  – час, за який переміститься площина на величину  $R_{\max}$ , с.

Підставляючи залежність (4.12) в (4.11), отримано:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{інст}}}}. \quad (4.13)$$

Параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  тим менше, чим більше  $\gamma$ ,  $k$  й менше відношення  $V'_{\text{дет}}/V_{\text{інст}}$ . Оскільки збільшення параметрів  $k$ ,  $V_{\text{інст}}$  обмежене, основною умовою зменшення параметра  $R_{\max}$  до необхідного значення слід розглядати зменшення  $V'_{\text{дет}} \rightarrow 0$ .

Для реалізації достатньо малих значень  $V'_{\text{дет}}$  може бути ефективна пружна схема обробки з постійним радіальним зусиллям  $P$ , прикладеним до оброблюваного зразка (рис. 4.7а). Тому важливо виконати розрахунок зусилля  $P$ , необхідного для того, щоб оброблюваний зразок переміщався у вертикальному напрямі зі швидкістю  $V'_{\text{дет}}$ .

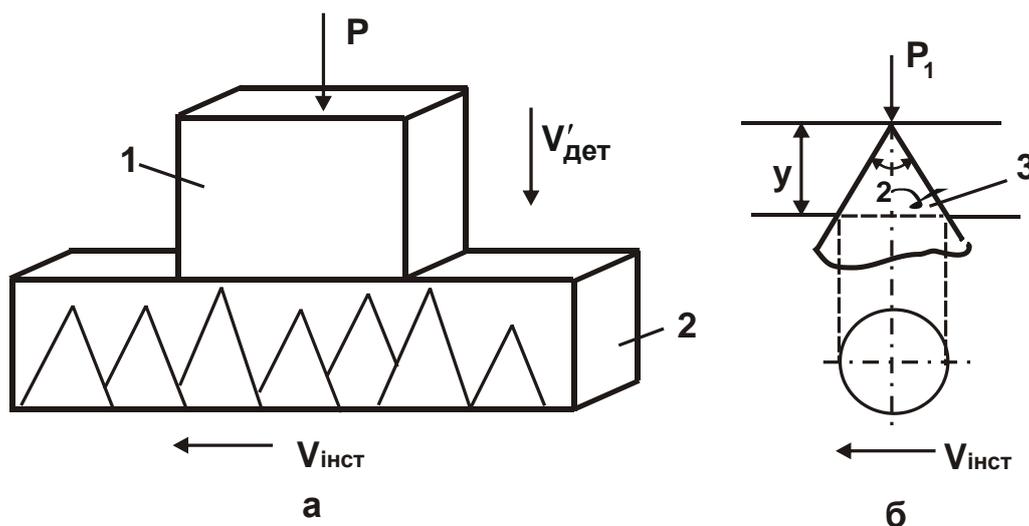


Рис. 4.7. Розрахункова схема абразивної обробки

Умовні позначення: 1 – оброблюваний зразок; 2 – абразивний інструмент; 3 – зерно

У розрахунках можна припустити, що у контакті зі зразком одночасно перебуває  $n_0$  зерен. Тоді, використовуючи розрахункову схему, наведену на рис. 4.7б, маємо:

$$P = HV \cdot n_0 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot y^2 \cdot 0,5, \quad (4.14)$$

де  $HV$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом,  $\text{Н/м}^2$ ;  
 $y$  – глибина впровадження різального зерна в матеріал, м.

Коефіцієнт 0,5 у залежності (4.14) означає, що під час різання фактична площа контакту зерна з оброблюваним матеріалом дорівнює половині номінальної площі  $\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot y^2$ . Приймаючи в першому наближенні те, що величина  $y$  (товщина зрізу окремим зерном) дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні  $R_{\max}$ , й розв'язуючи залежність (4.14) відносно  $R_{\max}$ , отримано:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot n_0 \cdot HV}}. \quad (4.15)$$

Кількість одночасно працюючих зерен  $n_0$  дорівнює  $n_0 = k \cdot F$ , де  $k$  – поверхнева концентрація зерен, шт./м<sup>2</sup>;  $F$  – площа контакту абразивного інструмента з оброблюваним матеріалом, м<sup>2</sup>. З урахуванням  $\bar{p} = P/F$  (де  $\bar{p}$  – нормальний тиск) залежність (4.15) набуде вигляду:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2 \cdot \bar{p}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot k \cdot HV}}. \quad (4.16)$$

Виходячи з залежності (4.16), зменшити параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  можна зменшенням нормального тиску  $\bar{p}$  й збільшенням параметрів  $\gamma$ ,  $k$ . Параметр  $R_{\max}$  тим менше, чим більше твердість оброблюваного матеріалу  $HV$ . Це пов'язане зі зменшенням товщин зрізів при фіксованому нормальному тиску  $\bar{p}$ . Отже, ту саму шорсткість під час обробки більш твердих матеріалів можна одержати, застосовуючи абразивний інструмент із меншою концентрацією зерен  $k$ . Порівнюючи залежності (4.13) і (4.16), встановлено взаємозв'язок між  $V'_{\text{дет}}$  і  $\bar{p}$ :

$$V'_{\text{дет}} = \frac{4 \cdot \bar{p}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot V_{\text{інст}}. \quad (4.17)$$

Швидкість переміщення оброблюваного зразка  $V'_{\text{дет}}$  й відповідно продуктивність обробки  $Q = V'_{\text{дет}} \cdot F$  тим більше, чим більший

нормальний тиск  $\bar{p}$ , швидкість інструмента  $V_{\text{інст}}$  й менше кут при вершині зерна  $2\gamma$ , який визначає геометрію зерна в початковий момент різання (до моменту утворення на зерні площадки зношування).

Виходячи із залежності (4.17), зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV швидкість  $V'_{\text{дет}}$  зменшується. Отже, чим більше HV, тим більше повинні бути значення  $\bar{p}$  і  $V_{\text{інст}}$  з метою збільшення швидкості  $V'_{\text{дет}}$  й продуктивності обробки.

Відповідно до залежності (4.16), збільшення  $V_{\text{інст}}$  веде до зростання  $R_{\text{max}}$ . Тому для збільшення  $V'_{\text{дет}}$  з урахуванням обмеження за параметром  $R_{\text{max}}$  слід збільшити  $V_{\text{інст}}$  й  $\bar{p}$ , а також поверхневу концентрацію зерен  $k$  (щоб компенсувати зростання  $R_{\text{max}}$  у зв'язку зі збільшенням  $\bar{p}$ ). Якщо можливості збільшення  $k$  обмежені, основною умовою підвищення  $V'_{\text{дет}}$  під час обробки високотвердих матеріалів є збільшення  $V_{\text{інст}}$ .

Кут  $\gamma$  однаковою мірою впливає на параметри  $R_{\text{max}}$  й  $V'_{\text{дет}}$ , відповідно до залежностей (4.16) і (4.17). З метою збільшення  $V'_{\text{дет}}$  й продуктивності обробки кут  $\gamma$  необхідно збільшити, а зростання  $R_{\text{max}}$ , яке при цьому має місце, – компенсувати збільшенням поверхневої концентрації  $k$ . Оскільки параметр  $k$  входить у залежність (4.16) і не входить у залежність (4.17), за рахунок його зміни можна домогтися необхідного значення шорсткості обробки  $R_{\text{max}}$ . Як видно, поверхнева концентрація зерен  $k$  грає винятково важливу роль в інтенсифікації процесу й забезпеченні необхідної шорсткості обробки [32].

Важливо визначити умови закріплення ріжучих зерен на робочій поверхні абразивного інструмента. Радіальна складова сили різання  $P_1$ , що діє на окреме зерно інструмента, визначається (див. рис. 4.7б):

$$P_1 = HV \cdot \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot y^2 \cdot 0,5. \quad (4.18)$$

Приймаючи в першому наближенні  $y = R_{\text{max}}$ , маємо

$$R_{\text{max}} = \sqrt{\frac{2 \cdot P_1}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (4.19)$$



Виходячи із залежності (4.19), зменшення параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$  припускає зменшення сили, що діє на окреме зерно  $P_1$ . Отже, процес досягнення більш високої чистоти обробки (менших значень  $R_{\max}$ ) характеризується меншими навантаженнями, які діють на радіальні зерна. Це не вимагає міцного втримання зерен на робочій поверхні інструмента. Зерна можуть перебувати у вільному незакріпленому стані. Закріплення зерен на робочій поверхні інструмента приводить до збільшення навантаження  $P_1$  й відповідно параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$ . Із цього можна зазначити, що зменшення параметра  $R_{\max}$  вимагає обробки вільним абразивом.

Застосування інструментів зі зв'язаним абразивом (шліфувальних кругів, стрічок та ін.) у зв'язку зі збільшенням навантажень, які діють на зерна, і глибин впровадження зерен в оброблюваний матеріал припускає збільшення параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$ .

Із залежності (4.18) визначається сила  $P_1$ , що діє на окреме зерно, необхідна для досягнення заданої шорсткості обробки  $y = R_{\max}$ .

Радіальне зусилля  $P$ , з яким оброблюваний зразок притискається до інструмента, визначається залежністю:

$$P = P_1 \cdot n_0, \quad (4.20)$$

звідки

$$P_1 = \frac{\bar{p}}{k}, \quad (4.21)$$

де  $\bar{p} = P/F$  – нормальний тиск, Н/м<sup>2</sup>.

Із залежності (4.21) випливає, що зменшити  $P_1$  (для забезпечення більш високої чистоти обробки) можна зменшенням  $\bar{p}$  і збільшенням  $k$ . Зважаючи на те, що зменшення  $\bar{p}$  веде до зменшення  $V'_{\text{дет}}$  й продуктивності обробки, відповідно до залежності (4.17), доцільно зменшити  $P_1$  за рахунок збільшення  $k$ .

Зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу  $HV$ , виходячи із залежності (4.18), для забезпечення умови  $y = R_{\max} = \text{const}$  силу  $P_1$ , що діє на окреме зерно, необхідно збільшити. З урахуванням залежності

(4.21), це припускає зменшення поверхневої концентрації зерен  $k$ , тобто при обробці більш твердого матеріалу домогтися однієї й тої ж шорсткості  $R_{\max}$  можна за рахунок зменшення  $k$ .

Збільшення  $P_1$  у зв'язку зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу  $HV$  вимагає застосування в якості вільного абразиву більш міцних марок абразивів (наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів), а також збільшення їхньої зернистості (більші зерна мають більшу міцність і зносостійкість). Збільшення  $P_1$  у зв'язку зі збільшенням  $HV$  вимагає також збільшення міцності втримання зерен на робочій поверхні інструмента. Отже, для забезпечення однієї й тої ж шорсткості під час обробки більш твердих матеріалів допускається використання інструментів зі зв'язаним абразивом. Слід розглянути умови утворення мікронерівностей на оброблюваній поверхні у ході різання інструментом зі зв'язаним абразивом (алмазним кругом). У роботі [2] показано, що поверхнева концентрація зерен  $k$  пов'язана з об'ємною концентрацією  $m$  й зернистістю круга  $\bar{X}$  залежністю:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (4.22)$$

де  $(1 - \varepsilon)$  – безрозмірна величина, що враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки круга (змінюється в межах  $0 \dots 1$ ).

Для 100-відсоткової концентрації круга  $m = 100$ ; для 50-відсоткової концентрації круга –  $m = 50$  і т. д. Підставляючи залежність (4.22) в (4.16), отримано:

$$R_{\max} = 20 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{\bar{p}}{3 \cdot m \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot (1 - \varepsilon)}}. \quad (4.23)$$

Виходячи із залежності (4.23), параметр  $R_{\max}$  тим менший, чим менша зернистість круга  $\bar{X}$ , нормальний тиск  $\bar{p}$  і більший кут при вершині зерна  $2\gamma$ , об'ємна концентрація круга  $m$ , ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки  $(1 - \varepsilon)$  і твердість оброблюваного матеріалу  $HV$ . Найбільше впливають на  $R_{\max}$  параметри  $\bar{X}$  і  $\gamma$ .

Зменшення  $R_{\max}$  зі збільшенням  $(1-\varepsilon)$  пов'язане зі збільшенням поверхневої концентрації зерен  $k$ , відповідно до залежності (4.22).

Розрахунок параметра  $R_{\max}$  за залежністю (4.23) є наближеним, тому що не враховує різновисотне розташування вершин зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. У дійсності в різанні беруть участь найбільш виступаючі зерна з висотою виступання  $b \geq b_0 - R_{\max}$ , де  $b_0$  – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга. Для того, щоб урахувати в розрахунку тільки працюючі зерна, необхідно поверхневу концентрацію  $k$ , яка визначається залежністю (4.22), помножити на коефіцієнт, рівний  $R_{\max}/b_0$ . Тоді

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot \overleftarrow{-\varepsilon} R_{\max}}{200 \cdot \pi \cdot X^2 \cdot b_0}. \quad (4.24)$$

Величина  $b_0$  виражається [2]:

$$b_0 = \overleftarrow{-\varepsilon} \bar{X}. \quad (4.25)$$

Параметр  $k_1$  із урахуванням залежності (4.25) набуде вигляду:

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot R_{\max}}{200 \cdot \pi \cdot X^3}. \quad (4.26)$$

Підставляючи залежність (4.26) в (4.16), маємо:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{400 \cdot \bar{p} \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot HV}}. \quad (4.27)$$

Як і в залежності (4.23), найбільше впливає на параметр  $R_{\max}$  зернистість круга  $\bar{X}$ , тобто зменшити  $R_{\max}$  можна, насамперед, за рахунок зменшення зернистості круга  $\bar{X}$ . Залежність (4.27) справедлива під час шліфування за пружною схемою з фіксованим нормальним тиском  $\bar{p}$ . У ході шліфування за жорсткою схемою параметр шорсткості обробки

$R_{\max}$  визначиться із залежності (4.13). Підставляючи в неї замість параметра  $k$  параметр  $k_1$ , який визначається залежністю (4.26), отримано:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{іннс}}}}. \quad (4.28)$$

Найбільше впливає на  $R_{\max}$  зернистість круга  $\bar{X}$ . Вплив об'ємної концентрації  $m$  такий же, як і під час шліфування за пружною схемою.

Залежності для розрахунку параметра  $R_{\max}$ : (4.23), (4.27), (4.28) справедливі у ході шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках, коли практично відсутнє "утопання" зерен у зв'язку в процесі різання під дією виникаючих навантажень. У ході шліфування алмазними кругами на менш міцних (органічних або керамічних) зв'язках зерна можуть "утопати" в них. Це веде до збільшення числа одночасно працюючих зерен. Щоб урахувати дану закономірність, необхідно поверхневу концентрацію зерен  $k$ , яка виражається залежністю (4.22), помножити на коефіцієнт, рівний  $\Delta/b_0$ . Величина  $\Delta$ , виходячи з рис. 4.8, визначає глибину вдавлення у зв'язку найбільш виступаючого зерна під дією виникаючого під час шліфування навантаження. Менш виступаючі зерна будуть вдавлюватися у зв'язку на меншу глибину, у результаті чого фактичні висоти виступання всіх працюючих зерен стануть приблизно однаковими. З урахуванням сказаного, маємо:

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot \Delta}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (4.29)$$

Представляючи  $\Delta = z \cdot R_{\max}$  й підставляючи параметр  $k_1$  замість параметра  $k$  в залежність (4.16), отримано:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{400 \cdot \bar{p}}{3 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot z \cdot HV}}}. \quad (4.30)$$

Залежність (4.30) відрізняється від аналогічної залежності (4.27) тим, що до неї входить множник  $z > 1$ . Чим більше  $z$ , тобто чим більша

глибина "утопання" зерен у зв'язку круга внаслідок виникаючих під час шліфування навантажень, тим менший параметр шорсткості  $R_{\max}$ . Отже, застосовуючи більш "м'які" зв'язки, можна зменшити  $R_{\max}$ . По суті, застосування "м'яких" зв'язок дозволяє за рахунок "утопання" зерен перейти від різновисотного до одновисотного виступання зерен над рівнем зв'язки, що збільшує число одночасно працюючих зерен і зменшує параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$ .

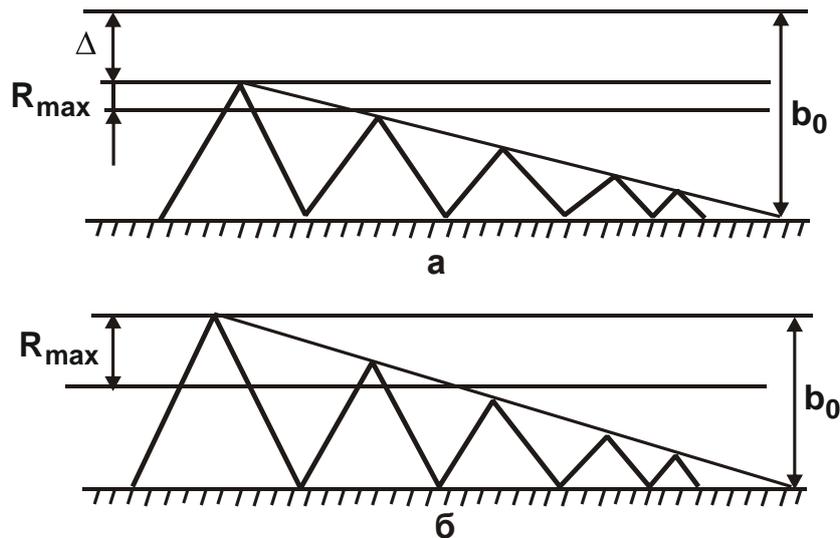


Рис. 4.8. Вплив величини  $\Delta$  на параметр шорсткості  $R_{\max}$  у ході абразивної обробки

Умовні позначення: а –  $\Delta > 0$ ; б –  $\Delta = 0$

Під час шліфування за жорсткою схемою ( $V'_{\text{дет}} = \text{const}$ ) залежність (4.28) для визначення параметра  $R_{\max}$ , аналогічно залежності (4.30), набуде вигляду:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot z \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{інс}}}} \quad (4.31)$$

Чим більше  $z$ , тим менше  $R_{\max}$  при незміненому значенні  $V'_{\text{дет}}$  й відповідно продуктивності обробки. Збільшення  $z$  при  $R_{\max} = \text{const}$  дозволяє збільшити  $V'_{\text{дет}}$  й продуктивність обробки. Отже, застосовуючи алмазні круги на відносно "м'яких" зв'язках, можна за рахунок введення в контакт із оброблюваним матеріалом більшого числа зерен збільшити

продуктивність обробки за незмінного значення  $R_{\max}$ . Під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, коли відсутнє "утопання" зерен у зв'язку, коефіцієнт  $z = 1$ .

Зв'язок між нормальним тиском  $\bar{p}$  і швидкістю  $V'_{\text{дет}}$  з урахуванням "утопання" зерен у зв'язку залишається тим же, який визначається залежністю (4.17).

Розв'язуючи залежність (4.17) відносно  $\bar{p}$ , отримано:

$$\bar{p} = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}{4} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{іннс}}}. \quad (4.32)$$

Нормальний тиск  $\bar{p}$  (нормальна складова сили різання) тим більший, чим більші твердість оброблюваного матеріалу  $\text{HV}$ , відношення  $V'_{\text{дет}}/V_{\text{іннс}}$  й кут при вершині зерна  $2\gamma$ . Умовно можна припустити, що в міру затуплення зерна й утворення на ньому площадки зношування кут  $\gamma$  може збільшуватися до значення  $\gamma \rightarrow 90^\circ$ . Тоді для  $\gamma \rightarrow 90^\circ$  справедливо:  $\text{tg}90^\circ \rightarrow \infty$  й  $\bar{p} \rightarrow \infty$ . Необмежене збільшення  $\bar{p}$  при заданому значенні  $V'_{\text{дет}}$  веде до підвищення теплової напруженості процесу, зниженню точності та якості обробки. Отже, під час шліфування необхідно управляти різальною здатністю круга, видаляючи з робочої поверхні зерна, що затупилися, і не допускати перевищення силою різання (нормальним тиском  $\bar{p}$ ) заданого значення.

Управляти ступенем зношування (затуплення) зерна в процесі шліфування можна двома шляхами. По-перше, застосовувати зв'язки, що забезпечують режим самогострювання круга (постійного відновлення робочої поверхні круга за рахунок випадіння зі зв'язки зношених зерен під дією виникаючих під час різання навантажень). Зв'язка повинна втримувати зерно доти, поки навантаження, що діє на нього, не перевищить граничного значення. Чим менша величина лінійного зношування зерна до моменту його випадіння зі зв'язки круга (тобто чим менший ступінь затуплення зерна), тим м'якшою повинна бути зв'язка. Металева зв'язка забезпечує більш міцне втримання зерна в крузі, тому й величина лінійного зношування зерен під час шліфування такими кругом буде більше. Видалити зерно з алмазного круга на металевій зв'язці (у силу

його міцного втримання зв'язкою) складно, тому й круг, як правило, працює в режимі затуплення. Основний шлях підтримки високої різальної здатності таких кругів під час шліфування – це застосування ефективних методів механічного, електроерозійного або електрохімічного виправлення, які дозволяють примусово видаляти з робочої поверхні зерна, що затупилися.

Важливо розглянути закономірності зміни параметра шорсткості обробки  $R_{max}$  у ході обробки вільним абразивом (алмазними пастами). Для цього в залежностях (4.13) і (4.16) слід оцінити значення параметра  $k$ . Відповідно до ДЕРЖСТАНДАРТУ 16877-71 ("Паста алмазні"), зі збільшенням зернистості паста відсотковий вміст алмазного порошку в ній збільшується (табл. 4.1). Це пов'язане з тим, що зі збільшенням зернистості зменшується кількість зерен, які втримуються в 1 караті. Тому з метою збільшення кількості зерен відсотковий вміст алмазного порошку в пасті збільшують. Однак з табл. 4.1 видно, що зі збільшенням зернистості кількість зерен в одиниці об'єму паста зменшується, тому що під час збільшення зернистості від 1/0 до 60/40 (тобто приблизно в 60 разів) концентрація алмазного порошку в пасті збільшується лише в 10 разів.

Таблиця 4.1

### Відсотковий вміст алмазного порошку в пасті

Зернистість паста	Концентрація алмазного порошку, маса %	
	Нормальна	Підвищена
60/40	10	20
40/28	7	14
28/20		
20/14	5	10
14/10		
10/7	3	6
7/5		
5/3	2	4
3/2		
2/1	1	2
1/0		

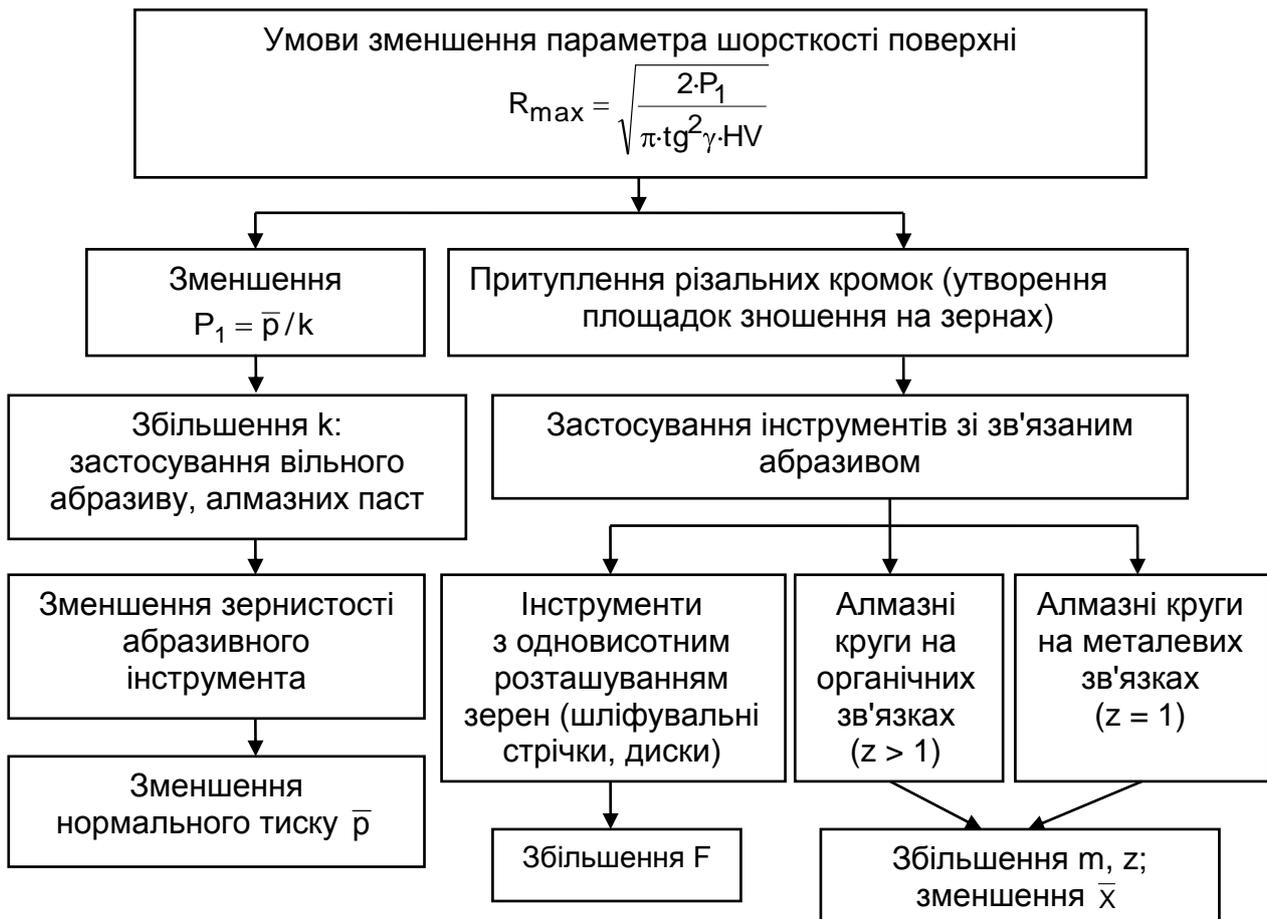
Із цього можна зазначити, що поверхнева концентрація зерен  $k$  (при використанні алмазної пасти) збільшується зі збільшенням зернистості. Це приводить до зменшення параметра  $R_{\max}$ . Установлена закономірність допускає збільшення зернистості під час обробки матеріалів підвищеної твердості  $HV$  (для забезпечення заданого значення параметра шорсткості  $R_{\max}$ , відповідно до залежності (4.16) у ході обробки за пружною схемою). З метою зменшення параметра  $R_{\max}$  при  $\bar{p} = \text{const}$  зернистість круга необхідно зменшити, забезпечуючи збільшення поверхневої концентрації зерен  $k$ . У ході обробки за жорсткою схемою ( $V'_{\text{дет}} = \text{const}$ ), відповідно до залежності (4.13), зернистість необхідно зменшити з метою зменшення параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$ .

Установлені закономірності справедливі й під час обробки шліфувальною стрічкою. Тут кількість зерен, розташованих на робочій поверхні, тим більша, чим менша зернистість. Отже, зі зменшенням зернистості збільшується поверхнева концентрація зерен  $k$  і відповідно зменшується параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$ , виходячи із залежностей (4.13) і (4.16). Проведений теоретичний аналіз дозволяє сформулювати узагальнено основні умови зменшення параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$  й підвищення продуктивності алмазно-абразивної обробки.

Відповідно до структурної схеми, наведеної на рис. 4.9, із урахуванням залежності (4.19), зменшити параметр  $R_{\max}$  можна двома шляхами: зменшенням радіальної складової сили  $P_1$ , що діє на окреме зерно, і притупленням різальних кромки (утворенням площадок зношування на зернах під час обробки).

Перший шлях реалізується за рахунок зменшення нормального тиску  $\bar{p}$  й збільшення поверхневої концентрації зерен  $k$ . Оскільки зменшення  $\bar{p}$  приводить до зменшення  $V'_{\text{дет}}$  за залежністю (4.17) і, відповідно продуктивності обробки, основною умовою зменшення  $P_1$  слід розглядати збільшення поверхневої концентрації  $k$  під час обробки вільним абразивом. У цьому випадку зерна не закріплені на робочій поверхні інструмента (наприклад, під час притирання), можуть перекочуватися й забезпечувати мінімально можливі зрізи, тобто здійснювати знімання матеріалу з мінімальними силами різання. Збільшити  $k$  можна за рахунок зменшення зернистості.





**Рис. 4.9. Структурна схема умов зменшення параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$**

Другий шлях зменшення параметра  $R_{\max}$  реалізується за рахунок збільшення сили  $P_1$ , що діє на окреме різальне зерно. Це вимагає більш міцного втримання зерен на робочій поверхні абразивного інструмента, тобто застосування інструмента зі зв'язаним абразивом. У цьому випадку зерна попередньо вдавлюють у матеріал притиру або жорстко закріплюють за допомогою єдиного матеріалу (наприклад, гальванічним методом). У результаті отримують інструмент із одновисотним розташуванням вершин зерен. Чим більша поверхнева концентрація зерен  $k$ , тим менше досягається значення параметра  $R_{\max}$ .

Прикладом жорсткого закріплення зерен на робочій поверхні є шліфувальний (алмазний) круг. Через особливості його виготовлення, зерна виступають над рівнем зв'язки на різну висоту. Більш м'які зв'язки алмазного круга (органічні та керамічні) допускають "утопання" в них різальних зерен.

У результаті число одночасно працюючих під час різання зерен збільшується, що приводить до збільшення безрозмірного коефіцієнта  $z > 1$  і зменшення параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$  за залежностями (4.30) і (4.31) – у ході шліфування за пружною і жорсткою схемами.

У процесі шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках "утопання" зерен практично неможливо й  $z = 1$ . Зменшити параметр  $R_{\max}$  при цьому можна за рахунок притуплення різальних кромки зерен (утворення площадок зношування на різальних зернах у процесі шліфування). Для своєчасного видалення затуплених зерен з робочої поверхні круга необхідно використовувати ефективні методи безперервного виправлення. У ході шліфування за жорсткою схемою зменшити  $R_{\max}$  без зменшення продуктивності обробки можна зменшенням зернистості  $\bar{X}$  і збільшенням об'ємної концентрації  $m$  й швидкості інструмента (круга) відповідно до залежності (4.31).

#### **4.4. Розрахунок і аналіз шорсткості поверхні під час алмазного шліфування**

Алмазне шліфування є суттєвим чинником підвищення якості обробки деталей [50; 71]. Разом із тим, технологічні можливості алмазного шліфування в плані поліпшення шорсткості поверхні повністю не вивчені. Тому важливо провести теоретичний аналіз умов поліпшення шорсткості поверхні під час алмазного шліфування. Для рішення поставленого завдання з методичної точки зору доцільно розглянути закономірності руйнування алмазних зерен круга від дії механічних навантажень, які виникають у процесі шліфування, наприклад, твердосплавної пластинки, що притискається до робочої поверхні алмазного круга з радіальним зусиллям  $P_y$ . У першому наближенні можна прийняти рівномірний закон виступання вершин незношених зерен над рівнем зв'язки алмазного круга й припустити, що під дією радіальної сили  $P_{y_1}$ , що діє на окреме зерно в процесі шліфування, воно "утопає" у зв'язку круга на величину  $u$ . Отже, між силою  $P_{y_1}$  й радіальним переміщенням ("утопанням") зерна у зв'язку  $u$  існує взаємозв'язок:  $P_{y_1} = c \cdot u$ , де  $c$  – жорсткість зв'язки, Н/м. Зважаючи на те, що внаслідок "утопання" зерен у зв'язку у контакті з оброблю-

ваною пластиною буде перебувати  $n$  зерен із усього числа  $N$  зерен, розташованих на робочій поверхні круга площею  $S$ , справедлива рівність:

$$P_y = \sum_{i=1}^n P_{y_i} = c \cdot y + c \cdot (y - \Delta) + \dots + c \cdot (y - n \cdot \Delta) = c \cdot \left( n \cdot y - \Delta \cdot \sum_{i=1}^n i \right), \quad (4.33)$$

де  $\Delta = b/N$  – середня відстань (по висоті) між вершинами зерен, які розташовані у межах контакту круга з оброблюваною пластиною, м;

$b$  – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, м;

$N = k \cdot S$ ;  $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні круга, шт./м<sup>2</sup>.

Тоді  $\Delta = b/k \cdot S$ . Кількість контактуючих з оброблюваною пластиною зерен  $n$  можна визначити:

$$n = N \cdot \frac{y}{b} = k \cdot S \cdot \frac{y}{b}, \quad (4.34)$$

звідки

$$y = \frac{n \cdot b}{k \cdot S}. \quad (4.35)$$

У залежності (4.33) сума  $\sum_{i=1}^n i$  дорівнює сумі  $n$  членів арифметичної

прогресії:  $\sum_{i=1}^n i = \frac{(1+n) \cdot n}{2}$ . Тоді

$$P_y = n \cdot c \cdot \left( y - \frac{1}{2} \Delta \right) = \frac{c \cdot b}{2 \cdot k \cdot S} \cdot n^2. \quad (4.36)$$

Дана залежність містить невідому величину  $n$ . Для її визначення необхідно виразити залежність (4.36) відносно  $n$ . Тоді

$$n^2 - n - \frac{2 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b} = 0. \quad (4.37)$$

Рішення квадратного рівняння:

$$n = \frac{1}{2} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + \frac{8 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b}} \right). \quad (4.38)$$

Якщо жорсткість зв'язки  $c \rightarrow \infty$ , то  $n = 1$ , тобто в контактi з оброблюваною пластиною перебуває лише одне найбільш виступаюче зі зв'язки круга алмазне зерно. Цей випадок можливий під час шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках, які практично вилучають "утопання" зерен у зв'язку ( $y \rightarrow 0$ ). Із залежності (4.38) випливає, що зі зменшенням жорсткості зв'язки  $c$  кількість зерен  $n$ , які перебувають у контактi із пластиною, збільшиться ( $n > 1$ ). Тому (4.38) можна спростити:

$$n = \sqrt{\frac{2 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b}}. \quad (4.39)$$

Зменшення жорсткості  $c$  припускає застосування більш м'яких зв'язок алмазного круга – органічних і керамічних. За умови певного значення  $c$  кількість зерен  $n$  збільшиться до максимального значення  $N$ . У цьому випадку оброблювана пластина буде контактувати зі зв'язкою круга, викликаючи її руйнування й випадіння зерен зі зв'язки, забезпечуючи таким чином режим самозагострювання алмазного круга. Виходячи із залежності (4.39), виконати умову  $n \rightarrow N$  можна також за рахунок збільшення зусилля  $P_y$ . При цьому необхідно оцінити радіальне навантаження, що діє на максимально виступаюче зі зв'язки зерно,  $P_{y_1} = c \cdot y$  з урахуванням залежностей (4.35) і (4.38):

$$P_{y_1} = \frac{c \cdot b}{2 \cdot k \cdot S} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + \frac{8 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b}} \right) \approx \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot b \cdot P_H}{k}}, \quad (4.40)$$

де  $P_H = P_y / S$  – нормальний тиск у зоні обробки,  $\text{H}/\text{m}^2$ .

Як видно, зі збільшенням  $c$ ,  $b$ ,  $P_H$  і зменшенням  $k$  навантаження  $P_{y_1}$  збільшується. Це означає, що найбільше значення  $P_{y_1}$  досягається

під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці (внаслідок збільшення жорсткості  $c$ ). Отже, у цьому випадку відбудеться найбільше руйнування зерна з утворенням найбільшої площадки на його вершині.

У ході шліфування алмазними кругами на менш міцних й жорстких органічній й керамічній зв'язках навантаження  $P_{y_1}$  будуть менше, що приведе до утворення менших площадок на вершинах зерен. Тому для збільшення навантаження  $P_{y_1}$ , відповідно до залежності (4.40), необхідно збільшувати нормальний тиск у зоні обробки  $P_n$ . При цьому важливо знати, як це вплине на інтенсивність знімання матеріалу.

Навантаження  $P_{y_1}$ , що діє на максимально виступаюче зі зв'язки зерно круга, можна виразити залежністю:  $P_{y_1} = HV \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2$ , де  $HV$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом,  $\text{H}/\text{m}^2$ ;  $2\gamma$  – умовний кут при вершині конусоподібного зерна;  $H$  – глибина впровадження різального зерна в оброблюваний матеріал, м. Звідки:

$$H = \sqrt{\frac{P_{y_1}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (4.41)$$

Параметр  $H$  тим більший, ніж більше навантаження  $P_{y_1}$  й менше  $HV$ . Для заданого значення  $HV$  збільшити параметр  $H$  і відповідно продуктивність обробки можна збільшенням навантаження  $P_{y_1}$ . А це досягається, відповідно до залежності (4.40), збільшенням жорсткості зв'язки (тобто застосуванням алмазних кругів на металевих зв'язках) і нормального тиску  $P_n$ . Чим менше  $c$ , тим більше повинен бути нормальний тиск  $P_n$ . Тому під час шліфування пластини алмазним кругом на металевій зв'язці нормальний тиск  $P_n$  повинен бути менше, ніж у ході шліфування алмазним кругом на менш міцній органічній або керамічній зв'язках. Це погодиться із практичними даними. Так, у роботі [8] показано, що для нормального протікання процесу шліфування синтетичного надтвердого матеріалу алмазним кругом на органічній зв'язці величина  $P_n$  повинна бути приблизно в 10 разів більше, ніж у ході шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці. У протилежному випадку знімання оброблюваного матеріалу (алмаза) не відбудеться.

Виходячи із залежності (4.40), важливою умовою збільшення навантаження  $P_{y_1}$  й продуктивності обробки є збільшення параметра  $b$  й зменшення  $k$ . Параметр  $k$  визначається залежністю (4.22), а параметр  $b$  – залежністю [2]:

$$b = \left( -\varepsilon \right) \bar{X}. \quad (4.42)$$

Тоді відношення  $b/k$  виразиться:

$$\frac{b}{k} = \frac{200\pi \cdot \bar{X}^3}{3m}. \quad (4.43)$$

Як видно, збільшення відношення  $b/k$  припускає збільшення зернистості круга  $\bar{X}$  й зменшення об'ємної концентрації зерен круга  $m$ . Причому, зернистість круга  $\bar{X}$  більш істотно впливає на відношення  $b/k$ .

Параметр  $H$ , який визначається залежністю (4.41), приблизно рівний максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні. Тому чим більше навантаження  $P_{y_1}$ , тим більша шорсткість обробки. Як було показано, під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці навантаження  $P_{y_1}$  більше, ніж у ході шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці. Отже, буде більше й шорсткість обробки, що також погодиться із практичними даними. Ефект зменшення шорсткості обробки обумовлений можливістю "утопання" різальних зерен в органічну зв'язку круга й збільшенням кількості одночасно працюючих зерен.

Заслуговує на увагу визначення умов контакту нерухливого алмазного круга із пластиною із синтетичного надтвердого матеріалу. Для розрахунків слід прийняти, що виступання вершин зерен над умовним рівнем зв'язки алмазного круга підкоряється рівномірному закону розподілу із щільністю  $f(y_i) = 1/b$  (рис. 4.10а). Фізично це означає, що в кожному інтервалі довжиною  $\Delta y_i$  в напрямі координати  $y_i$  перебуває однакове число зерен. Знаючи кількість зерен  $n_0$ , розташованих на робочій поверхні круга площею, рівною площі розглянутої пластини, і їхню максимальну висоту виступання  $b$ , можна визначити середню відстань між вершинами зерен у напрямі координати  $y_i$  (різновисотність) як відношення  $b/n_0$ .

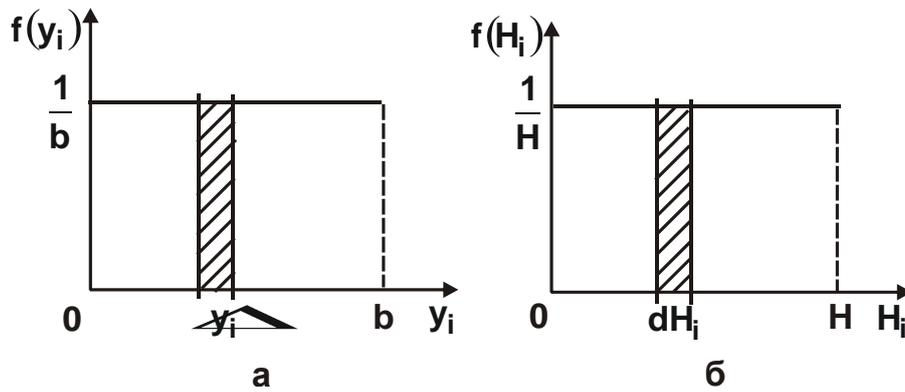


Рис. 4.10. Графіки функцій  $f(y_i)$  (а) і  $f(H_i)$  (б)

Можна припустити, що алмазна пластина притискається до нерухоливого алмазного круга з радіальним зусиллям  $P_y$ . Зважаючи на те, що впровадження зерен круга в алмазну пластину практично неможливо, дану силу (у зв'язку з різновисотним виступанням вершин зерен над зв'язкою) буде сприймати лише одне максимально виступаюче зерно. Очевидно, під дією сили, що перевищує граничне значення, це зерно поверхово зруйнується. Довжина зруйнованої частини зерна може бути меншою, рівною, або більшою величини різновисотності  $b/n_0$ . Третій випадок необхідно розглядати як найбільш імовірний. Тоді в контакт із алмазною пластиною вступить нове нижчерозташоване зерно, що також поверхово зруйнується й призведе до подальшого поверхневого руйнування певної кількості зерен  $n_1$  зі всіх розглянутих  $n_0$  зерен, обмежених площею пластини. У підсумку сила  $P_y$  буде врівноважуватися системою сил, які діють на пластину зі сторони поверхово зруйнованих зерен.

Необхідно зазначити, що величина зруйнованої частини зерна визначається межею міцності його на стиск  $\sigma_{ст}$ . Руйнування зерна відбувається не миттєво, а протягом нетривалого, але фізично відчутного проміжку часу.

Слід виконати розрахунок довжини зруйнованої частини  $H$  найбільш виступаючого зі зв'язки круга алмазного зерна за умови притиснення алмазної пластини до нерухоливого алмазного круга із силою  $P_y$ , уважаючи, що зерна мають форму конуса з кутом при вершині  $2\gamma$ , а висоти їх виступання над рівнем зв'язки круга підкоряються рівномірному закону, як це показано на рис. 4.10а. Приймаючи, що поверхневе руйнування зерна в перетині, віддаленому на відстані  $H$  від його вершини, по-

ходить від граничних напруг стиску, викликаних дією радіальної сили  $P_{y1}$ , прикладеною до вершини зерна, силу  $P_y$ , що діє на алмазну пластину, можна подати у вигляді:

$$P_y = \sigma_{ст} \cdot F_{факт} , \quad (4.44)$$

де  $\sigma_{ст}$  – межа міцності на стискання алмаза (алмазного зерна),  $H/m^2$ ;

$F_{факт}$  – фактична площа контакту поверхово зруйнованих зерен з алмазною пластиною,  $m^2$ ;

$$F_{факт} = \sum_{i=1}^{n_1} F_i = \sum_{i=1}^{n_1} \pi \cdot r_i^2 = \sum_{i=1}^{n_1} \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot H_i^2 = \int_0^H \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot H_i^2 \cdot dn_1 , \quad (4.45)$$

$F_i$ ,  $r_i$  – відповідно площа й радіус контакту алмазної пластини з поверхово зруйнованим зерном;

$H_i$  – довжина зруйнованої частини окремого зерна, м.

Параметр  $H_i$  підкоряється рівномірному закону розподілу із щільністю  $f(H_i) = \frac{1}{H}$  (рис. 4.10б). З урахуванням  $dn_1 = n_1 \cdot f(H_i) \cdot dH_i = n_1 \cdot \frac{1}{H} \cdot dH_i$ , маємо:

$$F_{факт} = \frac{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot n_1 \cdot H^2}{3} . \quad (4.46)$$

Представляючи  $n_1 = \alpha \cdot n_0$ ;  $n_0 = k \cdot F_{пл} \cdot H/b$  (де  $\alpha < 1$ ;  $F_{пл}$  – площа алмазної пластини,  $m^2$ ) і виражаючи параметри  $k$  й  $b$  відомими відношеннями (4.22) і (4.42), отримано:

$$n_1 = \frac{3m \cdot \alpha \cdot F_{пл} \cdot H}{200\pi \cdot \bar{X}^3}; \quad (4.47)$$

$$F_{факт} = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot \alpha \cdot F_{пл} \cdot H^3}{200 \cdot \bar{X}^3} . \quad (4.48)$$

Підставляючи залежність (4.48) в (4.44), маємо:



$$H = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{200 \cdot P_H}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot \alpha \cdot \sigma_{\text{CT}}}}, \quad (4.49)$$

де  $P_H = P_y / F_{\text{пл}}$  – нормальний тиск, Н/м<sup>2</sup>.

Параметр  $H$  тим більший, чим більша зернистість круга  $\bar{X}$ , нормальний тиск  $P_H$  і менші величини  $\gamma$ ,  $m$ ,  $\alpha$ ,  $\sigma_{\text{CT}}$ . Якщо розглядати залежність (4.49) стосовно до процесу шліфування за пружною схемою ( $P_H = \text{const}$ ) алмазної пластини, то збільшити параметр  $H$ , а, отже, підвищити ресурс роботи зерна під час різання можна, насамперед, зменшенням об'ємної концентрації зерен  $m$ , тому що збільшення нормального тиску  $P_H$  обмежено властиво міцністю алмазної пластини.

Важливо виконати розрахунок параметра  $H$  для вихідних даних шліфування:  $P_H = 3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $m = 100$ ;  $\bar{X} = 0,1$  мм;  $\gamma = 45^\circ$ ;  $P_p = 4$  Н (граничне значення сили, за якої алмазне зерно АС6 100/80 розколюється). Тоді, відповідно до аналітичної залежності  $\sigma_{\text{CT}} = \frac{4 \cdot P_p}{\pi \cdot \bar{X}^2}$ , що визначає умову руйнування (розколювання) зерна на дві однакові частини, маємо  $\sigma_{\text{CT}} = 500$  Н/мм<sup>2</sup>. Для наведених вихідних даних залежність (4.49) набуває вигляду:  $H = 23 \cdot \sqrt[3]{1/\alpha}$ , мкм.

Таблиця 4.2

### Розрахункові значення параметра $H$

$\alpha$	1,0	0,5	0,3	0,1
$H$ , мкм	23	29	34	50

Як видно з табл. 4.2, при  $\alpha = 0,3$  параметр  $H = 34$  мкм, що приблизно дорівнює величині зношеної частини найбільш виступаючого над рівнем зв'язки круга алмазного зерна під час шліфування пластини з полікристалічного синтетичного надтвердого матеріалу. Цим кількісно підтверджена можливість поверхневого руйнування алмазних зерен від дії граничних напруг стискання, викликаних радіально прикладеною до зерен силою  $P_y$ . При взаємодії зерен круга із пластиною, виготовленою з

більш м'якого матеріалу (з тією же силою  $P_y$ ), у зв'язку з їхньою можливістю впроваджуватися в матеріал пластини, у контакті буде перебувати більша кількість зерен. Це приведе до зниження навантажень, що діють на окремі зерна, та їх поверхневого руйнування в часі.

#### 4.5. Розрахунок шорсткості обробки під час шліфування торцевої поверхні кільця торцем круга

Важливо застосувати отримані теоретичні рішення для обґрунтування шляхів підвищення ефективності шліфування торцевої поверхні ущільнювального кільця з композиційного матеріалу на основі реліту. Для цього залежність (4.19) з урахуванням залежності (4.17) необхідно подати у вигляді:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{Q}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n_0 \cdot V_{\text{інст}}}} \quad (4.50)$$

Як видно, зі зменшенням параметра шорсткості  $R_{\max}$  продуктивність обробки  $Q$  зменшується, тобто забезпечення одночасно збільшення  $Q$  й зменшення  $R_{\max}$  – важкорозв'язне завдання й вимагає диференційованого підходу, який полягає у виконанні обробки в кілька операцій. На перших операціях необхідно забезпечити високопродуктивне знімання основної частини припуску, а на останній операції – забезпечити необхідну шорсткість поверхні.

Стосовно обробки торцевої поверхні кільця, виходячи з наведеної залежності, домогтися зменшення параметра  $R_{\max}$  (без зменшення  $Q$ ) можна збільшенням параметрів  $n_0$ ,  $V_{\text{інст}}$ . Як було зазначено, це може бути реалізоване під час обробки інструментом зі зв'язаним абразивом (шліфуванні кільця торцем круга з безперервною радіальною подачею  $V'_{\text{дет}}$ ), повідомляючи кільцю додатково обертовий рух зі швидкістю  $V_{\text{дет}}$ . Дану схему обробки торцевої поверхні кільця необхідно розглядати як базову. Слід також розглянути схему шліфування торця обертового кільця 1 торцем круга 2 (рис. 4.11а), який здійснює поступальний рух по нормалі до торця кільця зі швидкістю  $V'_{\text{дет}}$ .

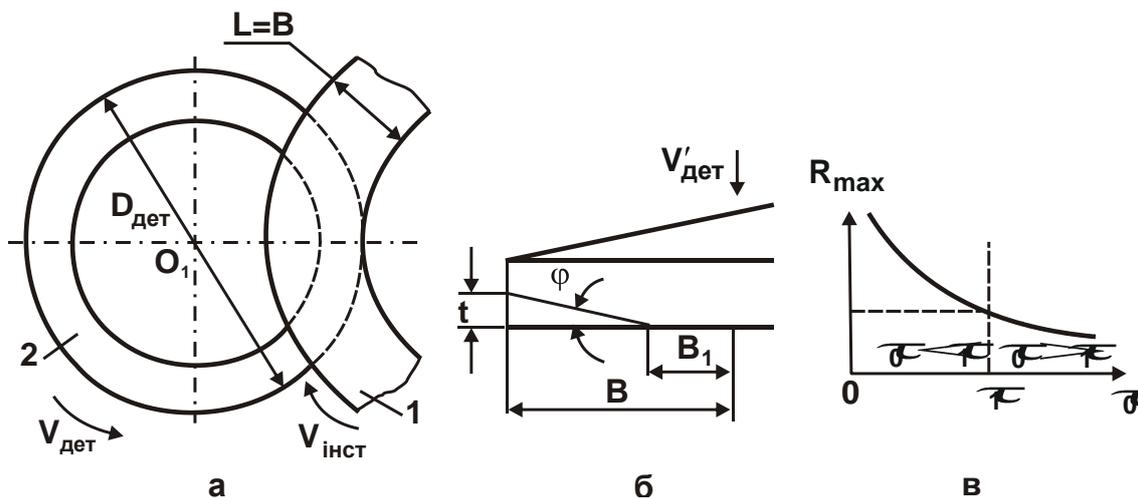


Рис. 4.11. Розрахункові схеми шліфування (а, б)  
і залежність  $R_{\max}$  від  $\tau_0$  (в)

Для зручності розрахунків умовно можна припустити, що кільце виконує імпульсний (періодичний) рух із середньою швидкістю  $V_{\text{дет}}$ , тобто періодично на час  $\tau_0$  обробки кільце зупиняється, потім стрибкоподібно переміщається на довжину контакту круга з кільцем  $L$  (спочатку необхідно прийняти  $L = B$ , де  $B$  – ширина робочої частини круга). Час  $\tau_0$  визначається з умови переміщення фіксованої точки кільця на довжину  $L = B$ :

$$\tau_0 = \frac{B}{V_{\text{дет}}}. \quad (4.51)$$

За цей час через вертикальну площину довжиною  $L = B$ , розташовану перпендикулярно напрямку обертання круга, пройде  $n$  зерен

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{інст}} \cdot \tau_0. \quad (4.52)$$

Як показано на рис. 4.6а, у результаті накладення проєкцій зерен на площині формується шар мікронерівностей товщиною, рівною параметру шорсткості обробки  $R_{\max}$ . Параметр  $R_{\max}$  визначається з геометричної умови (4.10). Кількість зерен, які беруть участь у формуванні параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$ , дорівнює:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau, \quad (4.53)$$

де  $V_{кр} = V_{інст}$  – швидкість круга, м/с;

$\tau$  – час, протягом якого на оброблюваній поверхні формується шар шорсткості товщиною  $R_{max}$ .

Стосовно шліфувального круга, який характеризується різновисотним виступанням вершин зерен над рівнем зв'язки, поверхневу концентрацію зерен  $k$  слід визначати за залежністю (4.26). Після нескладних перетворень залежності (4.10), маємо:

$$R_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau}} \quad (4.54)$$

Як видно, зі збільшенням часу  $\tau$  параметр шорсткості обробки  $R_{max}$  зменшується. З урахуванням  $\tau = \tau_0$  і залежності (4.51) параметр  $R_{max}$  опишеться:

$$R_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X} \cdot V_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot B}} \quad (4.55)$$

Дана залежність відрізняється від залежності (4.28), отриманої з урахуванням руху зі швидкістю  $V'_{дет}$  умовної вертикальної площини, на яку проектуються зерна круга.

Від залежності (4.54) нескладно перейти до залежності (4.28). Для цього необхідно залежність (4.54) підкорити умові  $\tau = \tau_1 = R_{max} / V'_{дет}$ , де  $\tau_1$  – час формування "шорсткуватого" шару (товщиною  $R_{max}$ ) на площині. Таким чином, залежність (4.54) слід розглядати як загальну, за якою можна оцінити значення  $R_{max}$ , які досягаються при  $\tau = \tau_0$  й  $\tau = \tau_1$ .

По суті, параметр  $\tau_0$  визначає час формування шорсткості поверхні в напрямі швидкості  $V_{дет}$ , а параметр  $\tau_1$  – час формування шорсткості поверхні в напрямі швидкості  $V'_{дет}$ .

Якщо  $\tau_1 > \tau_0$ , то визначальним у формуванні шорсткості буде обертотний рух деталі. Якщо  $\tau_1 < \tau_0$ , то навпаки, визначальним буде рух уріз-

ної подачі (по нормалі до оброблюваної поверхні). Графічно залежність  $R_{\max} - \tau$  показана на рис. 4.11в. На ділянці  $\tau_1 > \tau_0$  параметр шорсткості  $R_{\max}$  більший, ніж на ділянці  $\tau_1 < \tau_0$ . Отже, для того щоб зменшити параметр шорсткості  $R_{\max}$ , необхідно виконати умову  $\tau_1 < \tau_0$  або

$$\frac{R_{\max_1}}{V'_{\text{дет}}} < \frac{B}{V_{\text{дет}}}, \quad (4.56)$$

де параметр  $R_{\max_1}$  визначається залежністю (4.28).

Оскільки на ділянці  $\tau_1 < \tau_0$  параметр шорсткості  $R_{\max}$  не залежить від параметрів  $B$ ,  $V_{\text{дет}}$ , то шліфування можна виконувати торцем круга шириною  $B \geq D_{\text{дет}}$ . Оброблюване кільце при цьому може не обертатися.

У загальному випадку глибина шліфування  $t$ , що рівна товщині знятого матеріалу за одне обертання кільця, визначається:

$$t = V'_{\text{дет}} \cdot \tau = V'_{\text{дет}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} - L}{V_{\text{дет}}}, \quad (4.57)$$

де  $D_{\text{дет}}$  – діаметр оброблюваного кільця, м;

$\tau$  – час одного обертання кільця, с;

$L$  – довжина дуги контакту круга з кільцем, м.

За умови  $\pi \cdot D_{\text{дет}} \rightarrow L$  глибина шліфування  $t \rightarrow 0$ . У результаті приходимо до розглянутого випадку  $B \geq D_{\text{дет}}$ , коли параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  визначається часом  $\tau_1$ .

Зменшення  $V_{\text{дет}}$  (з метою зменшення часу  $\tau_0$ ), відповідно до залежності (4.55), призводить до збільшення глибини шліфування  $t$  й в остаточному підсумку – до нерівномірного зношування круга (по ширині) й утворенню на робочій поверхні забірною конуса. У результаті зменшується фактична ширина робочої частини круга  $B_1$ , яка візьме участь у формуванні шорсткості обробки (див. рис. 4.11б). Це не дозволяє зменшити параметр  $R_{\max}$ . Отже, шліфування необхідно виконувати з такою швидкістю  $V_{\text{дет}}$ , за якої виключається утворення забірною конуса круга й фактична ширина робочої частини круга дорівнює номінальній  $B$ .

Важливо розглянути алгоритм розрахунку оптимальних умов шліфування торця кільця з урахуванням обмеження за шорсткістю обробки  $R_{\max}$ . Він полягає в такому. За залежностями  $\tau_0 = B/V_{\text{дет}}$  і  $\tau_1 = R_{\max_1}/V'_{\text{дет}}$  для заданих значень  $B$ ,  $V_{\text{дет}}$ ,  $V'_{\text{дет}}$ ,  $R_{\max_1}$  визначаються значення  $\tau_0$ ,  $\tau_1$ . Якщо виявиться, що  $\tau_1 > \tau_0$ , то за залежністю (4.55) необхідно розрахувати параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  й зрівняти отримане значення із заданим  $R_{\max_1}$ .

За умови  $R_{\max} < R_{\max_1}$  значення вхідних у залежність (4.55) параметрів можуть бути скоректовані (за необхідності) для того, щоб виконати умову  $R_{\max} = R_{\max_1}$ .

За умови  $R_{\max} > R_{\max_1}$  варіюванням вхідних у залежність (55) параметрів слід знову ж домогтися виконання умови  $R_{\max} = R_{\max_1}$ . Якщо це виявиться нездійснено, необхідно збільшити час  $\tau_0$  до значення  $\tau_0 > \tau_1$  (за рахунок збільшення  $B$  й зменшення  $V_{\text{дет}}$ ). У результаті параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  зменшиться (див. рис. 4.11в).

Розрахунок параметра  $R_{\max}$  слід виконати за залежністю (4.28) і зрівняти отримане значення із заданим  $R_{\max_1}$ .

За умови  $R_{\max} < R_{\max_1}$  за залежністю (4.28) остаточно визначаються умови обробки, виходячи з виконання умови  $R_{\max} = R_{\max_1}$ .

За умови  $R_{\max} > R_{\max_1}$  слід зменшити параметр  $R_{\max}$  у першу чергу за рахунок зменшення зернистості круга  $\bar{X}$ , яка входить у залежність (4.28) з найбільшим ступенем.

Задаючи значення параметрів  $R_{\max}$ ,  $B$  і  $V'_{\text{дет}}$  (або  $V_{\text{дет}}$ ), з нерівності (4.56) можна визначити шукане значення  $V_{\text{дет}}$  або  $V'_{\text{дет}}$ . Наприклад, при  $B = 10$  мм;  $V_{\text{дет}} = 10$  м/хв;  $V'_{\text{дет}} = 1$  мм/хв;  $R_{\max} = 0,1$  мкм, маємо  $\tau_0 = 10^{-3}$  хв  $>$   $\tau_1 = 10^{-4}$  хв, тобто нерівність виконується. Нерівність переходить у рівність при  $V_{\text{дет}} = 100$  м/хв, або при  $V'_{\text{дет}} = 0,1$  мм/хв, або при  $R_{\max} = 1$  мкм. Отже, процес шліфування реалізується за відносно великих значень  $V_{\text{дет}}$ . Виходячи із залежності (4.52), зменшити  $R_{\max}$  можна збільшенням  $\tau$  за рахунок застосування виходжування ( $V'_{\text{дет}} = 0$ ).

У роботі виконаний також розрахунок параметра  $\bar{R}_{\max}$  з урахуванням зношування зерен круга, тобто з урахуванням утворення на зернах у процесі шліфування площадок зношування довжиною  $a$  (див. рис. 4.6б):

$$\left( \frac{2}{3} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \bar{R}_{\max} + a \right) \bar{R}_{\max}^2 = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max}^3, \quad (4.58)$$

де  $R_{\max}$  – значення параметра шорсткості  $\bar{R}_{\max}$  для умови  $a = 0$ .

За умови  $a = 0$  справедливо  $\bar{R}_{\max} = R_{\max}$ . Якщо  $a > 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \bar{R}_{\max}$ , то рівняння (4.58) набуде вигляду залежності:

$$\bar{R}_{\max} = R_{\max} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max}}{a}}. \quad (4.59)$$

Як видно, параметр  $\bar{R}_{\max}$  завжди менше  $R_{\max}$ , тобто утворення площадок зношування на зернах призводить до зменшення параметра  $\bar{R}_{\max}$ . Чим більше довжина площадки зношування  $a$ , тим менше  $\bar{R}_{\max}$ .

Слід провести порівняння розрахункових і експериментальних значень  $R_a$ . Розраховане за залежністю (4.28) значення  $R_{\max}$  для вихідних даних: алмазний круг – 12A2 45° 150x10x3 AC6 125/100 M1-01 4;  $m = 100$ ;  $\bar{X} = 0,125$  мм;  $\gamma = 45^\circ$ ;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с;  $V'_{\text{дет}} = 2,5$  мм/хв дорівнює 1,42 мкм ( $R_a \approx 0,25 \cdot R_{\max} = 0,355$  мкм). Експериментально встановлене значення  $R_a$  під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці M1-01 дорівнює 0,4 мкм. Розбіжність розрахункового й експериментального значень  $R_a$  становить 11 %. Це дозволяє в першому наближенні використовувати залежність (4.28) для розрахунку параметрів шорсткості обробки.

#### **4.6. Розрахунок шорсткості обробки торцевої поверхні кільця під час шліфування периферією круга**

Слід розглянути шліфування торця обертового зі швидкістю  $V_{\text{дет}}$  кільця 1 периферією обертового зі швидкістю  $V_{\text{кр}}$  круга 2 (рис. 4.12), який здійснює подачу зі швидкістю  $S_{\text{дет}}$  по нормалі до торця кільця.

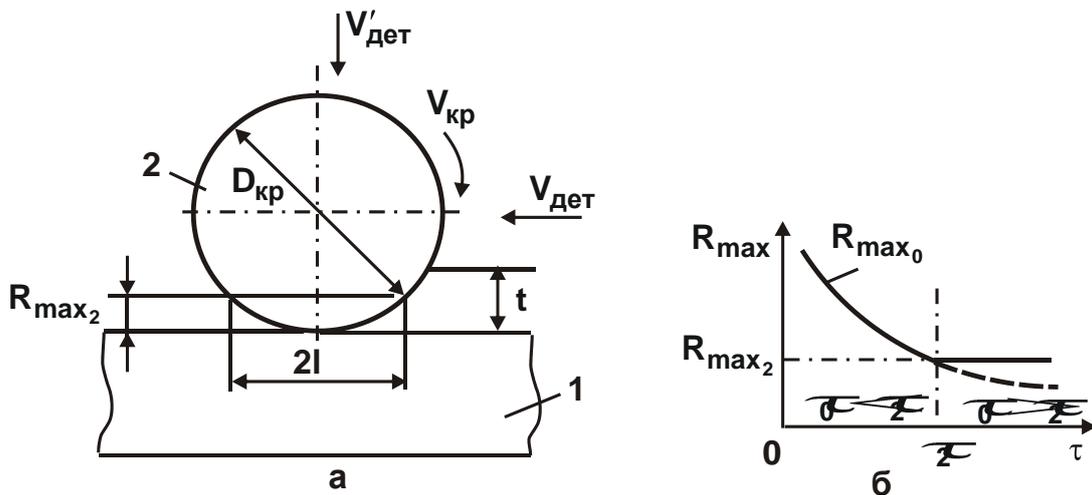


Рис. 4.12. Розрахункова схема плоского шліфування (а) та залежність  $R_{\max}$  від  $\tau$  (б)

Умовні позначення: 1 – деталь, 2 – круг

Формування шорсткості слід розглядати в напрямі швидкості обертання кільця  $V_{\text{дет}}$  й в напрямі швидкості врізної подачі  $V'_{\text{дет}}$ . За аналогією з рішенням, наведеним у п. 4.5, введено позначення:  $\tau_0$  – час формування шорсткості поверхні в напрямі швидкості  $V_{\text{дет}}$ ;  $\tau_2$  – час формування шорсткості поверхні в напрямі швидкості  $V'_{\text{дет}}$ . Тоді

$$\tau_0 = \frac{l}{V_{\text{дет}}}; \quad \tau_2 = \frac{R_{\max_2}}{V'_{\text{дет}}}, \quad (4.60)$$

де  $l$  – довжина дуги контакту круга з оброблюваним кільцем, що визначає час формування шорсткості поверхні, м.

Характер зміни параметра шорсткості обробки  $R_{\max}$  від часу обробки  $\tau$ , як і в п. 4.5, набуде вигляду, показаного на рис. 4.12б. Параметр  $R_{\max_2}$  визначається залежністю (4.28). Параметр  $R_{\max_0}$  визначається залежністю (4.55), розглядаючи в ній замість  $B$  довжину  $l$ .

Довжину  $l$  можна встановити з розрахункової схеми, наведеної на рис. 4.12а:

$$l \cong \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\max}}, \quad (4.61)$$

де  $R_{\text{кр}}$  – радіус круга, м.



Після підстановки у залежність (4.55) часу  $\tau = \tau_0$  із урахуванням залежності (4.61), отримано:

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}{4 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot D_{\text{кр}}}}, \quad (4.62)$$

де  $D_{\text{кр}} = 2R_{\text{кр}}$  – діаметр круга, м.

Виходячи із залежності (4.62), зменшити  $R_{\max}$  можна зменшенням швидкості деталі  $V_{\text{дет}}$  й збільшенням кута при вершині зерна  $2\gamma$ , поверхневої концентрації зерен  $k$ , швидкості  $V_{\text{кр}}$  й діаметра  $D_{\text{кр}}$  круга.

Виражаючи  $k = k_1$  через зернистість  $\bar{X}$  і об'ємну концентрацію круга  $m$ , після підстановки в (4.62) залежності (4.22), маємо:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[5]{\frac{10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X} \cdot V_{\text{дет}}^2}{9 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot D_{\text{кр}}}}. \quad (4.63)$$

Найбільше впливає на параметр шорсткості  $R_{\max}$  зернистість круга  $\bar{X}$ . Параметри  $V_{\text{дет}}$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $m$  впливають на  $R_{\max}$  однаково, тому що входять у залежність (4.63) в однаковому ступені.

Слід зрівняти значення  $R_{\max}$  під час шліфування торцем і периферією круга. Як видно, розходження двох схем (див. рис. 4.11 і 4.12) полягає в різному часі контакту розглянутої площини із зернами круга.

У ході шліфування торцем круга  $\tau = L/V_{\text{дет}}$ , під час шліфування периферією круга  $\tau = l/V_{\text{дет}}$ . Очевидно  $L > l$ . Отже, у формуванні шорсткості поверхні під час шліфування торцем круга беруть участь більше зерен, ніж у процесі шліфування периферією круга. Це вказує на можливість досягнення більше низьких значень  $R_{\max}$  у ході шліфування торцем круга. Разом із тим, зважаючи на те, що параметр  $L = V$  входить у залежність (4.55) у ступені 0,5, збільшення параметра  $V$  не дозволяє істотно зменшити  $R_{\max}$ , тобто значення  $R_{\max}$  у процесі шліфування торцем і периферією круга будуть відрізнятися не настільки суттєво.

З урахуванням "утопання" зерен у зв'язку під час шліфування алмазними кругами на відносно "м'яких" зв'язках, за аналогією із залежністю (4.58), залежність (4.63) набуде вигляду:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot 5 \sqrt{\frac{10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X} \cdot V_{\text{дет}}^2}{9 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot z^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot D_{\text{кр}}}} \quad (4.64)$$

Вплив коефіцієнта  $z > 1$  на  $R_{\max}$  ідентичний впливу об'ємної концентрації круга  $m$ .

#### **4.7. Розрахунок оптимальних умов шліфування з урахуванням обмежень за шорсткістю й неплосцинністю (точністю) обробки торцевої поверхні кільця**

У процесі шліфування торцевої поверхні кільця глибина шліфування  $t$ , по суті, визначає величину неплосцинності (точності) обробки  $\delta = t$ .

Виходячи із цього, використовуючи залежність (4.57), можна проаналізувати шляхи зниження величини  $\delta$ . Очевидно, найбільше впливає на  $\delta = t$  довжина дуги контакту круга з кільцем  $L$ . При  $L = \pi \cdot D_{\text{дет}}$  величина  $\delta = 0$ , тобто ефективно здійснювати обробку торцем круга, ширина робочої частини якого дорівнює або більше діаметра оброблюваного кільця ( $B \geq D_{\text{дет}}$ ).

У випадку, якщо  $B < D_{\text{дет}}$ , зменшити величину  $\delta$  можна зменшенням швидкості  $V'_{\text{дет}}$  або збільшенням швидкості  $V_{\text{дет}}$ , тобто зменшенням відношення  $V'_{\text{дет}} / V_{\text{дет}}$ .

Таким чином, шляхом варіювання параметрами  $L$ ,  $V'_{\text{дет}}$ ,  $V_{\text{дет}}$  можна завжди домогтися необхідного значення величини  $\delta$ .

Для визначення оптимальних умов шліфування за даною схемою з урахуванням обмежень за площинністю й шорсткістю обробки складено систему рівнянь:

$$\delta = \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} \cdot (\pi \cdot D_{\text{дет}} - L); \quad (4.65)$$

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}}, \quad (4.66)$$

де час  $\tau$  може набувати значення  $\tau_0 = L/V_{\text{дет}}$  й  $\tau_1 = R_{\max}/V'_{\text{дет}}$  (в даному випадку прийнято  $L = B$ ).

З першого рівняння системи рівнянь (4.65) випливає:

$$\frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} = \frac{\delta}{(\pi \cdot D_{\text{дет}} - L)}. \quad (4.67)$$

Тоді відношення  $\tau_0/\tau_1$  дорівнює:

$$\frac{\tau_0}{\tau_1} = \frac{L}{R_{\max}} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (4.68)$$

Підставляючи (4.67) у залежність (4.68), маємо

$$\frac{\tau_0}{\tau_1} = \frac{\delta}{R_{\max}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{L} - 1\right)}. \quad (4.69)$$

Підставляючи в залежність (4.69) вихідні дані, можна розрахувати відношення  $\tau_0/\tau_1$ . Якщо виявиться, що  $\tau_0 < \tau_1$ , то, виходячи з рис. 4.11в, вибір оптимальних умов обробки необхідно виконувати за залежністю (4.55). За умови  $\tau_0 > \tau_1$  вибір оптимальних умов обробки необхідно виконувати за залежністю (4.28), розглядаючи параметр  $R_{\max}$  заданим.

Приклад розрахунку. Задано  $R_{\max} = 0,5$  мкм;  $\delta = 0,9$  мкм;  $\pi \cdot D_{\text{дет}}/L = 5$ . Виходячи із (4.69), маємо:  $\tau_0 < \tau_1$ , тобто розрахунки слід виконувати з використанням залежності (4.55), розглядаючи в ній  $L = B$ .

Необхідно визначити параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  за залежністю (4.55) для вихідних даних:  $\operatorname{tg} \gamma = 1$ ;  $m = 100$ ;  $\bar{X} = 0,1$  мм;  $B = 10$  мм;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с;  $V_{\text{дет}} = 100$  м/хв. Розрахункове значення  $R_{\max} = 2,3$  мкм, що в 4,6 рази перевищує задане значення, рівне 0,5 мкм.

Зменшити розрахункове значення  $R_{\max}$  до заданого за залежністю (4.55) можна зменшенням  $V_{\text{дет}}$  до значення  $V_{\text{дет}} = 4,73$  м/хв. Однак при цьому пропорційно зменшується параметр  $V'_{\text{дет}}$  (до значення 0,038 мм/хв.) і продуктивність обробки, що неефективно. Набагато ефективніше зменшити параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  за рахунок зменшення зернистості круга  $\bar{X}$ , яка найбільше впливає на  $R_{\max}$ . Для того щоб забезпечити виконання умови  $R_{\max} \leq 0,5$  мкм, параметр  $\bar{X}$  повинен дорівнювати  $\bar{X} \leq 0,033$  мм. Однак алмазні круги з такою низькою зернистістю практично не виготовляються й не застосовуються. Таким чином, забезпечити необхідні значення  $\delta$ ,  $R_{\max}$  для даних умов обробки ( $\tau_0 < \tau_1$ ) не є можливим. Рішенням завдання може бути реалізація умови  $\tau_0 > \tau_1$ , що забезпечує, як було показано, зменшення параметра  $R_{\max}$ . Для цього необхідно, виходячи із залежності (4.69), зменшити відношення  $V'_{\text{дет}}/V_{\text{дет}}$  до значень 1 ... 2,7. Тоді буде виконуватися умова  $\tau_0 > \tau_1$  й вибір оптимальних умов можна здійснити за залежністю (4.28).

У залежність (4.28) входить параметр  $V'_{\text{дет}}$ . Тому важливо визначити його із залежності (4.67), приймаючи  $D_{\text{дет}} = 35$  мм;  $\pi \cdot D_{\text{дет}}/L = 2,5$ ;  $V_{\text{дет}} = 100$  м/хв;  $\delta = 0,9$  мкм. У результаті отримано  $V'_{\text{дет}} = 1,3$  мм/хв. Це значення, судячи з відомих експериментальних даних, може бути практично реалізоване на верстаті.

Підставляючи в залежність (4.28) вихідні дані:  $\text{tg} \gamma = 1$ ;  $m = 100$ ;  $V_{\text{кр}} = V_{\text{інст}} = 30$  м/с;  $\bar{X} = 0,1$  мм;  $V'_{\text{дет}} = 1,3$  мм/хв можна визначити параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$ . У результаті отримано  $R_{\max} = 0,85$  мкм. Як можна бачити, розрахункове значення  $R_{\max}$  більше заданого, рівного 0,5 мкм. Для того, щоб зменшити розрахункове значення  $R_{\max}$  до заданого, необхідно зменшити зернистість круга. Так, при  $\bar{X} = 0,06$  мм параметр шорсткості  $R_{\max} = 0,5$  мкм. Таким чином, реалізуючи умову  $\tau_0 > \tau_1$ , можна забезпечити необхідну шорсткість обробки, використовуючи алмазний круг більшої зернистості (60/40), ніж у випадку  $\tau_0 < \tau_1$ .

Важливо проаналізувати залежність (4.55) з урахуванням залежності (4.57) за умови  $t = \delta$ , розглядаючи  $\pi \cdot D_{\text{дет}} - L \approx \pi \cdot D_{\text{дет}}$ :

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{100 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot D_{\text{дет}} \cdot V'_{\text{дет}}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot B \cdot \delta} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}} \quad (4.70)$$

Отримана залежність, по суті, пов'язує продуктивність обробки (обумовлену параметром  $V'_{\text{дет}}$ ) із шорсткістю  $R_{\max}$  та точністю (неплоскостинністю)  $\delta$  обробки. Розглядаючи параметри  $R_{\max}$  й  $\delta$  заданими (постійними), слід проаналізувати вплив вхідних у залежність параметрів на  $V'_{\text{дет}}$ . Зі збільшенням  $\bar{X}$ ,  $D_{\text{дет}}$  і зменшенням  $\gamma$ ,  $m$ ,  $B$ ,  $V_{\text{кр}}$  швидкість  $V'_{\text{дет}}$  повинна зменшуватися. Отже, під час шліфування торцевих поверхонь кілець великого діаметра  $D_{\text{дет}}$  для забезпечення заданих значень  $R_{\max}$ ,  $\delta$  швидкість  $V'_{\text{дет}}$  (продуктивність обробки) необхідно зменшувати. Між параметрами  $V'_{\text{дет}}$  й  $D_{\text{дет}}$  існує обернено пропорційний зв'язок.

Швидкість  $V'_{\text{дет}}$  пов'язана з нормальним тиском  $\bar{P}$ , що виникає між торцем круга й торцем оброблюваного кільця, залежністю (4.32). Тоді у ході шліфування за пружною схемою з  $\bar{P} = \text{const}$ , маємо:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{400 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot D_{\text{дет}} \cdot \bar{P}}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot B \cdot \delta \cdot HV}} \quad (4.71)$$

або з урахуванням  $\bar{P} = P/F$ , де  $P$  – радіальне зусилля,  $H$ ;  $F = B \cdot v$  – площа контакту торця круга з торцевою поверхнею оброблюваного кільця шириною  $v$ :

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{400 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot D_{\text{дет}} \cdot P}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot B^2 \cdot v \cdot \delta \cdot HV}} \quad (4.72)$$

Як видно, при заданих значеннях  $R_{\max}$  і  $\delta$  зі збільшенням  $D_{\text{дет}}$  параметр  $P$  необхідно зменшити, а зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу  $HV$  – збільшити. Отримана залежність має важливе практичне значення, тому що дозволяє виявити тенденції зміни параметрів режиму шліфування у ході обробки різних за типорозмірами кілець.

Підводячи підсумки, можна зазначити, що для зменшення параметрів шорсткості обробки  $R_{\max}$  ( $R_a$ ,  $R_z$ ) торцевої поверхні кільця необхідно використовувати кінематичну схему шліфування торцем круга. Ширину круга бажано приймати більше діаметра оброблюваного кільця. Для збільшення продуктивності шліфування ефективно виконувати пакетну обробку на верстаті моделі ЗБ756 з обертовим у горизонтальній площині столом і вертикально розташованим шпинделем, на якому встановлюється великогабаритний торцевий шліфувальний круг діаметром 1 000 мм і більше, наприклад, збірний круг, який складається з алмазних елементів на металевій зв'язці.

Якщо в процесі шліфування не забезпечується необхідна шорсткість обробки, необхідно виконати доведення вільним абразивом (алмазним порошком, алмазною пастою та ін.), які наносяться, наприклад, на обертовий у горизонтальній площині круглий стіл верстата для притирання. До стола притискаються з певним зусиллям оброблювані кільця. Чим менше зусилля, що діє на окреме абразивне або алмазне різальне зерно, тим менший параметр шорсткості обробки  $R_{\max}$  відповідно до залежності (4.19).

У процесі знімання значних припусків попередню обробку торцевих поверхонь кілець можна виконати на плоскошліфувальних верстатах з горизонтальним або вертикальним розташуванням шпинделів (периферією або торцем круга), застосовуючи при цьому звичайні абразивні круги або алмазні круги на металевих зв'язках.

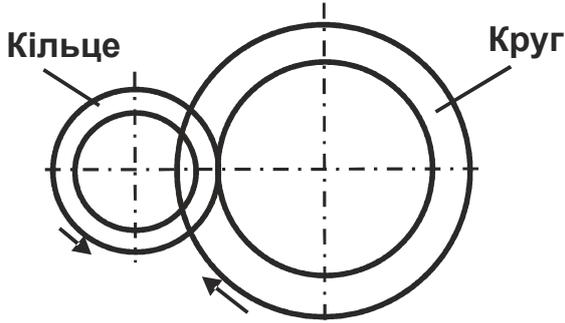
Для забезпечення вимог за шорсткістю обробки слід використовувати кінематичну схему шліфування торця обертового кільця торцем круга, а за необхідністю – додатково доведення вільним абразивом за вказаною схемою. Проміжна (напівчистова) операція шліфування торцем круга дозволить також зменшити неповерхністкість обробки, що знизить трудомісткість наступної операції доведення.

Виходячи зі сказаного, можна запропонувати два варіанти технологічного маршруту обробки (рис. 4.13):

Варіант 1. Попередня обробка здійснюється за схемою шліфування торцем алмазного круга торця обертового кільця або за схемою шліфування пакета кілець на обертовому столі верстата моделі ЗБ756 з вертикальним розташуванням шпинделя. Остаточна обробка здійснюється за схемою притирання пакета кілець алмазним порошком.

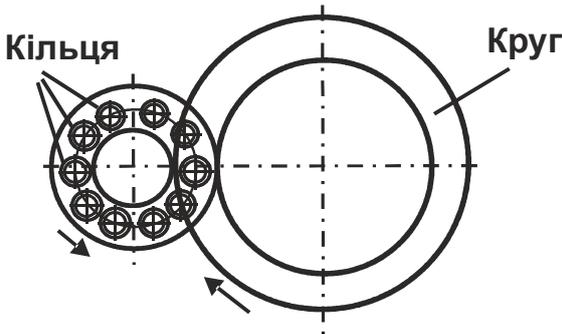
### Варіант 1. Чорнова обробка

1. Шліфування торцем круга торця обертового кільця



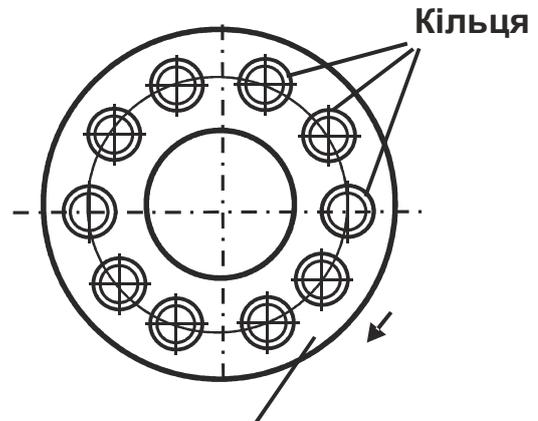
- високопродуктивне знімання значних припусків (до 2 мм)

2. Шліфування торців кілець на станку з обертним столом мод. ЗБ756 торцем алмазного круга діаметром 1 000 мм і більше



### Чистова обробка

1. Притирання торців кілець вільним абразивом (алмазним порошком)

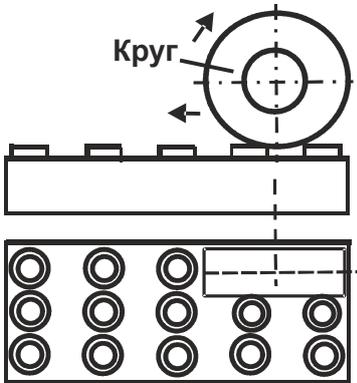


Стіл верстата

Зменшення параметра шорсткості обробки до рівня  $Ra < 0,1$  мкм;  
зменшення неплоскостності обробки до рівня  $\delta < 0,9$  мкм

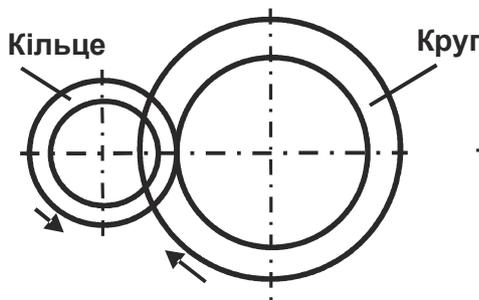
### Варіант 2. Чорнова

1. Плоске шліфування торців кілець



### Напівчистова

1. Шліфування торцем круга



### Чистова

1. Притирання торців кілець вільним абразивом

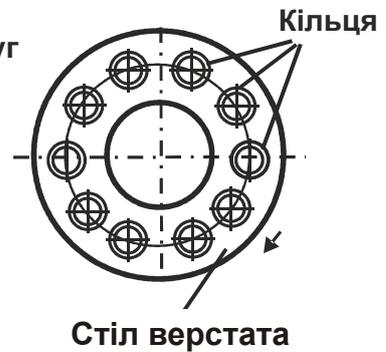


Рис. 4.13. Варіанти технологій обробки

Варіант 2. Знімання основної частини припуску (до 2-х мм) здійснюється за схемою шліфування периферією круга пакета кілець на плоскошліфувальному верстаті. Для усунення неплщинності поверхні доцільно виконати напівчистову обробку за схемою шліфування торцем алмазного круга торця обертового кільця. Це дозволить якісно підготувати поверхню кільця до наступного притирання й тим самим зменшити трудомісткість обробки на цій операції.

#### 4.8. Аналітична модель сили різання під час шліфування

Тангенціальна складова різання  $P_z$  визначається залежністю  $P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}}$ , де  $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{кр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга,  $\text{м}^2$ ;  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – продуктивність обробки під час шліфування периферією круга,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;  $B$  – ширина шліфування,  $\text{м}$ .

Умовне напруження різання  $\sigma$  визначається [7]:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg } \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{HV}}{(1 - \eta)}}, \quad (4.73)$$

де  $\gamma$  – половина кута при вершині різального конусоподібного зерна;

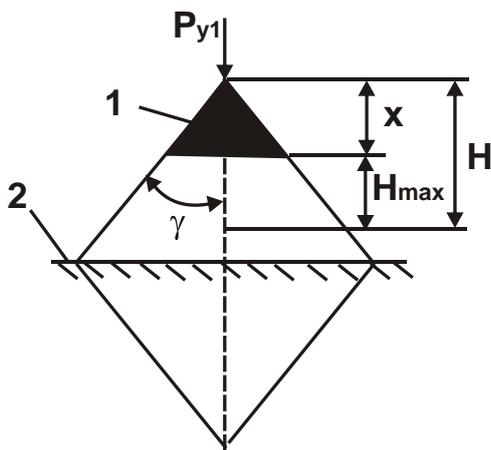


Рис. 4.14. Розрахункова схема зношування різального зерна

Умовні позначення: 1 – зношена частина різального зерна;  
2 – рівень зв'язки круга

$\sigma_{\text{ст}}$ ,  $\text{HV}$  – відповідно межа міцності на стиск і твердість оброблюваного матеріалу,  $\text{Н}/\text{м}^2$ ;

$\eta = x/H$  – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь затуплення різальних зерен,  $0 \dots 1$  ( $\eta \rightarrow 0$  – для гострого зерна,  $\eta \rightarrow 1$  – для затупленого зерна);

$x$  – величина лінійного зношування конусоподібного зерна,  $\text{м}$ ;

$H$  – умовна максимальна глибина впровадження зерна в оброблюваний матеріал, яка відраховується від вершини незношеного максимально виступаючого над рівнем зв'язки круга зерна (рис. 4.14).



Параметр  $H$  для плоского шліфування визначається залежністю, наведеною в роботі [70]:

$$H = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}(1-\eta)}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}} \quad (4.74)$$

Після перетворення залежності (4.74), отримано:

$$H = \frac{H_0}{\sqrt[3]{1-\eta}}, \quad (4.75)$$

де  $H_0 = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{R_{\text{кр}}}}$  – максимальна товщина зрізу різальним зерном за умови  $\eta = 0$ .

З урахуванням  $H = x/\eta$  залежність (4.75) виразиться:

$$\frac{\eta^3}{(1-\eta)} = \left(\frac{x}{H_0}\right)^3 \quad (4.76)$$

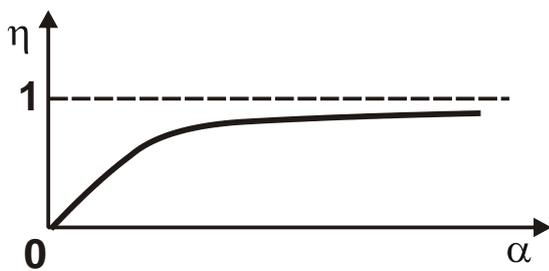


Рис. 4.15. Залежність  $\eta$  від  $\alpha$

Характер зміни коефіцієнта  $\eta$  від  $\alpha = x/H_0$ , виходячи із (4.76), показаний графічно на рис 4.15. При  $\alpha = 0$  коефіцієнт  $\eta = 0$ , при  $\alpha \rightarrow \infty$  коефіцієнт  $\eta \rightarrow 1$ . У табл. 4.3 наведені розрахункові значення  $\eta$  залежно від  $\alpha$ .

Таблиця 4.3

### Розрахункові значення коефіцієнта $\eta$

$\alpha^3$	0	0,1	0,25	0,5	1,0	2,0	3,0
$\alpha$	0	0,47	0,63	0,79	1,0	1,25	1,45
$\eta$	0	0,4	0,5	0,59	0,68	0,78	0,83

У табл. 4.4 наведені розрахункові значення апроксимуючої функції  $\eta = 1 - e^{-\alpha}$ .

Таблиця 4.4

**Розрахункові значення  $\eta$**

$\alpha$	0	0,5	1,0	1,5	2,0	3,0
$\eta$	0	0,39	0,63	0,78	0,86	0,95

Як видно, розрахункові значення коефіцієнта  $\eta$ , наведені в табл. 4.3 і 4.4, близькі, тобто в першому наближенні функцію  $\eta = 1 - e^{-\alpha}$  можна розглядати як апроксимуючу.

Підставляючи функцію  $\eta = 1 - e^{-\alpha}$  в залежність (4.73), маємо:

$$\sigma = \sqrt{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV \cdot e^{\alpha}}, \quad (4.77)$$

де 
$$\alpha = \frac{x}{H_0} = \left( \frac{x}{\bar{X}} \right) \cdot \sqrt[3]{\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t}}}.$$

Умовне напруження різання  $\sigma$  тим менше, чим менший параметр  $\alpha$ . Зменшити  $\alpha$  можна зменшенням відношення  $(x/\bar{X})$ , параметрів  $m$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{кр}}$  і збільшенням  $V_{\text{дет}}$  і  $t$ , тобто продуктивності обробки  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ . З урахуванням залежності (4.77) тангенціальна складова сили різання  $P_z$  визначається [58]:

$$P_z = \sqrt{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot HV \cdot e^{\alpha}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (4.78)$$

Параметр  $\alpha$  можна подати:

$$\alpha = \left( \frac{x}{\bar{X}} \right) \cdot \sqrt[3]{\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{t}}}. \quad (4.79)$$

Продуктивність обробки  $Q$  неоднозначно впливає на силу  $P_z$ . За рахунок множника  $Q/V_{кр}$  вона збільшується, а за рахунок функції  $e^{-\alpha}$  – зменшується. В зв'язку з цим, важливо визначити умову екстремуму сили  $P_z$ , для чого необхідно продиференціювати функцію  $P_z$  по  $Q$  й похідну прийняти рівною нулю. У результаті розрахунків установлене екстремальне значення  $\alpha = 6$ . Друга похідна функції  $P_z$  від  $Q$  в екстремальній точці  $\alpha = 6$  позитивна, отже, має місце мінімум функції  $P_z$  (рис. 4.16). Екстремум сили  $P_z$  досягається за умови достатньо великих значень  $\alpha$  і  $\eta \rightarrow 1$  й невеликих значень продуктивності обробки  $Q$ . Як правило, при  $\eta \rightarrow 1$  ( $\alpha \geq 6$ ) процес різання нездійснений у зв'язку з несприятливим відношенням  $a_z / \rho$  (де  $a_z$  – товщина зрізу;  $\rho$  – радіус округлення різальної кромки зерна). Отже, для реальних умов обробки ( $0 < \alpha < 6$ ) сила різання  $P_z$  зі збільшенням  $\alpha$  і  $\eta$  повинна зменшуватися, а зі збільшенням  $Q$  – збільшуватися. На рис. 4.16 діапазон зміни  $0 < \alpha < 6$  показаний суцільною лінією, а діапазон  $\alpha > 6$  – пунктирною лінією.

Таким чином, множник  $Q/V_{кр}$  переважає в залежності (4.78) і тому тангенціальна складова сили різання  $P_z$  зі збільшенням  $Q$  збільшується.

Зменшити  $P_z$  без зміни продуктивності обробки  $Q$  можна, в першу чергу, зменшенням швидкості круга  $V_{кр}$ , що входить у залежність (4.78) в найбільшому ступені. Зменшити  $P_z$  також можна зменшенням відношення  $\overline{X}$  й параметрів  $m$ ,  $B$ ,  $R_{кр}$ ,  $t$ . Зменшення глибини шліфування  $t = Q/B \cdot V_{дет}$  припускає збільшення швидкості деталі, тобто ефективно застосування багатопрохідного шліфування.

Тангенціальна складова сили різання  $P_z$ , виходячи із залежності (4.78), тим менша, чим менша міцність  $\sigma_{ст}$  і твердість  $HV$  оброблюваного матеріалу.

У процесі плоского шліфування торцем круга параметр  $H_0$  у першому наближенні дорівнює параметру  $R_{max}$ , який визначається залежністю (4.58) і після перетворень набуває вигляд ( $R_{max} = R_{інст}$ ):

$$R_{max} = \overline{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{200\pi}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{Q}{b \cdot B \cdot V_{кр}}}, \quad (4.80)$$

де  $b$  – ширина шліфування, м;

$B$  – ширина робочої частини торцевого круга, м.

Характер зміни сили різання  $P_z$  від продуктивності обробки  $Q$  залишається тим же (рис. 4.16). Основною умовою зменшення  $P_z$  при  $Q = \text{const}$  (відповідно до залежності (4.78)) є збільшення  $V_{кр}$ , потім, за ступенем впливу – зменшення величини  $x$ , об'ємної концентрації круга  $m$  й площі контакту круга з оброблюваною деталлю ( $b \cdot B$ ).

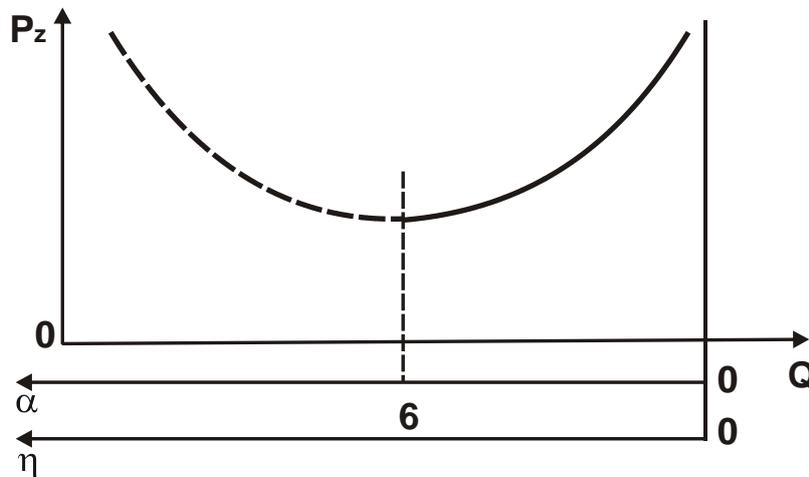


Рис. 4.16. Залежність  $P_z$  від  $Q$  ( $\alpha$  і  $\eta$ )

Для розрахунку температури різання під час шліфування слід скористатися аналітичною залежністю [116]:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho}}, \quad (4.81)$$

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

$F = B \cdot l$  – площа контакту круга з оброблюваним матеріалом, м<sup>3</sup>;

$B$  – ширина шліфування, м;

$l$  – довжина контакту круга з оброблюваним матеріалом, м;

$\tau = l / V_{дет}$  – час контакту фіксованої точки на поверхні оброблюваної деталі з кругом, с;

$\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу, Вт/(м·К);  
 $c$  – питома теплоємність матеріалу, Дж/(кг·К);  
 $\rho$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>3</sup>.

Після перетворень залежність (4.81) набуде вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot Q}{B} \cdot \sqrt{\frac{2}{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{l \cdot V_{\text{дет}}}}. \quad (4.82)$$

Для заданих значень  $Q$  і  $B$  зменшити температуру різання  $\theta$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  й збільшенням параметрів  $l$  і  $V_{\text{дет}}$ . Для плоского шліфування торцем круга параметр  $l$  дорівнює ширині робочої частини круга, а для плоского шліфування периферією круга  $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$ . У першому випадку параметр  $l$  не пов'язаний із продуктивністю обробки  $Q$ , а визначається конструкцією круга. У другому випадку параметр  $l$  залежить від глибини шліфування  $t$ , а отже, від продуктивності  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ . Тому шліфування торцем круга є більш універсальним методом регулювання температури різання  $\theta$ .

Збільшуючи параметр  $l$ , можна суттєво зменшити  $\theta$  без зменшення продуктивності обробки  $Q$ . Під час шліфування периферією круга збільшення параметра  $l$  з погляду зменшення температури різання  $\theta$  недоцільно, тому що це веде до збільшення глибини шліфування  $t$  й продуктивності  $Q$ , які входять у залежність для розрахунку  $\theta$ . Ефективно в цьому випадку параметр  $l$  зменшувати (за рахунок зменшення  $t$ ), а  $V_{\text{дет}}$  – збільшувати, зберігаючи постійною  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ .

Для схеми плоского шліфування периферією круга  $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$  з урахуванням залежності (4.78) температура різання визначається:

$$\theta = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{HV} \cdot e^{\alpha}}{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{Q}{B} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (4.83)$$

Як і в залежності (4.78), продуктивність обробки  $Q$  неоднозначно впливає на  $\theta$ . Для визначення умови екстремуму функції  $\theta$  необхідно

продиференціювати її за величиною  $Q$  й похідну прирівняти до нуля. В результаті встановлено, що мінімум функції  $\theta$  досягається за умови  $\alpha = 3$  (рис. 4.17). При  $\alpha = 3$  коефіцієнт  $\eta = 0,95$ . За таких великих значень  $\eta$  процес різання практично нездійсненний.

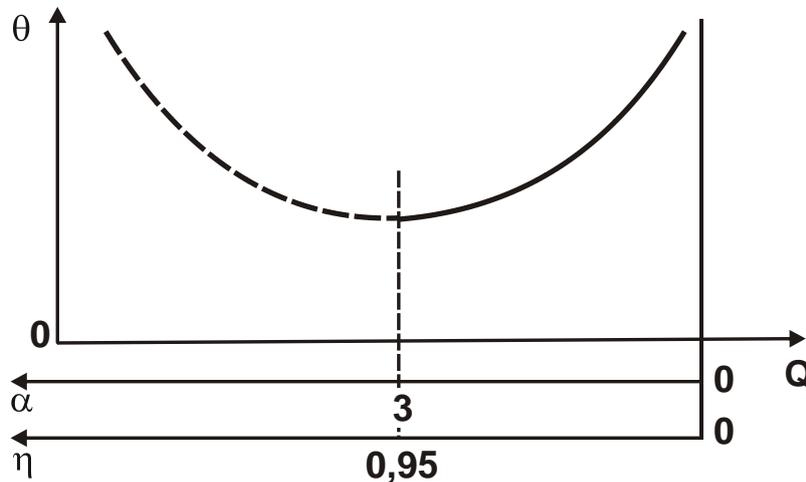


Рис. 4.17. Залежність  $\theta$  від  $Q$  ( $\alpha$  і  $\eta$ )

Отже, в якості робочого діапазону необхідно розглядати  $\alpha < 3$  й  $\eta < 0,95$ , тобто праву гілку екстремальної залежності  $\theta - Q$ , відповідно до якої зі збільшенням  $Q$  температура різання  $\theta$  безупинно збільшується. З урахуванням цього, зменшити температуру  $\theta$  при  $Q = \text{const}$  відповідно до залежності (4.83) можна зменшенням глибини шліфування  $t$ , параметра  $\alpha$  й збільшенням радіуса круга  $R_{\text{кр}}$ .

Зменшити  $\alpha$ , згідно з залежністю (4.79), можна зменшенням відношення  $\frac{v}{\bar{X}}$ , параметрів  $m$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{кр}}$ ,  $t$ . Як видно, радіус круга неоднозначно впливає на  $\theta$ . З огляду на переважну роль множника  $\sqrt{2t/R_{\text{кр}}}$  в залежності (4.83) порівняно з функцією  $e^\alpha$ , температура різання  $\theta$  зі збільшенням  $R_{\text{кр}}$  буде зменшуватися, тобто ефективно збільшити  $R_{\text{кр}}$ .

Швидкість деталі  $V_{\text{дет}} = Q/B \cdot t$  також необхідно збільшити у зв'язку зі зменшенням глибини шліфування  $t$ .

При відносно невеликих значеннях параметрів  $\sigma_{\text{ст}}$ ,  $HV$  і збільшених значень  $\lambda$ ,  $s$ ,  $\rho$  можливе застосування глибокого шліфування, заснованого на збільшенні глибини шліфування  $t$  до величини припуску, що знімається. Для цього необхідно збільшити радіус круга  $R_{\text{кр}}$  й вико-

ристовувати в якості абразивних матеріалів синтетичні надтверді матеріали, які забезпечують зменшення кута  $\gamma$  й параметра  $\alpha$  за рахунок зменшення величини  $x$ . У ході плоского шліфування торцем круга температура різання  $\theta$  описується залежністю:

$$\theta = \sqrt{\frac{2\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{HV} \cdot e^{\alpha} \cdot t}{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{Q}{B \cdot b}}. \quad (4.84)$$

Параметр  $H_0$  дорівнює параметру  $R_{\text{max}}$ , описуваному залежністю (4.80). Неважко бачити, що рішення аналогічно попередньому для плоского шліфування периферією круга. Мінімум функції  $\theta$  від  $Q$  досягається при  $\alpha = 3$  ( $\eta = 0,95$ ), а залежність температури  $\theta$  від  $Q$  підкоряється правій гілці екстремальної залежності (див. рис. 4.17).

Тоді зменшити  $\theta$  при  $Q = \text{const}$  можна зменшенням  $t$ ,  $\alpha$  і збільшенням площі контакту круга з оброблюваною поверхнею  $B \cdot b$ . Зменшення глибини шліфування  $t$  й  $b$  при  $Q = \text{const}$  вимагає збільшення швидкості деталі за законом  $V_{\text{дет}} = Q/B \cdot t$ .

Під час плоского шліфування торця обертового кільця торцем круга з постійною радіальною подачею  $V'_{\text{дет}}$  справедливо кінематичне відношення (4.56). Тоді

$$\theta = \frac{Q}{b} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{HV} \cdot e^{\alpha}}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}}; \quad (4.85)$$

$$R_{\text{max}} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{200\pi}{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{Q}{B \cdot b \cdot V_{\text{кр}}}}; \quad (4.86)$$

$$\alpha = \frac{x}{R_{\text{max}}} = \frac{x}{\bar{X}} \cdot \sqrt[3]{\frac{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m}{200 \cdot \pi} \cdot \frac{B \cdot b \cdot V_{\text{кр}}}{Q}}. \quad (4.87)$$

Дане рішення аналогічно рішенню, отриманому під час визначення екстремуму функції  $P_z$  від  $Q$  (див. рис. 4.16), тобто мінімум  $\theta$  від  $Q$  буде мати місце при  $\alpha = 6$ .

Зменшити температуру різання  $\theta$  при  $Q = \text{const}$ , відповідно до залежності (4.85), можна зменшенням  $\alpha$  і збільшенням  $V_{\text{дет}}$  і  $B$ .

Зменшення  $\alpha$  пов'язане зі зменшенням величини лінійного зношування зерна  $x$  до моменту його об'ємного руйнування або випадіння зі зв'язки круга без руйнування, що досягається реалізацією роботи круга в режимі самозагострювання або застосування примусового постійного виправлення круга в процесі шліфування. У першому випадку необхідно використовувати відносно "м'які" зв'язки алмазного круга: органічні й керамічні. У другому випадку під час шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках ефективно застосування електрофізикохімічних методів виправлення (електроерозійного й електрохімічного), які забезпечують збільшене виступання зерен над рівнем зв'язки, видалення затуплених зерен з робочої поверхні круга й керування величиною їхнього зношування  $x$ .

У загальному випадку:

$$V_{\text{кр}} = D_{\text{кр}} \cdot n_{\text{кр}} \cdot \pi, \quad (4.88)$$

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

$n_{\text{кр}}$  – частота обертання круга, об./с.

Для зменшення  $V_{\text{кр}}$  і відповідно  $\alpha$ ,  $\sigma$  і  $\theta$  при  $Q = \text{const}$ , необхідно зменшити параметри  $D_{\text{кр}}$  і  $n_{\text{кр}}$ .

З наведеного аналізу можна зазначити, що вхідні параметри  $Q$ ,  $B$  і  $b$  впливають на  $\theta$  як безпосередньо, так і через зміну умовного напруження різання  $\sigma$  [90]. У результаті залежності температури різання  $\theta$  від параметрів  $Q$ ,  $B$  і  $b$  носять складний екстремальний характер. Цілковито однозначно впливає на  $\theta$  швидкість деталі  $V_{\text{дет}}$ , яка входить у знаменник підкореневого вираження в залежності (4.85). Зі збільшенням  $V_{\text{дет}}$  температура різання  $\theta$  зменшується. Отже, домогтися істотного зменшення  $\theta$  у ході незмінної продуктивності обробки  $Q = \text{const}$  можна, насамперед, за рахунок зменшення  $V_{\text{дет}}$ . Під час шліфування торцевої поверхні кільця торцем круга збільшення швидкості обертання кільця  $V_{\text{дет}}$  практично нічим не обмежено й температуру різання, таким чином, можна завжди зменшити до заданого значення.



Необхідно зазначити, що зменшення  $\theta$  за рахунок зменшення  $V_{\text{дет}}$  у цьому випадку більш ефективно, ніж, наприклад, зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  шляхом зменшення безрозмірного коефіцієнта  $\eta$  за залежністю (4.73). За умови  $\eta \rightarrow 0$  умовне напруження різання  $\sigma$  набуває цілком конкретного значення, тобто зміна  $\sigma$  обмежена, тоді як зменшення температури різання  $\theta$  за рахунок зменшення  $V_{\text{дет}}$  практично не обмежено  $\theta \rightarrow 0$ .

Розрахунок температури різання можна виконати більш точно, якщо розглядати час контакту фіксованої точки обертового оброблюваного кільця з торцем круга  $\tau$  у вигляді:

$$\tau = \tau_1 + \tau'_0, \quad (4.89)$$

де  $\tau_1$  – час, протягом якого зрізується шар припуску товщиною  $t$ , який визначається за залежністю (4.57).

По суті, параметр  $\tau_1$  визначає час формування шорсткості поверхні в напрямі швидкості  $V'_{\text{дет}}$ . Товщини зрізів окремими зернами в цьому випадку більше параметра шорсткості обробки  $R_{\text{max}}$ .

Час  $\tau'_0$  дорівнює  $\tau'_0 = \tau_0 - \tau_1$ , де  $\tau_0 = L/V_{\text{дет}}$ ;  $L$  – довжина дуги контакту круга з оброблюваним кільцем.

Протягом часу  $\tau'_0$  відбувається знімання оброблюваного матеріалу різальними зернами круга з товщинами зрізів, які рівні параметра шорсткості обробки  $R_{\text{max}}$ . Із цього можна зазначити, що протягом часу обробки  $\tau_1$  різальні зерна випробовують більші навантаження, чим протягом часу обробки  $\tau'_0$ .

З урахуванням сказаного, залежність (4.81) можна подати:

$$\theta = q_1 \cdot \sqrt{\frac{2\tau_1}{\lambda \cdot c \cdot \rho}} + q'_0 \cdot \sqrt{\frac{2\tau'_0}{\lambda \cdot c \cdot \rho}}, \quad (4.90)$$

де  $q_1 = \frac{P'_z \cdot V_{\text{кр}}}{L_1 \cdot b} \approx \frac{\sigma \cdot Q}{L_1 \cdot b} = \frac{\sigma \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot V'_{\text{дет}}}{L_1}$  – щільність теплового потоку,

що виникає під час шліфування на ділянці контакту круга з оброблюваним кільцем довжиною  $L_1 = V_{\text{дет}} \cdot \tau_1$ ;

$$q'_0 = \frac{P'_z \cdot V_{кр}}{(L - L_1) \cdot b} \approx \frac{P'_y \cdot f \cdot V_{кр}}{(L - L_1) \cdot b} = \rho \cdot f \cdot V_{кр} - \text{щільність теплового потоку,}$$

що виникає під час шліфування на ділянці контакту круга з оброблюваним кільцем довжиною  $(L - L_1)$ ;

$L$  – сумарна довжина дуги контакту круга з оброблюваним кільцем;

$P'_z$ ,  $P'_y$ ,  $\rho$  – тангенціальна і радіальна складові сили різання, а також питомий тиск, що виникає на ділянці контакту круга з оброблюваним кільцем довжиною  $(L - L_1)$ ;

$f$  – коефіцієнт тертя круга з оброблюваним матеріалом.

Залежність (4.90) складається із двох доданків. Перший доданок визначає температуру шліфування, яка утворюється на ділянці довжиною  $L_1$  (умовно – на ділянці різання). Другий доданок визначає температуру шліфування, що утворюється на ділянці довжиною  $(L - L_1)$  (умовно – на ділянці тертя круга з кільцем). Очевидно, для того щоб зменшити температуру  $\theta$ , необхідно зменшити або вилучити другий доданок залежності (4.90). Це забезпечується за рахунок зменшення часу  $\tau'_0 \rightarrow 0$  й відповідно зменшення довжини  $L$  (ширини робочої частини круга).

Як впливає із залежності (4.57), зменшення  $L$  приводить до збільшення глибини шліфування  $t$  й товщин зрізів окремими зернами круга на ділянці довжиною  $L_1$ . Це, у свою чергу, приводить до зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  й першого доданку залежності (4.90).

Таким чином, зменшуючи довжину дуги контакту круга з оброблюваним кільцем до значення  $L \rightarrow L_1$ , можна суттєво зменшити температуру шліфування  $\theta$ . Оптимальне значення довжини контакту  $L_1$  (оптимальної ширини робочої частини круга  $B$ ) можна визначити із залежності:

$$L_1 = V_{дет} \cdot \tau_1 = V_{дет} \cdot \frac{R_{max}}{V'_{дет}}. \quad (4.91)$$

Із залежності (4.91) випливає, що довжина  $L_1$  визначається параметром  $R_{max}$  і відношенням  $V_{дет} / V'_{дет}$ . Чим більше ці величини, тим більше повинна бути довжина  $L_1$  (ширина робочої частини круга).

Аналізуючи залежність (4.90), неважко бачити збільшення температури шліфування  $\theta$  зі збільшенням швидкості круга  $V_{кр}$ , який входить у другий доданок залежності. Цей несприятливий фактор також можна усунути, вилучаючи другий доданок ( $\tau'_0 \rightarrow 0$ ).

## Висновки до розділу 4

1. Розроблено аналітичну модель продуктивності обробки під час шліфування, яка враховує режими шліфування, характеристики круга й оброблюваного матеріалу. Теоретично обґрунтовані й експериментально підтверджені різні механізми реалізації високопродуктивного шліфування алмазними кругами на металевій й органічній зв'язках, які полягають в першому випадку – у забезпеченні збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки, у другому випадку – у забезпеченні збільшеної кількості одночасно працюючих зерен у зв'язку з можливістю їх "утопання" в органічну зв'язку.

2. Розроблено аналітичну модель формування шорсткості плоских поверхонь у ході алмазно-абразивної обробки, що дозволила визначити основні шляхи зменшення висоти мікронерівностей оброблених поверхонь (з урахуванням обмежень з продуктивності обробки), які полягають у забезпеченні умов різання "гострими" зернами з мінімальними силами різання (обробка вільним абразивом) та забезпеченні умов різання "притупленими" зернами зі збільшеними силами різання і збільшеною швидкістю різання (обробка зв'язаним абразивом).

3. Установлено узагальнену аналітичну залежність для розрахунку шорсткості обробки, справедливу для різних кінематичних схем шліфування, які відрізняються між собою часом формування шорсткості поверхні. Теоретично доведена можливість досягнення найменшої шорсткості обробки торцевої поверхні ущільнювального кільця (з урахуванням обмеження за продуктивністю обробки) шляхом застосування схеми врізного торцевого алмазного шліфування обертового кільця.

4. Установлено розбіжність розрахункових і експериментальних значень шорсткості обробки в межах 15 %, що дозволяє використовувати розрахункові залежності для рішення завдань структурно-параметричного аналізу й синтезу технологічного процесу прецизійної обробки кільця із композиційного матеріалу на основі реліту.

5. Розрахунками встановлено, що необхідна шорсткість обробки ( $R_a = 0,1$  мкм) торцевої поверхні ущільнювального кільця досягається за допомогою використання зернистості 28/20 і менш, тобто під час обробки вільним абразивом (алмазним порошком). У зв'язку із цим, торцеве алмазне шліфування ущільнювального кільця слід розглядати як напівчистову обробку, призначену для підготовки торцевої поверхні кільця до подальшої технологічної операції притирання алмазним порошком.

6. Розроблено аналітичну модель неплоскостності обробки торцевої поверхні кільця. Теоретично доведено, що застосування схеми торцевого алмазного шліфування обертового кільця дозволяє істотно зменшити неплоскостність обробки, зменшуючи тим самим припуски під притирання алмазним порошком, трудомісткість операції притирання й витрати алмазного порошку.

7. Розроблено методику розрахунку оптимальних умов алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець, у якій в якості цільової функції прийнята продуктивність обробки, а в якості технічних обмежень – параметри шорсткості й точності (неплоскостності) оброблених поверхонь.

8. Теоретично обґрунтовані найбільш ефективні варіанти маршрутно-операційної технології алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту, які полягають в застосуванні технологій шліфування периферією й торцем алмазних кругів на металевих зв'язках і подальшого притирання алмазним порошком.

9. Розроблено аналітичні моделі сили й температури різання під час алмазного шліфування з урахуванням величини лінійного зношування алмазних зерен до моменту їхнього об'ємного руйнування й подальшого випадіння зі зв'язки круга. Визначено умови шліфування, за яких сила й температура різання приймають екстремальні (мінімальні) значення. Вони полягають головним чином у реалізації роботи круга в режимі самозагострювання або застосуванні примусового постійного виправлення круга в процесі шліфування. У першому випадку необхідно використовувати відносно "м'які" зв'язки алмазного круга: органічні й керамічні. У другому випадку під час шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках ефективно застосування електрофізикохімічних методів виправлення (електроерозійного й електрохімічного).

## **Розділ 5. Визначення оптимальних умов алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту**

### **5.1. Дослідження плоского алмазного електроерозійного шліфування**

#### **5.1.1. Дослідження процесу електроерозійного виправлення габаритних алмазних кругів на металевих зв'язках**

Як було зазначено в розділі 4, застосування звичайних абразивних кругів на операції чорнового плоского шліфування торцевих робочих поверхонь релітових кілець зі зніманням відносно великих припусків (до 2-х мм) виявилось малоефективним (табл. 5.1). У результаті інтенсивного зношування абразивного круга діаметром 450 мм і висотою 60 мм фактична глибина шліфування в 3 рази менше номінальної глибини шліфування, установлюваної за лімбом верстата (рис. 5.1). Це знижує продуктивність обробки. Крім того, внаслідок значних динамічних навантажень (під час пакетної обробки торцевих поверхонь кілець) різко погіршувалася якість і точність обробки.

Таблиця 5.1

#### **Основні показники абразивного плоского шліфування**

Q, мм <sup>3</sup> /хв	Q, см <sup>3</sup> /см <sup>3</sup>	R <sub>a</sub> , мкм
6 000	2,8	1,1

Усе це вимагає проведення експериментальних досліджень процесу шліфування габаритними алмазними кругами на металевих зв'язках (M1-01 і M2-01) діаметром 400 мм і висотою 40 мм з метою пошуку шляхів зниження їхнього зношування, поліпшення якості обробки та ефективної заміни застосовуваних абразивних кругів.

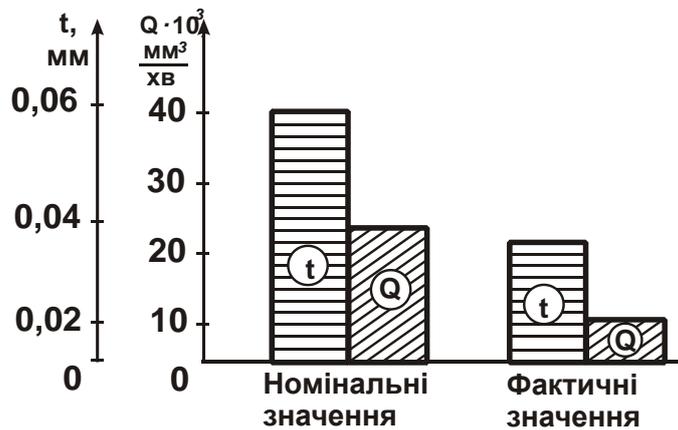


Рис. 5.1. Номінальні й фактичні значення глибини шліфування  $t$  і продуктивності обробки  $Q$

Умови обробки:  $t = 0,06$  мм;  $V_{\text{дет}} = 20$  м/хв;  $S_{\text{поп}} = 20$  мм/хід;  $V_{\text{кр}} = 34$  м/с

Під час установки даних кругів на верстат спостерігалось їхнє значне биття (до 0,3 мм). Спроби усунути таке велике биття застосуванням

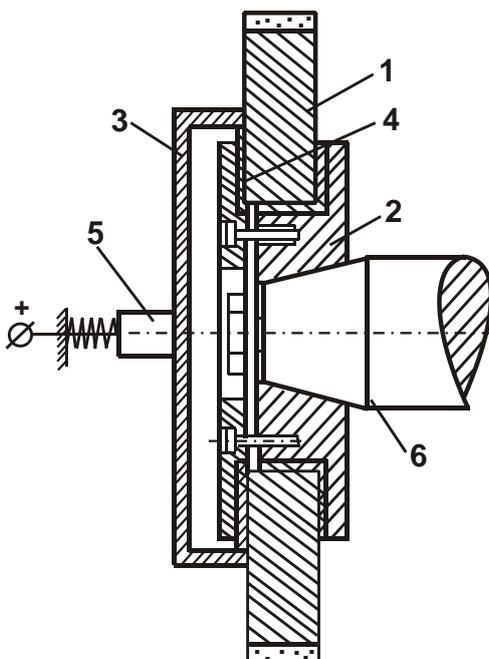


Рис. 5.2. Схема електроізоляції шпindelного вузла

#### шпindelного вузла

Умовні позначення: 1 – алмазний круг; 2 – планшайба; 3 – токопідвідний фланець; 4 – ізолятор; 5 – графітна щітка; 6 – шпindel верстата

механічного виправлення не принесли позитивних результатів. У зв'язку із цим, була використана технологія електроерозійного виправлення. Для цього плоскошліфувальний верстат був модернізований: виконана електроізоляція шпинделя верстата від алмазного круга й підведений технологічний струм до круга за схемою, показаною на рис. 5.2 [77]. В якості джерела технологічного струму використовувалися спеціальний випрямляч і генератор імпульсного струму. Робоча напруга випрямляча –  $U = 25$  В, генератора –  $U = 36$  В (скважність – 1,2; частота імпульсів генератора – 3 000 Гц; максимальна сила струму –  $I_{\text{max}} = 100$  А). Як правлячі електроди використовувалися бруски зі сталі 45, які уклалися на столі верстата.

На рис. 5.3 наведені експериментальні дані тривалості процесу електроерозійного виправлення  $\tau$  алмазних кругів на металевих зв'язках

М1-01 і М2-01 із застосуванням випрямляча ( $U = 25 \text{ В}$ ) і генератора імпульсного струму ( $U = 36 \text{ В}$ ). Як видно, тривалість процесу усунення биття алмазного круга на металевій зв'язці М2-01 значно більша, ніж алмазного круга на металевій зв'язці М1-01.

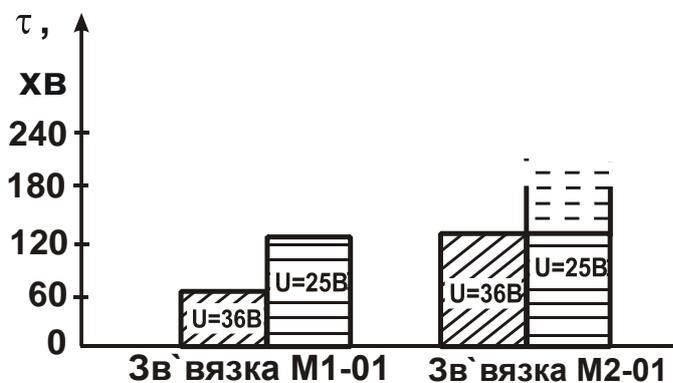


Рис. 5.3. Тривалість електроерозійного виправлення алмазних кругів 1А1 400х25 на металевих зв'язках

Застосування генератора імпульсного струму, головним чином за рахунок збільшення в ньому робочої напруги, дозволяє зменшити тривалість електроерозійного виправлення.

Усунення биття алмазного круга на металевій зв'язці має винятково важливе значення під час під-

готовки його до роботи. Тому в процесі виправлення періодично перевірявся стан робочої поверхні круга шляхом шліфування електрода зі сталі 45. Виправлення круга здійснювалося доти, поки у ході шліфування не досягалася висока якість обробленої поверхні (були відсутні сліди биття, забезпечувалася рівномірна поверхня по всій площі). Особлива висока якість виправлення досягалася на крузі з металевою зв'язкою М1-01. Металева зв'язка М2-01 твердіша й міцніша зв'язки М1-01, тому якість виправлення цього круга була нижчою, про що робили висновок за якістю прошліфуваних поверхонь зразків зі сталі 45.

### 5.1.2. Дослідження продуктивності обробки й зносостійкості алмазних кругів під час плоского електроерозійного шліфування кілець релітових ущільнень

Проведено серію дослідів плоского шліфування кілець релітових торцевих ущільнень із зовнішнім діаметром 250 мм і внутрішнім діаметром 150 мм. Площа обробки – 31 400 мм<sup>2</sup>. На рис. 5.4 наведені результати досліджень. Під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 із застосуванням безперервного електроерозійного виправлення (зі струмом) продуктивність обробки  $Q$  із часом шліфування

майже не зменшилася. У ході шліфування без використання електроерозійного виправлення (без струму) спостерігалось зменшення продуктивності обробки в часі, однак не суттєво. Під час шліфування алмазним кругом на більш міцній металевій зв'язці М2-01 продуктивність обробки із часом зменшувалася – як із застосуванням безперервного електроерозійного виправлення (зі струмом), так і без струму. У зв'язку з цим продуктивність була нижчою, ніж при шліфуванні кругом на зв'язці М1-01.

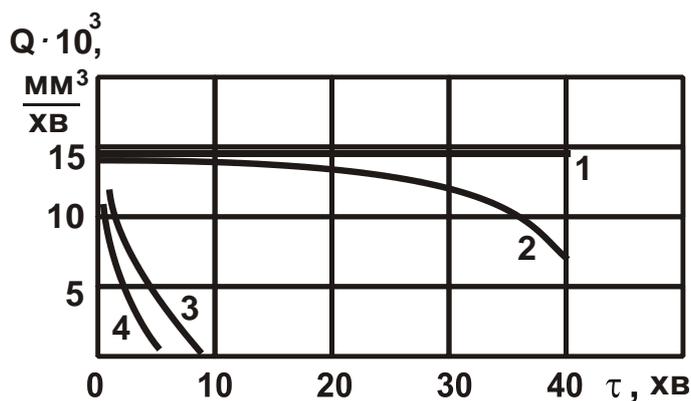


Рис. 5.4. Залежність Q від τ

Умови обробки: алмазні круги 1А1 400х25х6х203 АС6 200/160 4;  $t = 0,05$  мм;  $V_{дет} = 15$  м/хв;  $S_{поп} = 20$  мм/хід;  $V_{кр} = 30$  м/с; 1; 2 – металева зв'язка М1-01 (1 – зі струмом; 2 – без струму); 3; 4 – металева зв'язка М2-01 (3 – зі струмом; 4 – без струму)

Очевидно, застосування круга на міцній зв'язці М2-01 більш ефективно з погляду зниження витрати алмаза, однак, даний круг характеризується низькою різальною здатністю і забезпечує меншу продуктивність обробки, ніж алмазний круг на зв'язці М1-01 і абразивний круг. Тому перевагу слід віддати алмазному кругу на зв'язці М1-01, який вимагає менших витрат часу на виправлення; більш тривалий час зберігає різальну здатність; може бути використаний як із застосуванням, так і без застосування безперервного електроерозійного виправлення. Як показали проведені дослідження, цей круг можна також ефективно використовувати в режимі періодичного виправлення.

Однак при цьому необхідно здійснювати інтенсивне електроерозійне виправлення, щоб різальні зерна виступали на значну висоту, тоді стійкість круга між виправленням зростає. Протягом періоду стійкості круг зберігає достатньо високу різальну здатність. На рис. 5.5 наведені експериментально встановлені залежності продуктивної обробки Q й питомої витрати алмаза q, які отримані при багатопрхідному і глибинному шліфуванні алмазним кругом 1А1 400х25х6х203 АС6 200/160 М1-01 4.

В умовах багатопрхідного шліфування вдалося реалізувати глибину шліфування  $t = 0,1$  мм (рис. 5.5а). При цьому значення фактичної й



номінальної глибин шліфування відрізнялися не більше 20 %. Під час абразивного шліфування з номінальною глибиною шліфування 0,06 мм фактична глибина шліфування склала 0,02 мм (у зв'язку зі зношуванням абразивного круга).

Отже, шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 дозволяє збільшити фактичну глибину шліфування. Однак абразивний круг має більшу висоту робочої частини – 60 мм, тоді як алмазний круг – 25 мм і 40 мм. За рахунок цього абразивний круг має вигреш за продуктивністю обробки до 2-х разів, але з урахуванням менших значень фактичної глибини шліфування продуктивність абразивного шліфування буде менше.

Ще більш високу продуктивність обробки можна досягти під час шліфування зі збільшеними глибинами різання (0,1 – 0,3 мм) і невеликою швидкістю деталі (приблизно 5 м/хв (рис. 5.5б)). У цих умовах відбувається зменшення питомої витрати алмаза  $q$ .

На рис. 5.6 наведено графік зміни параметра шорсткості обробки  $R_a$  залежно від глибини шліфування  $t$  алмазним кругом

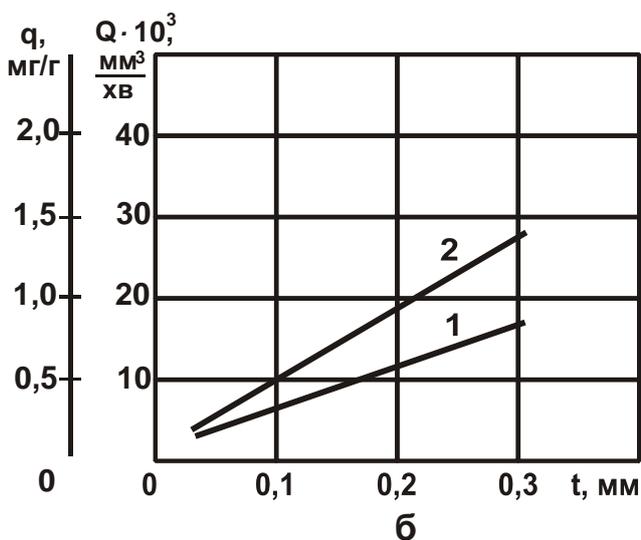
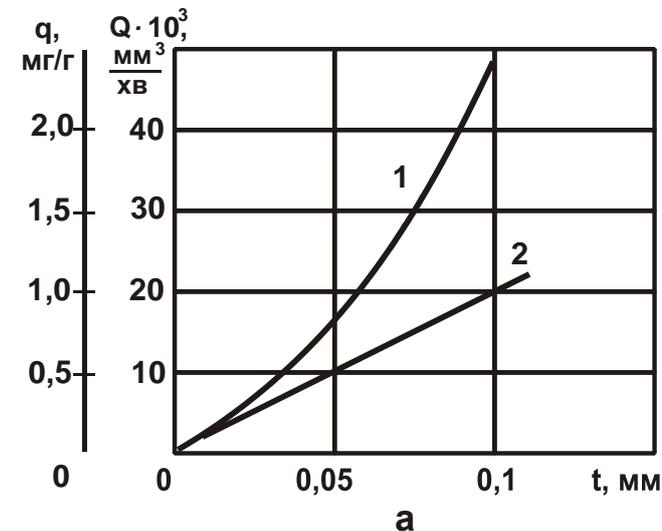


Рис. 5.5. Залежності  $q$  (1) і  $Q$  (2) від  $t$  під час багатопрохідного (а) і глибинного (б) шліфування

Умови обробки:  $S_{\text{поп}} = 20$  мм/хід;

$V_{\text{кр}} = 30$  м/с; а –  $V_{\text{дет}} = 15$  м/хв;

б –  $V_{\text{дет}} = 5$  м/хв

1А1 400х25х6х203 АС6 200/160 М1-01 4. Параметр  $R_a$  мало змінюється зі зміною  $t$ , хоча тенденція його збільшення зі збільшенням  $t$  спостерігається. Слід звернути увагу на те, що в процесі шліфування досягаються достатньо великі значення  $R_a$ . Це пов'язане з ефектом електроерозійного виправлення, яке забезпечує значне виступання зерен над рівнем

зв'язки круга. Під час абразивного шліфування параметр  $R_a$ , як установлено експериментально, трохи менше й становить 0,8 – 1,1 мкм. Однак після абразивного шліфування оброблена поверхня характеризується більш низькою точністю (площинністю) у зв'язку з інтенсивним зношуванням абразивного круга й зміною геометричних параметрів його робочої частини в часі. Розмірна стійкість алмазного круга на металевій зв'язці набагато вища, ніж абразивного круга, що вказує на перспективність переходу на алмазну обробку.

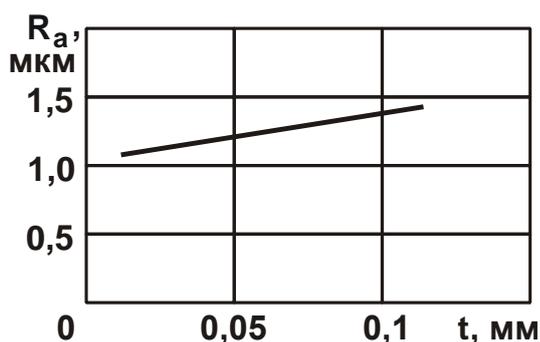


Рис. 5.6. Залежність  $R_a$  від  $t$

Умови обробки:  $S_{\text{поп}} = 20$  мм/хід;  
 $V_{\text{кр}} = 30$  м/с;  $V_{\text{дет}} = 15$  м/хв

Проведено експериментальні дослідження алмазного плоского шліфування торцевих поверхонь кілець із композиції "твердий сплав "Реліт" – нержавіюча сталь". Відношення площ твердого сплаву "Реліт" і сталі – 1:3,7. У цих умовах алмазний круг на металевій зв'язці М2-01 через кілька хвилин роботи втрачав різальну здатність навіть у ході використання безперервного

електроерозійного виправлення. Алмазний круг на зв'язці М1-01 із застосуванням безперервного електроерозійного виправлення працював достатньо стабільно, хоча спостерігалось засалювання круга сталевою стружкою. Це вимагало додаткового періодичного електроерозійного виправлення, використовуючи в якості електродів зразки з менш міцної сталі 45. У цьому випадку продуктивність обробки була трохи меншою, ніж під час шліфування твердого сплаву "Реліт" (без сталі), однак більшою, ніж у ході звичайного абразивного шліфування.

Як відомо, вартість алмазного круга багаторазово перевищує вартість абразивного круга. Тому про ефективність застосування алмазного шліфування замість абразивного можна буде робити висновок лише після розрахунку й аналізу собівартості обробки порівнюваних варіантів. У зв'язку із цим важливо визначити оптимальні умови обробки, за яких ефективно застосування алмазних кругів на операції чорнового плоского шліфування кілець релітових торцевих ущільнень.

### 5.1.3. Дослідження собівартості обробки під час шліфування кілець релітових торцевих ущільнень

Важливо порівняти собівартості обробки під час абразивного й алмазного шліфування. В останньому випадку слід розглядати шліфування алмазним кругом 1А1 400х25х60 АС6 200/160 М1-01 4.

Для цього можна скористатися розрахунковою залежністю для визначення собівартості обробки  $C$ , отриманою на основі теоретичного підходу, запропонованого в роботі [70]:

$$C = n_1 \cdot t_0 \cdot \left( S_{\text{тар}} \cdot z \cdot k + \frac{\text{Ц}}{T} \right), \quad (5.1)$$

де  $n_1$  – кількість оброблюваних деталей;

$t_0$  – основний час обробки однієї деталі, год.;

$S_{\text{тар}}$  – тарифна ставка робітника, грн/год.;

$z$  – коефіцієнт, що враховує частку допоміжного часу на обробку однієї деталі стосовно основного часу;

$k$  – коефіцієнт, що враховує всілякі нарахування (податки) на заробітну плату робітника;

$\text{Ц}$  – ціна одного круга, грн;

$T$  – період стійкості круга до його повного зношування (час роботи круга в металі), год.

Можна припустити, що для двох порівнюваних варіантів обробки перший доданок (що знаходиться в дужках) і параметр  $n_1$  однакові. Змінними є другий доданок (що знаходиться в дужках) і параметр  $t_0$ . Для алмазного шліфування параметр  $t_0$ , як було зазначено, в 3 рази менше, ніж для абразивного шліфування. Тоді за умови  $C = \text{const}$  другий доданок  $\text{Ц}/T$  повинен збільшитися. Ступінь збільшення залежить від величини першого доданка. Очевидно, що чим більший перший доданок, тим більший ступінь збільшення другого доданка.

Дане рішення впливає з перетвореної залежності (5.1), розглядаючи в ній  $A_1 = S_{\text{тар}} \cdot z \cdot k$ ;  $A_2 = \text{Ц}/T$ :

$$\frac{C}{n_1 \cdot S_{\text{тар}} \cdot z \cdot k} = C_0 = t_0 \cdot \left(1 + \frac{A_2}{A_1}\right). \quad (5.2)$$

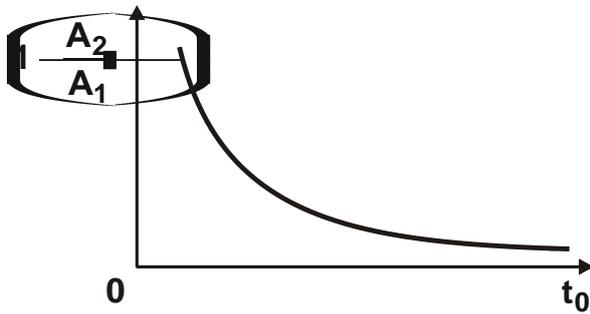


Рис. 5.7. Залежність  $(1 + A_2/A_1)$  від  $t_0$

За умови  $C_0 = \text{const}$  графічно залежність  $(1 + A_2/A_1)$  від  $t_0$  подана на рис. 5.7.

Зі зменшенням часу  $t_0$  функція  $(1 + A_2/A_1)$  збільшується, тобто збільшується параметр  $A_2$  при заданому значенні  $A_1$ . Зі збільшенням  $A_1$  параметр  $A_2$  збільшується,

тому що значення  $(1 + A_2/A_1)$  незмінно.

Якщо параметр  $A_1 = 0$ , то залежність (5.2) набуде вигляду:

$$C = n_1 \cdot t_0 \cdot \frac{C}{T}. \quad (5.3)$$

Зі зменшенням параметра  $t_0$  в 3 рази, за умови  $C = \text{const}$ , відношення  $C/T$  повинне зрости в 3 рази. Фізичний зміст даного рішення полягає в такому.

За експериментальними даними під час абразивного шліфування відношення  $\frac{C}{T} = \frac{150 \text{ грн}}{10 \text{ год}} = 15 \frac{\text{грн}}{\text{год}}$ .

У ході алмазного шліфування відношення  $C/T$  в 3 рази більше. Отже, з урахуванням того, що ціна алмазного круга в 10 разів більше абразивного круга ( $C = 1500 \text{ грн}$ ), його стійкість  $T = \frac{1500 \text{ грн}}{3 \cdot 15 \text{ грн}} = 33 \text{ час}$ ,

тобто за стійкістю алмазний круг повинен у 3,3 рази перевершувати абразивний круг.

За умови однієї продуктивності алмазного й абразивного шліфування стійкість алмазного круга повинна бути в 10 разів більше стійкості абразивного круга.

Для визначення значення  $T$  для алмазного круга ( $A_1 > 0$ ) залежність (5.1) подана у вигляді:

$$T = \frac{C}{\frac{C}{n_1 \cdot t_0} - S_{\text{тар}} \cdot z \cdot k} \cdot \frac{C}{T} \quad (5.4)$$

В залежності (5.4) значення  $C$  невідомо. Тому слід розглянути випадок, коли значення собівартості абразивного й алмазного шліфування рівні. Тоді  $C$  визначиться із залежності (5.1) для абразивного шліфування ( $S_{\text{тар}} = 5,6$  грн/год.;  $k = 1,6$ ;  $n_1 = 30$ ;  $t_0 = 0,3$  год.;  $C/T = 150$  грн/год.):

$$C = 30 \cdot 0,3 \cdot (6,9 + 15) = 377 \text{ грн.} \quad (5.5)$$

Підставляючи в залежність (5.4) ті ж значення параметрів  $S_{\text{тар}}$ ,  $k$ ,  $z$ ,  $n_1$  і  $t_0 = 0,1$  год.,  $C = 377$  грн, визначено  $T$  для алмазного шліфування:  $T = 15,2$  год.

Як видно, значення  $T$  для алмазного й абразивного кругів відрізняються незначно, незважаючи на те, що за вартістю алмазний круг у 10 разів коштовніше абразивного.

Якщо при  $A_1 = 0$  стійкість алмазного круга  $T = 33$  год., то при  $A_1 = 26,9$  грн/год. стійкість  $T$  менше й становить  $T = 15,2$  год.

Таким чином показано, що за рахунок першого доданка, який в дужках у залежності (5.1), стійкість алмазного круга може значно змінюватися. Наприклад, якщо збільшити доданок  $A_1$  у залежності (5.5) до значення 50 грн/год. (замість 26,9 грн/год.), то собівартість абразивного шліфування буде дорівнювати  $C = 585$  грн. Тоді стійкість алмазного круга  $T$ , виходячи із залежності (5.4), дорівнює  $T = 8,92$  год., що менше, ніж для абразивного

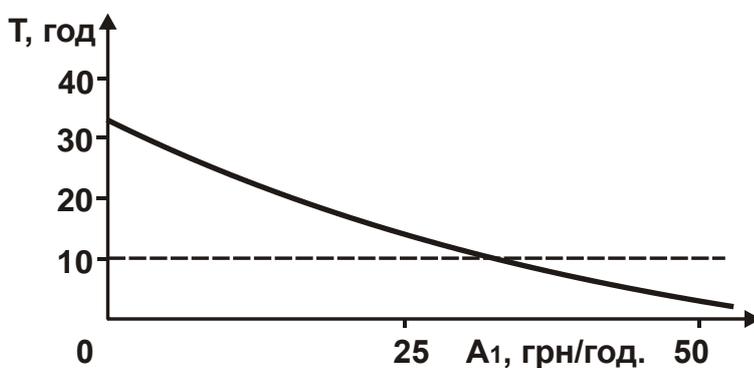


Рис. 5.8. Залежність  $T$  від  $A_1$

чення 50 грн/год. (замість 26,9 грн/год.), то собівартість абразивного шліфування буде дорівнювати  $C = 585$  грн. Тоді стійкість алмазного круга  $T$ , виходячи із залежності (5.4), дорівнює  $T = 8,92$  год., що менше, ніж для абразивного

круга. Графічно залежність  $T$  від  $A_1$  для алмазного круга показана на рис. 5.8. Таким чином, розрахунками встановлено, що для прийнятих умов обробки стійкість алмазного круга (при  $A_1 = 26,9$  грн/год.) повинна всього в 1,52 рази перевищувати стійкість абразивного круга – за умов однакової собівартості обробки  $C$ . Якщо стійкість алмазного круга  $T$  буде більше, це приведе до зменшення собівартості обробки. Дані розрахунків на основі залежності (5.1) графічно показані на рис. 5.9. Розрахункова залежність має вигляд:

$$C = 30 \cdot 0,1 \cdot \left( 26,9 + \frac{1\ 500}{T} \right). \quad (5.6)$$

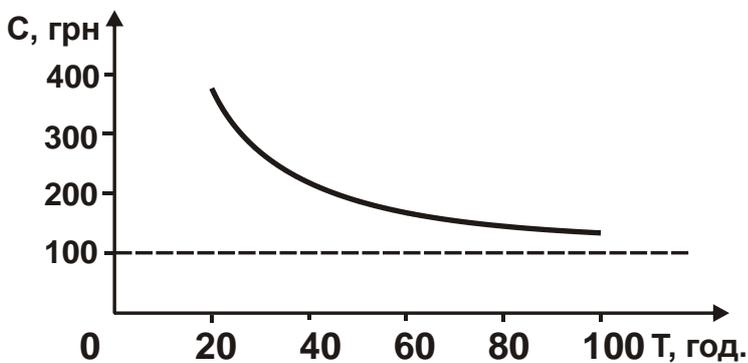


Рис. 5.9. Залежність  $C$  від  $T$

Як видно, за умови збільшення стійкості алмазного круга  $T$  від 15,2 до 100 год. (тобто в 6,57 разів) собівартість обробки зменшиться від 377 до 125,7 грн (тобто в 3 рази). Найбільш суттєво зменшення  $C$  за умови зміни

$T$  відбувається в діапазоні  $T = 15,2 \dots 40$  год. У ході подальшого збільшення  $T$  інтенсивність зменшення собівартості обробки не настільки значна. Отже, для того щоб одержати ефект обробки за рахунок зменшення собівартості в 2 рази, необхідно, щоб стійкість алмазного круга перевищувала стійкість абразивного круга в 4 рази (стійкість абразивного круга  $T = 10$  год., а алмазного –  $T = 40$  год.).

За умов однакової собівартості алмазного й абразивного шліфування стійкість алмазного круга, як було зазначено, повинна лише в 1,52 рази перевищувати стійкість абразивного круга до його повного зношування. Тут ефект обробки досягається за рахунок збільшення в 3 рази продуктивності алмазного шліфування.

Отже, ефект від застосування алмазного шліфування релітового шару торцевої поверхні ущільнювального кільця обумовлений збільшенням продуктивності обробки. При цьому не слід домагатися збільшення

стійкості алмазного круга до його повного зношування пропорційно збільшенню його ціни (стосовно абразивного круга). Для того щоб забезпечити однакову собівартість алмазного й абразивного шліфування, достатньо відносно невелике перевищення стійкості алмазного круга над абразивним. Даний висновок пов'язаний з тим, що параметр  $t_0$  (що визначає продуктивність) більше впливає на собівартість обробки  $C$ , виходячи із залежності (5.1), ніж параметр  $T$ . Тому чим більший перший доданок у залежності, тим менший вплив  $T$  на  $C$ .

У розрахунках слід враховувати взаємозв'язок між параметрами  $T$  й  $t_0$ , оскільки зі зменшенням  $t_0$  (збільшенням продуктивності обробки) стійкість алмазного круга до його повного зношування  $T$  зменшується.

Експериментально встановлено, що зв'язок між параметрами  $T$  й  $t_0$  підкоряється залежності:

$$T = M \cdot t_0^2, \quad (5.7)$$

де  $M = T_1 / t_{01}^2$ ;

$T_1, t_{01}$  – значення  $T$  й  $t_0$  для певних умов обробки.

Підставляючи залежність (5.7) в (5.1), отримано:

$$C = n_1 \cdot t_0 \cdot \left( A_1 + \frac{C}{M} \cdot \frac{1}{t_0^2} \right), \quad (5.8)$$

де  $A_1 = S_{\text{тар}} \cdot z \cdot k$ .

Як видно, що собівартість обробки  $C$  змінюється за екстремальною залежністю зі зміною параметра  $t_0$ . Для визначення екстремального значення  $t_0$  необхідно взяти першу похідну від  $C$  по  $t_0$  й отримане вираження прирівняти до нуля, тоді

$$t_{0\text{екстр}} = \sqrt{\frac{C}{M \cdot A_1}}. \quad (5.9)$$

Друга похідна  $C''_{t_0} = n_1 \cdot \frac{Ц}{M} \cdot \frac{1}{t_0^4}$  – позитивна. Отже, має місце мінімум

собівартості обробки  $C$ . Далі необхідно визначити параметр  $M$ , приймаючи  $t_{01} = 0,1$  год.;  $T_1 = 15,2$  год. У результаті отримано:  $M = 1\,520$ .

Визначаючи за залежністю (3.9) час  $t_{0_{екстр}}$  для вихідних даних:  $Ц = 1\,500$  грн;  $A_1 = 26,9$  грн/год.;  $M = 1\,520$ , отримано  $t_{0_{екстр}} = 0,19$  год. Із залежностей (3.7) і (3.8) для  $t_{0_{екстр}} = 0,19$  год. впливає:  $T = 54,9$  год.;  $C = 309,1$  грн.

Як видно, мінімум функції  $C$  досягається при більшому значенні  $t_{0_{екстр}} = 0,19$  год.  $> t_0 = 0,1$  год. При цьому собівартість  $C$  зменшилася від значення 377 грн до значення 309,1 грн.

Для випадку  $t_{01} = 0,1$  год.;  $T_1 = 40$  год. маємо  $t_{0_{екстр}} = 0,12$  год.,  $C = 190,6$  грн.

Для випадку  $t_{01} = 0,1$  год.;  $T = 100$  год. отримано  $t_{0_{екстр}} = 0,075$  год.,  $C = 120,5$  грн. Графічно дані розрахунків наведені на рис. 5.10.

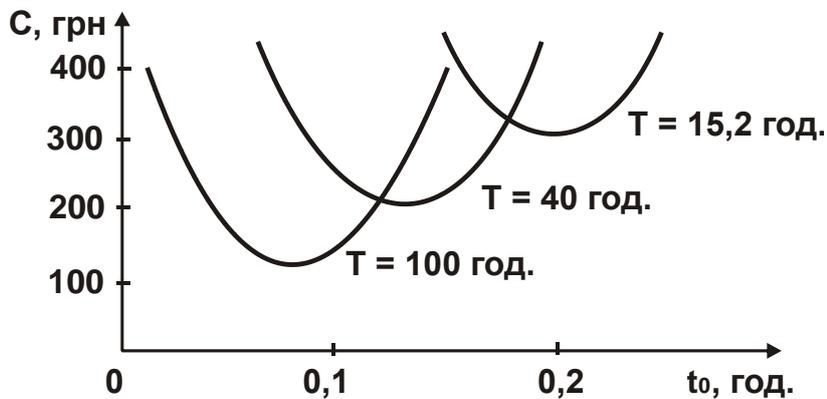


Рис. 5.10. Залежність  $C$  від  $t_0$

Таким чином, показано, що зі збільшенням  $T_1$  до значення  $T_1 = 100$  год. (при  $t_{01} = 0,1$  год.) екстремальне значення  $t_{0_{екстр}}$  менше  $t_0$ . Це свідчить про можливість збільшення продуктивності

обробки під час одночасного зменшення собівартості обробки від 125,7 грн (див. рис. 5.9) до 120,5 грн (див. рис. 5.10).

Як установлено, собівартість обробки  $C$  змінюється за екстремальною залежністю (3.8) від параметра  $t_0$  й тому вибір оптимальних умов обробки необхідно виконувати за умови досягнення мінімуму собівартості обробки  $C$ .



## 5.2. Експериментальні дослідження шліфування торцевої поверхні кільця торцем алмазного круга

### 5.2.1. Дослідження процесу електроерозійного виправлення алмазного круга

Дослідження виконувалося на внутрішньошліфувальному верстаті. Оброблювана деталь (рис. 5.11) кріпилася в патроні верстата й у процесі шліфування здійснювала обертовий рух. Алмазний круг форми 12А2 45° 150x10(20)x3 установлювався на шпинделі верстата на спеціальну двоступінчасту втулку й виконував у процесі шліфування обертальний й поступальний (у поздовжньому напрямі) рухи. Обробка виконувалася за пружною схемою з фіксованим радіальним зусиллям.

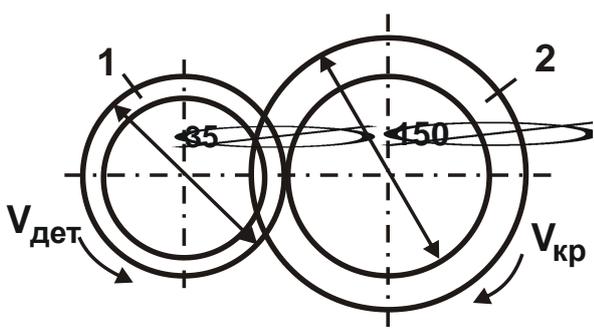


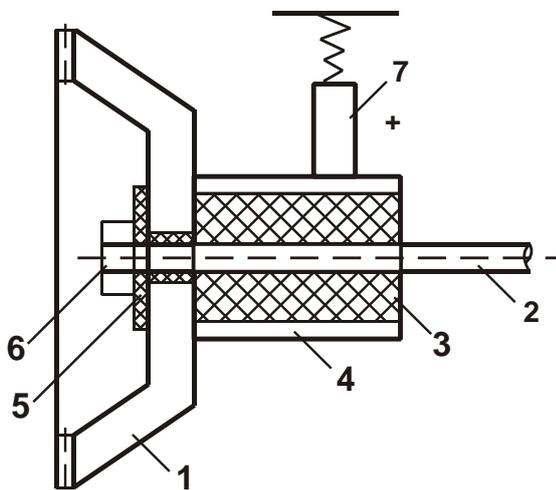
Рис. 5.11. Схема шліфування торця обертального кільця торцем алмазного круга

Умовні позначення: 1 – оброблюване кільце; 2 – алмазний круг

Алмазний круг відносно оброблюваної деталі встановлювався таким чином, щоб вся ширина робочої поверхні круга  $B$  брала участь у різанні. Випробовувалися алмазні круги на металевих зв'язках М1-01, М2-01 (зернистістю АС6 50/40 ... 200/160 і концентрацією 50 ... 150 %) і на органічній зв'язці В2-01.

Для здійснення електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці, втулка, на яку встановлювався круг, виконана із ізоляційного матеріалу – текстоліту (рис. 5.12). Для забезпечення токопідводу до металевого корпусу алмазного круга на втулці кріпилося бронзове кільце, яке торкалося корпусу круга. До кільця через спеціальний щітковий пристрій підводився позитивний полюс джерела струму. До оброблюваної деталі через контактуючий елемент підводився негативний полюс джерела струму. Така схема забезпечувала електроерозійне виправлення алмазного круга з метою підтримки його високої різальної здатності. У зону обробки подавалася охолоджувальна рідина – 3-відсотковий розчин  $\text{Na}_2\text{CO}_3$ .

В якості джерела технологічного струму використовувався виготовлений випрямляч із трансформатором потужністю 1,62 кВт, який формував постійний струм напругою 36 В та силою струму  $I = 0 \dots 45$  А. Після установки алмазного круга на металевій зв'язці на верстат виконувалося його початкове виправлення й усунення радіального биття (у межах 0,15 мм) за допомогою електроерозійного методу. В якості правлячого електрода прийнята оброблювана деталь, що установлена в патрон верстата. Алмазний круг підводився до торкання до оброблюваної деталі для виникнення в міжелектродному проміжку електричних розрядів. Електроерозійне виправлення здійснювалося за оптимальної (установленої експериментально) сили струму  $I = 20$  А шляхом безперервної подачі круга протягом до 10 хвилин.



**Рис. 5.12. Схема підведення електричного струму до алмазного круга**

*Умовні позначення:* 1 – алмазний круг; 2 – шпиндель верстата; 3 – електроізоляційна втулка; 4 – бронзове кільце; 5 – текстолітова (електроізоляційна) шайба; 6 – гайка; 7 – щітка

однорідна оброблена поверхня.

За умови достатньо точної установки круга на шпинделі верстата тривалість його початкового електроерозійного виправлення, як установлено експериментально, зменшувалася й становила до 5 хвилин. Якщо биття значне – до 0,3 мм (що мало місце) – тривалість виправлення збільшувалася до 20 хвилин, а в ряді випадків і більше.

Контроль за станом різальної поверхні круга здійснювався візуально (періодично зупиняючи круг) і на "слух" – при наявності биття характерна нерівномірність (періодичність) електроерозійного процесу. Про усунення биття круга робили висновок також за відсутністю "деренчання" стрілки амперметра.

Якість виправлення круга перевірялася в процесі шліфування обертової оброблюваної деталі (правлячого електрода). При наявності на обробленій поверхні окремих періодично повторюваних ділянок, процес виправлення тривав. Про відсутність биття круга свідчила

Вибір оптимального електричного режиму роботи джерела постійного струму при виправленні виконувався з таких міркувань. Потужність за струмом  $N$ , затрачувана під час виправлення круга, дорівнює:

$$N = I \cdot U = I \cdot (U_0 - U_{кз}), \quad (5.10)$$

де  $U_{кз} = I \cdot R_0$  – напруга режиму "короткого замикання", В;

$I$  – сила струму, А;

$U$  – напруга, В;

$U_0$  – напруга джерела струму, В;

$R_0$  – навантажувальний опір, Ом.

Після перетворення залежності (5.10), маємо:

$$N = I \cdot (U_0 - I \cdot R_0). \quad (5.11)$$

Залежність (5.11) носить екстремальний характер зі збільшенням сили струму  $I$ . Для визначення екстремального значення  $I_{екстр}$  необхідно взяти першу похідну від функції  $N$  по силі струму  $I$  й отримане вираження прирівняти до нуля. У результаті отримано:

$$I_{екстр} = \frac{1}{2} \cdot \frac{U_0}{R_0} = \frac{1}{2} \cdot I_{кз}, \quad (5.12)$$

де  $I_{кз}$  – сила струму режиму "короткого замикання", А.

Друга похідна  $N''_I = -2 \cdot R_0$  – негативна, отже, має місце максимум функції  $N$  від сили струму  $I$ .

Максимальне значення  $N_{max}$  отримано після підстановки залежності (5.12) в (5.11):

$$N_{max} = \frac{I_{кз} \cdot U_0}{4} = \frac{N_{кз}}{4}, \quad (5.13)$$

де  $N_{кз}$  – потужність режиму "короткого замикання".

Приклад розрахунку:

1) для заданих значень  $R_0 = 2 \text{ Ом}$ ;  $U_0 = 40 \text{ В}$  маємо  $I_{кз} = 20 \text{ А}$ ;  $I_{екстр} = 10 \text{ А}$ ;  $N_{кз} = 800 \text{ Вт}$ ;  $N_{max} = 200 \text{ Вт}$ ;

2) для заданих значень  $R_0 = 1 \text{ Ом}$ ;  $U_0 = 40 \text{ В}$  маємо:  $I_{кз} = 40 \text{ А}$ ;  $N_{кз} = 1600 \text{ Вт}$ ;  $N_{max} = 400 \text{ Вт}$ .

Результати розрахунків наведені на рис. 5.13а. Оптимальне значення сили електричного струму  $I_{екстр}$  слід вибирати за умови максимального використання потужності джерела технологічного струму, тобто  $N_{кз}$ . За умови  $I_{кз} = N/U_0$  маємо:

$$I_{екстр} = \frac{N_{кз}}{2 \cdot U_0}. \quad (5.14)$$

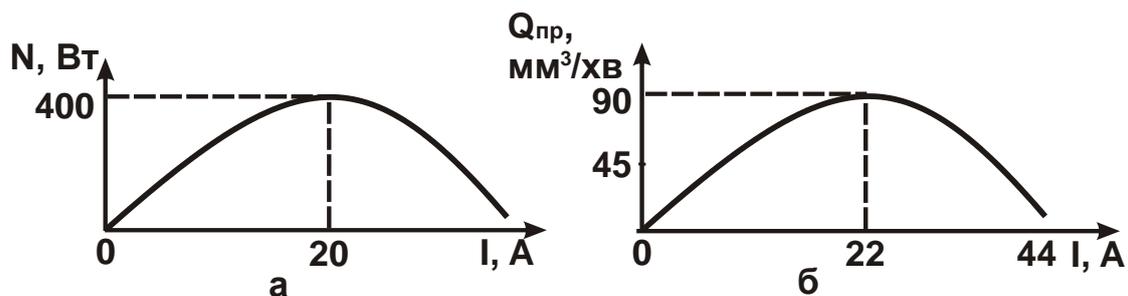


Рис. 5.13. Залежність потужності  $N$  (а) і продуктивності  $Q_{пр}$  (б) електроерозійного правлення круга від сили струму  $I$

Приклад розрахунку. Для заданих значень  $N_{кз} = 1600 \text{ Вт}$ ,  $U_0 = 36 \text{ В}$  оптимальне значення  $I_{екстр}$  відповідно до залежності (5.5) рівне  $22,2 \text{ А}$ .

Теоретичне рішення перевірялося експериментально. В електричне коло включався навантажувальний опір  $R_0 = 1 \text{ Ом}$  (тарована спіраль). При силі струму  $I \approx 22 \text{ А}$  спостерігалось найбільш інтенсивне виправлення алмазного круга 12А2 45° 150x10x3 АС6 125/100 М1-01 4. При збільшенні й зменшенні сили струму, починаючи зі значення  $I \approx 22 \text{ А}$ , інтенсивність виправлення зменшувалася, про що свідчило зменшення інтенсивності електричних розрядів. При  $I \rightarrow I_{кз} = 40 \text{ А}$  в міжелектродному проміжку електричні розряди не виникали. Експериментальні значення потужності  $N$  виправлення практично збіглися з розрахунковими, наве-

деними на рис. 5.13а. Максимум потужності  $N$  досягався при  $I=22$  А. Слід зазначити, що зміна сили струму  $I$  у ході проведення експериментів забезпечувалася за рахунок зміни сили притиску алмазного круга до електрода (оброблюваної деталі). Зі збільшенням сили притискання сила електричного струму  $I$  збільшувалася. На рис. 5.13б наведені результати експериментальних досліджень продуктивності електроерозійного виправлення  $Q_{кр}$  залежно від сили струму  $I$ .

Продуктивність електроерозійного виправлення  $Q_{кр}$  дорівнює об'єму алмазозного шару круга, знятого в одиницю часу (розмірність –  $\text{мм}^3/\text{хв.}$ ). Із графіка випливає, що продуктивність  $Q_{кр}$  змінюється за екстремальною залежністю. Максимум досягається за умови сили струму  $I=22$  А, що відповідає теоретичним результатам і даним простого візуального спостереження за процесом виправлення, як це було показано. Для проведення експериментальних досліджень була відібрана партія алмазних кругів однієї характеристики в кількості 60 штук із початковим торцевим биттям круга 0,1 мм. Вимірювання величини биття круга (після установки його на шпindel верстата) здійснювалися за допомогою індикатора.

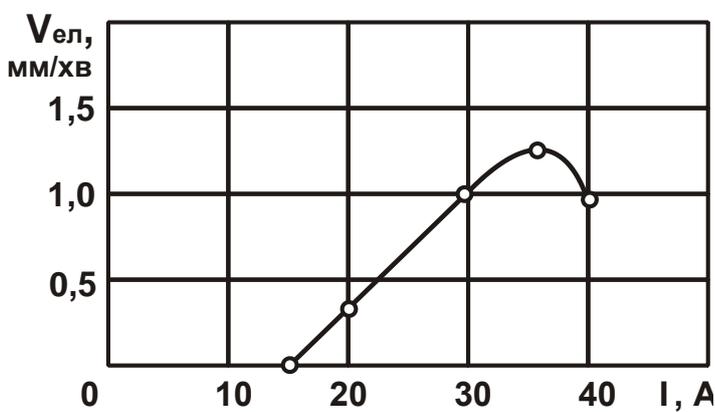


Рис. 5.14. Залежність швидкості зношування електрода  $V_{ел}$  від сили струму  $I$

Необхідно зазначити, що за умови зміни  $I$  до значення  $I_{екстр} = 20$  А процес електроерозійного виправлення круга відбувався практично без шліфування правлячого електрода (оброблюваної деталі), рис. 5.14. Зі збільшенням сили струму, починаючи з 17 А, швидкість зношування електрода збі-

льшувалася, отже, при  $I_{екстр} = 17$  А міжелектродний зазор дорівнював приблизно максимальній висоті виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. Зі збільшенням сили струму зазор зменшився, і зерна контактували із правлячим електродом, здійснюючи процес різання. Із цього можна зазначити, що процес алмазного електроерозійного шліфуван-

ня оброблюваної деталі (правлячого електрода) можливий за умовою  $17 \text{ A} < I < 40 \text{ A}$ . Для того щоб збільшити  $I_{\text{екстр}} > 20 \text{ A}$  і швидкість знімання оброблюваного матеріалу, необхідно відповідно до залежності (5.12) зменшити навантажувальний опір  $R_0$ . Наприклад, за умови  $R_0 = 0,5 \text{ Ом}$  сила струму  $I_{\text{екстр}}$  стане рівною  $40 \text{ A}$ , що дозволить у максимальному ступені використовувати енергію електричних розрядів для здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування.

Сила притиснення круга до оброблюваної деталі  $P$  у процесі шліфування за пружною схемою є основним параметром процесу, який визначає умови механічної взаємодії різальних зерен і зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, а під час алмазного електроерозійного шліфування – визначаючим додатково умови протікання процесу електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці [34].

З рис. 5.13а випливає, що зі збільшенням сили струму  $I$  потужність  $N$  процесу електроерозійного виправлення алмазного круга змінюється за екстремальною залежністю. У межах  $0 < I < 20 \text{ A}$  потужність  $N$  збільшується, а за умови подальшого збільшення сили струму  $I$ , навпаки, зменшується до нуля. Зміна сили струму  $I$  забезпечується за рахунок зміни товщини зазору між алмазним кругом і правлячим електродом (у даному випадку оброблюваною деталлю) шляхом зміни сили притиснення круга до оброблюваної деталі. Чим більша ця сила, тим менша товщина міжелектродного зазору й більше сила струму  $I$ .

За умови  $I > 20 \text{ A}$  потужність  $N$  процесу електроерозійного виправлення зменшується, що веде до зниження продуктивності процесу виправлення (див. рис. 5.13а). Отже, зі збільшенням сили притиску алмазного круга до оброблюваної деталі інтенсивність електроерозійного виправлення знижується й процес алмазного електроерозійного шліфування мало чим відрізняється від звичайного алмазного шліфування.

Дослідами встановлено, що при  $I > 35 \text{ A}$  в зоні різання практично відсутні електричні розряди, тобто відсутній процес електроерозії. Із цього можна зазначити, що сила притиснення круга до деталі під час алмазного електроерозійного шліфування повинна змінюватися в певних межах. Зважаючи на те, що між силою струму  $I$  й силою притиснення круга до деталі  $P$  у процесі алмазного електроерозійного шліфування існує

цілком однозначний зв'язок, керування процесом шліфування можна здійснювати шляхом підтримки в часі заданого значення  $P$  або  $I$ . У першому випадку необхідно використовувати пружну схему шліфування з фіксованою силою притиснення круга до деталі  $P$ . У другому випадку можна використовувати шліфування з "ручною" подачею, наприклад, на розглянутому внутрішньошліфувальному верстаті, здійснюючи "вручну" поздовжню подачу круга, що визначає силу його притиснення до деталі. Дана схема достатньо ефективна під час короточасного процесу шліфування, яким є процес шліфування одного кільця, закріпленого в патроні всередині шліфувального верстата (знімання припуску величиною 0,1 ... 0,15 мм відбувається протягом 3 ... 5 с). За даною схемою можна забезпечити плавне торкання круга з оброблюваною деталлю (без удару), чого важко домогтися за умови частоті установки оброблюваних кілець під час звичайного шліфування за пружною схемою.

Як було показано, змінити електричну характеристику  $N-I$  можна за рахунок зміни навантажувального опору  $R_0$  в електричному колі. Чим менше  $R_0$ , тим більші екстремальні значення сили струму  $I$  й потужності процесу електроерозійного виправлення  $N$ . Збільшення екстремального значення дозволяє збільшити силу притиснення круга до деталі й відповідно продуктивність обробки. Отже, на основі проведених експериментальних досліджень визначені технологічні можливості збільшення продуктивності процесу алмазного електроерозійного шліфування.

### **5.2.2. Дослідження продуктивності обробки й зносостійкості алмазного торцевого круга під час шліфування**

Експериментальні дослідження проводилися на установці, створеній на базі внутрішньошліфувального верстата, за схемою шліфування, описаною в п. 5.2.1. Шліфувалися робочі торцеві поверхні ущільнювальних кілець із твердого сплаву "Реліт". Величина лінійного знімання матеріалу з однієї деталі під час проведення дослідів становила 2 мм, тобто в ході проведення дослідів зішліфовувався весь релітовий шар кільця.

Випробовувалися алмазні круги форми 12A2 45° 150x10x3x32 різних характеристик на металевій зв'язці M1-01 і органічній зв'язці B2-01 виробництва Полтавського алмазного заводу. Алмазні круги на металеві-

вій зв'язці М1-01 перед кожним дослідом піддавалися електроерозійному виправленню з метою усунення биття і якісного розкриття алмазного шару круга. Виправлення виконували доти, поки не досягалася висока якість поверхні деталі, прошліфованої даним кругом (відсутність слідів вібрацій і досягнення однорідної поверхні).

На рис. 5.15а наведені графіки, що показують зміну продуктивності обробки  $Q$  із часом шліфування  $\tau$  алмазним кругом зернистістю АС6 100/80. Найбільша продуктивність обробки має місце під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 з його безперервним електроерозійним виправленням, тобто у ході алмазного електроерозійного шліфування. Із часом обробки продуктивність незначно зменшиться, потім стабілізується.

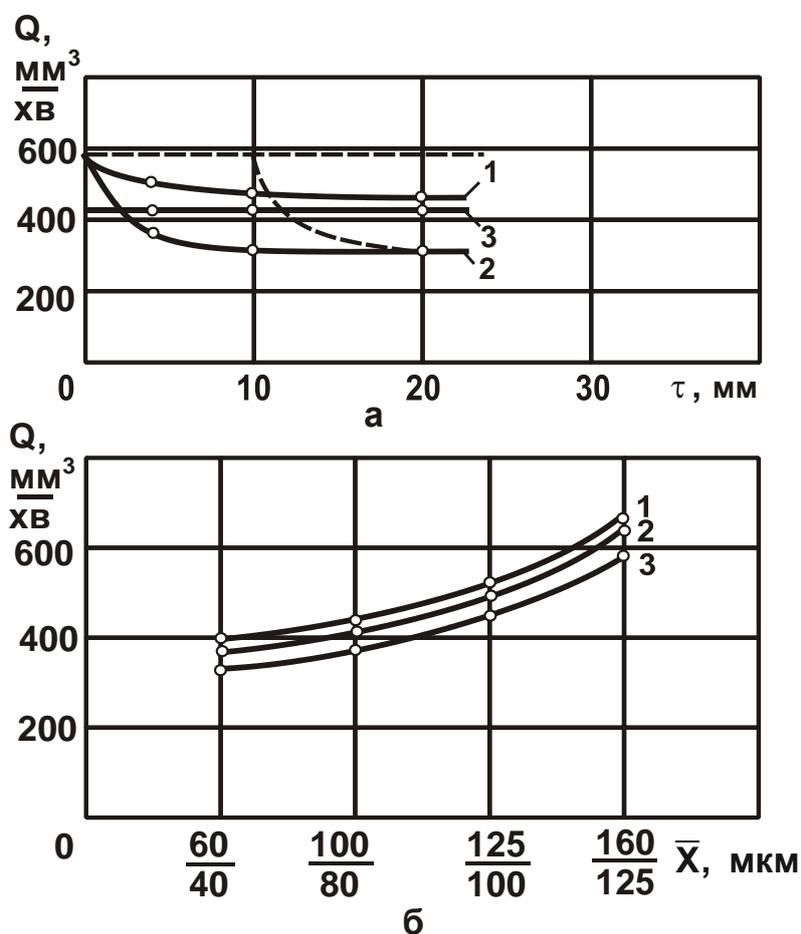


Рис. 5.15. Залежності продуктивності обробки  $Q$  від часу  $\tau$  (а)

і зернистості  $\bar{X}$  алмазного круга 12A2 45° 150x10x3x32 АС6 4 (б)

Умовні позначення: 1 – алмазний круг на зв'язці М1-01 (зі струмом); 2 – алмазний круг на зв'язці М1-01 (без струму); 3 – алмазний круг на зв'язці В 2-01

Умови обробки:  $V_{\text{кр}} = 28$  м/с;  $V_{\text{дет}} = 30$  м/хв;  $P_{\text{пит}} = 0,7$  МПа; сила струму  $I = 30$  А



Під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 без використання електроерозійного виправлення в процесі шліфування продуктивність обробки так само із часом зменшується, потім стабілізується. Однак стабілізація відбувається за умови меншої продуктивності. Цим показано, що застосування безперервного електроерозійного виправлення алмазного круга дозволяє підвищити продуктивність обробки.

Проведено експериментальні дослідження шліфування з періодичним електроерозійним виправленням алмазного круга на металевій зв'язці М1-01. Як впливає з рис. 5.15а, із часом обробки продуктивність зменшується від вихідного максимального значення (після виправлення) до значення, що відповідає продуктивності шліфування без виправлення. Залежність  $Q - \tau$  підкоряється періодичній функції з періодом, обумовленим часом між виправленнями алмазного круга. Установлено, що тривалість виправлення круга залежить від часу між виправленнями. Між зазначеними параметрами існує пропорційний зв'язок. Чим більший час між виправленнями, тим триваліший процес виправлення круга.

Продуктивність шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці В2-01 із часом обробки практично залишається постійною й за рівнем займає проміжне положення між продуктивністю шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці із застосуванням безперервного електроерозійного виправлення й продуктивністю шліфування тим же кругом без застосування електроерозійного виправлення.

Необхідно зазначити, що алмазний круг на органічній зв'язці В2-01 після установки його на верстат не вимагає виправлення й характеризується високою різальною здатністю. Про це свідчить висока якість обробленої поверхні – відсутність слідів вібрацій, неоднорідної поверхні. Приробітка круга займає нетривалий час.

Заслуговує на увагу ще один важливий факт. У ході проведення експериментальних досліджень установлено, що при відносно невеликому битті алмазного круга на металевій зв'язці М1-01 (до 0,1 мм) можлива підготовка круга до роботи без застосування електроерозійного виправлення. Достатньо використовувати механічне виправлення шліфуванням релітових кілець. Для того щоб усунути биття круга, необхідно зішліфувати релітовий шар товщиною до 100 мкм, тобто прошліфувати 30 – 80 релітових кілець (товщина релітового шару кільця становить 2 мм).

Дослідами встановлено, що тривалість електроерозійного виправлення значно менша, ніж механічного. Биття круга величиною 0,1 мм із використанням електроерозійного виправлення можна усунути за 5 – 10 хвилин, тоді як із використанням механічного виправлення – більш ніж за одну годину.

У зв'язку з цим були проведені дослідження шліфування алмазним кругом на більш міцній металевій зв'язці М2-01. Механічним виправленням не вдалося усунути биття даного круга. Тривалість електроерозійного виправлення до усунення биття величиною 0,15 мм склала близько 2-х годин. Однак при цьому не вдалося забезпечити якісного виправлення. Після шліфування на обробленій поверхні спостерігалися різні ділянки, які свідчили про неоднорідність поверхні й низьку якість обробки, неприйнятну для розглянутої технології обробки релітових кілець.

Таким чином, надзвичайно висока міцність алмазного круга на металевій зв'язці М2-01 у цьому випадку реалізувати не вдалося у зв'язку із проблемою його якісного виправлення. Можливо, при більш тривалому електроерозійному виправленні можна забезпечити більш високу різальну здатність круга й домогтися необхідної якості обробки, однак, це знижує продуктивність за рахунок збільшення тривалості виправлення. Тому в подальших дослідженнях обмежилися вивченням процесу шліфування алмазними кругами на менш міцній металевій зв'язці М1-01 і органічній зв'язці В2-01, які забезпечують протікання стабільного в часі процесу шліфування.

На рис. 3.15б показаний характер зміни продуктивності обробки  $Q$  залежно від зернистості круга. Зі збільшенням зернистості продуктивність обробки безупинно збільшується, що є важливим чинником інтенсифікації процесу шліфування. Продуктивність шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці В2-01 більше продуктивності шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці (без застосування електроерозійного виправлення) і менше продуктивності алмазного електроерозійного шліфування (крива 1 на рис. 5.15б) у всьому досліджуваному діапазоні зміни зернистості круга.

Для обґрунтування оптимальних умов обробки виконана оцінка зносостійкості алмазних кругів. На рис. 5.16 показана кількість кілець, прошліфованих одним алмазним кругом до його повного зношування під

час знімання припуску 0,15 мм. Як видно, зносостійкість алмазного круга на металевій зв'язці М1-01 зернистістю 125/100 майже на порядок більше, ніж алмазного круга на органічній зв'язці В2-01 такої ж зернистості. Зі збільшенням зернистості алмазного круга на металевій зв'язці до значення 160/125 його зносостійкість збільшується.



**Рис. 5.16. Вплив типу зв'язки алмазного круга 12А2 45° 150х10х3х32 АС6 4 на кількість оброблених кілець до повного зношування круга**

Умови обробки:  $V_{кр} = 28$  м/с;  $V_{дет} = 30$  м/хв;  $P_{пит} = 0,7$  МПа

Таким чином, показано ефективність застосування великозернистих алмазних кругів, які поряд зі збільшенням продуктивності обробки забезпечують зниження їх зношування.

### **5.2.3. Дослідження якості обробки під час торцевого алмазного шліфування**

Як показано в розділі 4, введення операції торцевого алмазного шліфування необхідне для поліпшення показників якості й точності обробки після операції чорнового плоского шліфування. Дана операція повинна забезпечити підготовку поверхні до наступної операції притирання алмазним порошком, на якій остаточно формуються параметри шорсткості й точності обробки, передбачені кресленням деталі. Поліпшення параметрів шорсткості й точності обробки на операції торцевого алмазного шліфування дозволить знизити, в першу чергу, трудомісткість і під-

вищити економічну ефективність операції притирання. Як відомо, найбільше впливає з характеристик алмазного круга на параметр шорсткості  $R_a$  зернистість круга. У зв'язку із цим, проведена серія експериментів зі встановлення зв'язку шорсткості обробки із зернистістю круга. Виходячи з рис. 5.17, зі збільшенням зернистісті круга в межах 60/40 ... 220/160 параметр шорсткості обробки  $R_a$  безупинно збільшується. Найбільші значення  $R_a$  досягаються під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 із застосуванням безперервного виправлення. У цьому випадку забезпечується найбільше виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки круга. З одного боку, це створює умови підвищення продуктивності обробки за рахунок більш глибокого впровадження різальних зерен в оброблюваний матеріал. З другого боку, це веде до збільшення глибин рисок-подряпин на обробленій поверхні й відповідно збільшенню параметра шорсткості обробки  $R_a$  [60].

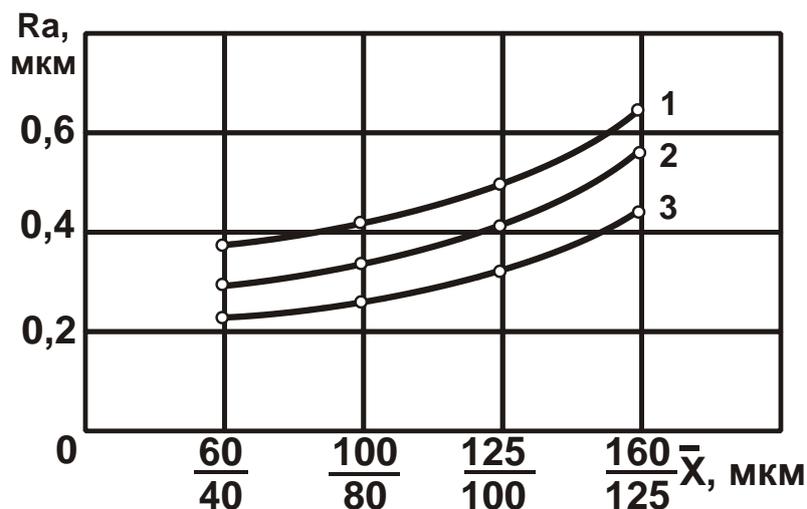


Рис. 5.17. Залежність параметра шорсткості обробки  $R_a$

від зернистості  $\bar{X}$  алмазного круга 12A2 45° 150x10x3x32 AC6 4

Умовні позначення: 1 – алмазний круг на зв'язці М1-01 (зі струмом); 2 – алмазний круг на зв'язці М1-01 (без струму); 3 – алмазний круг на зв'язці В 2-01.

Умови обробки:  $V_{кр} = 28$  м/с;  $V_{дет} = 30$  м/хв;  $P_{пит} = 0,7$  МПа; сила струму  $I = 30$  А

Дана закономірність справедлива, якщо порівнювати графік 1 (див. рис. 5.17) із графіками 2 і 3. Якщо порівнювати графіки 2 і 3 між собою, то дане пояснення неправоочинне. Наприклад, алмазний круг на органічній зв'язці В2-01 (див. рис. 5.15б) забезпечує більш високу продуктивність

обробки порівняно з алмазним кругом на металевій зв'язці M1-01 під час шліфування без застосування безперервного електроерозійного виправлення. Очевидно, цей круг повинен забезпечити й більшу висоту мікронерівностей на обробленій поверхні. Однак, навпаки, більшу висоту мікронерівностей забезпечує алмазний круг на металевій зв'язці. Отже, у цьому випадку фактор "гостроти" зерен і висоти виступання їх над рівнем зв'язки не є визначальним. Існує інший, більш суттєвий фактор, що визначає аномальну закономірність. Органічна зв'язка допускає "утопання" у неї алмазних зерен під навантаженням у процесі шліфування. Різновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки збільшує кількість одночасно працюючих зерен і зменшує глибини впровадження зерен в оброблюваний матеріал. Отже, зменшується параметр шорсткості обробки  $R_a$ , а за рахунок збільшення кількості одночасно працюючих зерен – збільшується продуктивність обробки. Тут із двох протилежно діючих факторів – кількості одночасно працюючих зерен і глибин впровадження різальних зерен в оброблюваний матеріал – визначальним є перший, котрий не дозволяє зменшити продуктивність обробки за рахунок явного зменшення глибин упровадження зерен в оброблюваний матеріал і відповідно зменшення параметра  $R_a$ . Причому, цей фактор настільки значний, що нівелює ефект, створюваний під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці у результаті затуплення зерен і зменшення із цієї причини глибин їхнього впровадження в матеріал і параметра  $R_a$ .

Таким чином, алмазні круги на органічній зв'язці B2-01 мають важливу властивість "утопання" зерен у зв'язку, що створює ефект обробки, який виражається в підвищенні продуктивності обробки й зменшенні параметра шорсткості обробки  $R_a$ . Даний ефект обробки теоретично (математично) обґрунтований у розділі 4. Отримані експериментальні дані є підтвердженням теоретичних результатів, що свідчить про вірогідність запропонованих у розділі 4 розрахункових схем і теоретичного підходу до створення високопродуктивної технології алмазно-абразивної обробки ущільнювальних кілець. Структура сплаву "Реліт" становить вольфрамовий каркас, пори якого заповнені міддю (рис. 5.18). Мідь і вольфрам практично не розчиняються один в одному ні в рідкому, ні у твердому стані. Тверді сплави на основі WC мають прості кристалічні ґрати, що не

розпадаються при нагріванні й відрізняються високою міцністю. Особливістю даного сплаву є те, що розмір зерна WC становить 0,2 мм і вище, а це ускладнює процес шліфування.



Рис. 5.18. Мікроструктура композиції "твердий сплав "Реліт" – мідь"

Для визначення фазового складу проводилися рентгенівські зйомки поверхневого й приповерхнього шару (близько 5 мкм від поверхні) прошліфованого зразка на дифрактометрі Дрон-2,0 у випромінюванні хромового анода. Дифрактограми записувалися автоматично під час безперервного обертання зразка й лічильника.

На дифрактограмах поверхневого й приповерхнього шару виявляються лінії тільки WC і Cu. Лінії достатньо сильні й ідентифікуються впевнено. Інтенсивність дифракційних ліній поверхневого шару менше, ніж при поверхневого шару, що пояснюється різною чистотою поверхні.

Вимір мікротвердості  $H$  поверхневого й приповерхнього шару зразка при навантаженні 100 г виявили наявність зміцнення в поверхневому шарі:  $H$  поверхневого шару становить 12 268 Н/мм<sup>2</sup>, а приповерхнього шару  $H=10\ 623$  Н/мм<sup>2</sup>. Залишкові орієнтовані напруги  $\sigma$  визначалися рентгенографічним методом багаторазових похилих зйомок (" $\sin^2 \psi$ -метод") на дифрактометрі Дрон-1 у випромінюваннях хромового анода. Реєстрація профілів дифракційних ліній проводилася за точками – способом набору заданого числа імпульсів. Розрахунок напруг у поверхневому шарі сплаву показав наявність напруг, що розтягують, у карбідній фазі:  $\sigma = +244,3$  Н/мм<sup>2</sup>; напруги в мідній складовій сплаву рівні нулю.

#### 5.2.4. Умови утворення задирок під час алмазного шліфування кілець із композиції "твердий сплав "Реліт" – нержавіюча сталь"

На операції торцевого шліфування торцевої поверхні ущільнювального кільця відбувається спільна обробка композиції "твердий сплав

"Реліт" – мідь" і нержавіючої сталі (рис. 5.19). Товщина шару сталі незначна – 0,1 мм, хоча зрізати цей шар сталі під час шліфування не вдається. Оброблюваний матеріал (сталь) піддається пластичному деформуванню, що приводить до утворення задирок. Тому важливою проблемою під час шліфування торцевих поверхонь кілець з композиції "твердий сплав "Реліт" – нержавіюча сталь", є зменшення товщини задирок.

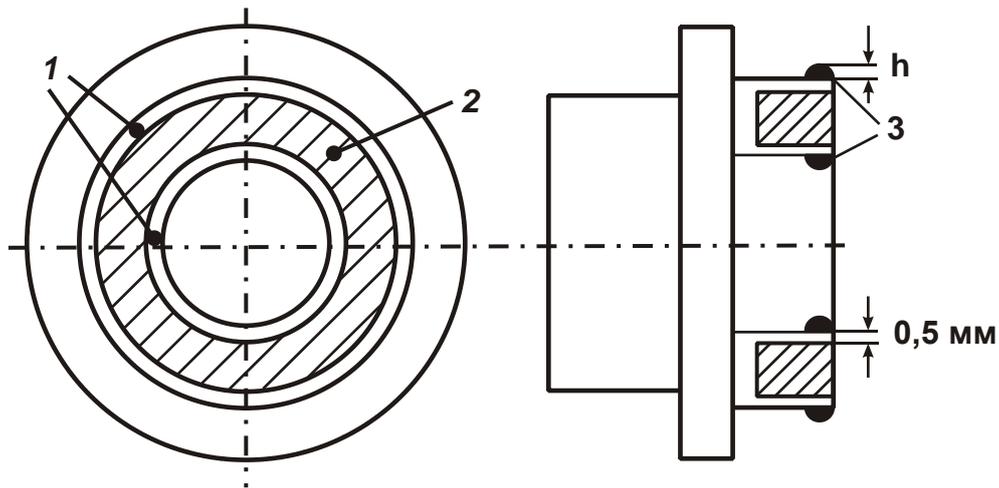


Рис. 5.19. Схема розташування задирок

Умовні позначення: 1 – нержавіюча сталь; 2 – композиція "твердий сплав "Реліт" – мідь"; 3 – задирки

Експериментально встановлено, що під час шліфування торцем алмазного круга 12A2 45° 150x10x3x32 AC6 100/80 4 на органічній зв'язці В2-01 товщина задирок менше, ніж у ході шліфування тим же кругом на металевій зв'язці М1-01 (рис. 5.20).

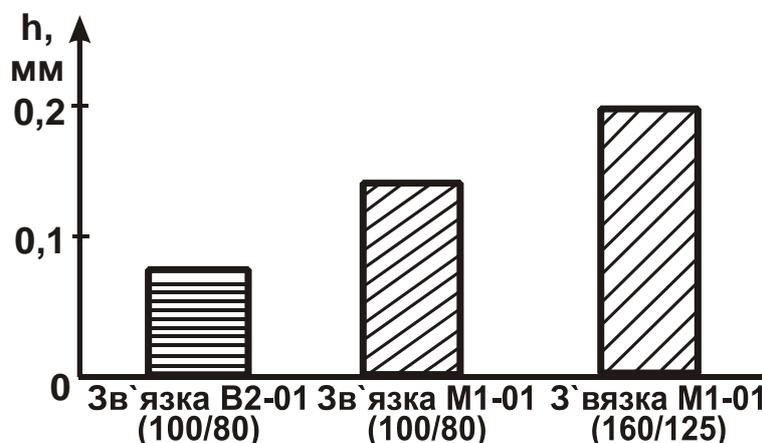


Рис. 5.20. Вплив типу зв'язки алмазного круга на товщину задирок

Умови обробки:  $V_{кр} = 28$  м/с;  $V_{дет} = 30$  м/хв;  $P_{пит} = 0,7$  МПа;  $\tau = 4$  хв

Збільшення зернистості круга (до 160/125) призводить до суттєвого збільшення товщини задирок, що не припустимо. Причому, застосування ефективного електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці не дозволяє суттєво зменшити товщину задирок. Для того щоб з'ясувати причину утворення задирок, слід розглянути таку розрахункову схему мікрорізання одиничним зерном (рис. 5.21).

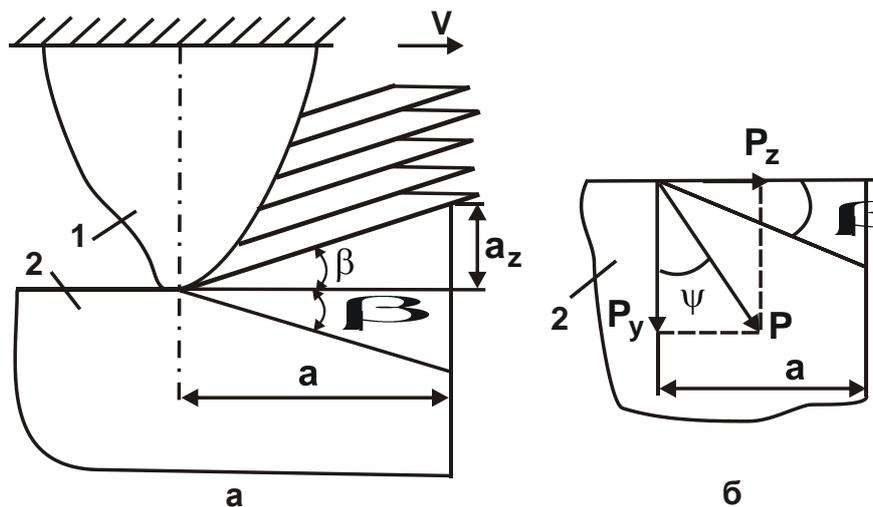


Рис. 5.21. Розрахункова схема процесу мікрорізання зерном (а) та складові сили різання (б)

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

За умови ширини одиничного зрізу  $b$  під дією сили різання  $P$  можливий зсув оброблюваного матеріалу вздовж двох умовних площин, розташованих під кутами  $\beta$  й  $\beta_1$ . У першому випадку здійснюється процес стружкоутворення й різання. У другому випадку – утворення відколу (для крихкого оброблюваного матеріалу) або пластична течія (утворення задирок) при обробці пластичного матеріалу. Якщо зерно перебуває на відстані  $\alpha$  від краю оброблюваної поверхні, то, проектуючи силу  $P$  на площину, розташовану під кутом  $\beta_1$ , визначено дотичне напруження  $\tau$ :

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(90^\circ - \psi - \beta_1) \cdot \cos \beta_1}{b \cdot \alpha}. \quad (5.15)$$

Залежність показує наявність екстремуму (максимуму) функції  $\tau$  від кута  $\beta_1$ . Використовуючи необхідну умову екстремуму ( $\tau'_{\beta_1} = 0$ ), маємо:



$$\beta_1 = 45^\circ - \frac{\psi}{2}. \quad (5.16)$$

Екстремальне значення кута  $\beta_1$  тим менше, чим більший кут  $\psi$ , тобто чим більша тангенціальна  $P_z$  й менша радіальна  $P_y$  складові сили різання. Підставляючи (5.16) у (5.15) з урахуванням  $\tau = \tau_{зсув}$  (де  $\tau_{зсув}$  – межа міцності оброблюваного матеріалу на зсув, Н/м<sup>2</sup>), отримано:

$$a = \frac{P}{b \cdot \tau_{зсув}} \cdot \sin^2\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right). \quad (5.17)$$

Із урахуванням  $P = \frac{P_z}{\sin\psi}$  (де  $P_z = \sigma \cdot b \cdot a_z$ ;  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;  $a_z$  – товщина зрізу, м), залежність (5.17) набуде вигляду:

$$a = \frac{\sigma \cdot a_z}{\tau_{сдв} \cdot \sin\psi} \cdot \sin^2\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right). \quad (5.18)$$

Зменшити величину  $a$  можна зменшенням параметрів  $\sigma$ ,  $a_z$  і збільшенням кута  $\psi$ . Важливо розглянути умови стружкоутворення, тобто коли зсув матеріалу відбувається уздовж умовної площини зсуву, розташованої під кутом  $\beta$ . Проектуючи силу  $P$  на цю площину, отримано:

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(90^\circ - \psi + \beta) \cdot \sin\beta}{b \cdot a_z}. \quad (5.19)$$

Функція  $\tau$  змінюється за екстремальною залежністю зі зміною  $\beta$ .

Для визначення екстремального значення  $\beta_1$  необхідно функцію  $\tau$  підкорити необхідній умові екстремуму  $\tau'_{\beta_1} = 0$ :

$$\beta = \frac{\psi}{2}. \quad (5.20)$$

Граничне значення величини  $a$  виражається:

$$a = \frac{a_z}{\operatorname{tg}\beta} = \frac{a_z}{\operatorname{tg}\frac{\psi}{2}}. \quad (5.21)$$

Слід порівняти значення величини  $a$ , які визначаються залежностями (5.18) і (5.21), для чого залежність (5.18) подано у вигляді:

$$a = \frac{a_z}{\operatorname{tg}\frac{\psi}{2}} \cdot \frac{\sigma}{4 \cdot \tau_{зсуб}} \cdot \left(1 + \operatorname{tg}\frac{\psi}{2}\right)^2. \quad (5.22)$$

У роботі [102] показано, що параметр  $\sigma$  пов'язаний з межею міцності на стиск оброблюваного матеріалу  $\sigma_{ст}$  залежністю:

$$\sigma = \frac{\sigma_{ст}}{2 \cdot \operatorname{tg}\beta}. \quad (5.23)$$

З урахуванням  $\sigma_{ст} \approx 2 \cdot \tau_{зсуб}$ , підставляючи (5.23) у залежність (5.22), отримано:

$$a = \frac{a_z}{\operatorname{tg}\frac{\psi}{2}} \cdot \frac{\left(1 + \operatorname{tg}\frac{\psi}{2}\right)^2}{4 \cdot \operatorname{tg}\frac{\psi}{2}}. \quad (5.24)$$

З рис. 5.21б випливає:

$$\operatorname{tg}\psi = \frac{P_z}{P_y} = K_{ш}, \quad (5.25)$$

де  $K_{ш}$  – коефіцієнт шліфування.

Перетворюючи залежність (5.24), за умови  $\sin\psi \approx \operatorname{tg}\psi = K_{ш}$ , маємо:

$$a = \frac{a_z}{\operatorname{tg} \frac{\psi}{2}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( 1 + \frac{1}{K_{\text{ш}}} \right). \quad (5.26)$$

Перший множник у залежності (5.26) дорівнює значенню  $a$ , яке визначається залежністю (5.21). Другий множник при значеннях  $K_{\text{ш}} > 1$  може бути менший одиниці. У цьому випадку зсув матеріалу вздовж умовної площини, розташованої під кутом  $\beta_1$ , не відбудеться. Отже, для того щоб вилучити утворення задирок, необхідно збільшити  $K_{\text{ш}}$  до значень більше одиниці. Однак, ця умова виконується при лезовій обробці. У ході алмазно-абразивної обробки  $K_{\text{ш}} < 1$ . Причому, у міру затуплення різального зерна коефіцієнт  $K_{\text{ш}}$  зменшується  $K_{\text{ш}} \rightarrow 0$ .

Із цього можна зробити висновок про те, що повністю вилучити утворення задирок під час алмазного шліфування не можна. Можна лише зменшити товщину задирки, зменшуючи величину  $a$ . Виходячи із залежності (5.26), це досягається збільшенням кута  $\psi$  (коефіцієнта  $K_{\text{ш}}$ ).

При невеликих значеннях кута  $\psi$  справедливо  $\operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \approx \frac{\psi}{2} = \frac{K_{\text{ш}}}{2}$ , тоді

$$a = \frac{a_z}{K_{\text{ш}}} \cdot \left( 1 + \frac{1}{K_{\text{ш}}} \right). \quad (5.27)$$

Величина  $a$  тим менша, чим менша товщина зрізу  $a_z$  й більше  $K_{\text{ш}}$ . У роботі [26] отримана аналітична залежність для розрахунку  $K_{\text{ш}}$ :

$$K_{\text{ш}} = \sqrt[3]{\frac{2a_z}{R} \cdot \frac{\tau_{\text{зсув}}}{HV}}. \quad (5.28)$$

де  $R$  – радіус округлення різальної частини зерна, м;

$HV$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/м<sup>2</sup>.

Як видно, збільшити  $K_{\text{ш}}$  можна збільшенням товщини зрізу  $a_z$  й зменшенням  $R$ , тобто підтримкою в процесі шліфування високої гостроти різальних зерен.

Зважаючи на те, що товщина зрізу  $a_z$  несуттєво впливає на  $K_{ш}$ , у загальному випадку, для зменшення величини  $a$  відповідно до залежності (5.27), товщину зрізу  $a_z$  необхідно зменшувати. Отже, зменшити величину  $a$  можна зменшенням двох параметрів  $a_z$  і  $R$ . Причому, параметр  $a_z$  впливає на величину  $a$  більшою мірою.

На основі отриманого теоретичного рішення можна пояснити причину зменшення товщини задирки під час шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці В2-01 (див. рис. 5.20). Це пов'язане з можливістю зерен "утопати" у зв'язку круга під час шліфування й участю в різанні більшого числа зерен. У результаті – зменшується товщина зрізу окремим зерном  $a_z$  і, відповідно, параметр  $a$ .

Під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках "утопання" зерен відсутнє, тому у різанні бере участь менше зерен і товщина зрізу  $a_z$  збільшується, що приводить до зростання величини  $a$ .

Застосування електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці дозволяє зменшити радіус округлення різальної частини зерна  $R$  й збільшити висоту його виступання над рівнем зв'язки. Однак це веде до збільшення товщини зрізу  $a_z$ . Зважаючи на те, що параметр  $R$  не настільки суттєво впливає на величину  $a$ , домогтися її зменшення, а також товщини задирки за рахунок застосування електроерозійного виправлення круга не вдається.

Як відомо, найбільше впливає на товщину зрізу  $a_z$  зернистість круга. Тому завдання зменшення товщини зрізу  $a_z$  необхідно вирішувати шляхом зменшення зернистості алмазного порошку в процесі доведення вільним абразивом, коли забезпечується приблизне одновисотне виступання зерен над рівнем поверхні інструмента (притира) і в різанні бере участь значно більше число зерен, ніж у процесі шліфування.

Для зняття задирок, що утворюються на торцевих ущільненнях у процесі торцевого алмазного шліфування, розроблена спеціальна технологія, заснована на обробці шліфувальним полотном. Оброблюване кільце кріпиться в патроні свердлильного верстата й торцевою поверхнею притискається до шліфувального полотна, розташованого в спеціальній прес-формі (рис. 5.22). Повідомляючи кільцю обертовий рух, здійснюється видалення на ньому задирок і формоутворення фасок. Як

установлено дослідним шляхом, незважаючи на невелику тривалість процесу, оброблюване кільце значно нагрівається. Це не дозволяє робітнику втримувати його в руках і ускладнює виконання технологічної операції. Тому важливо розглянути шляхи зменшення температури нагрівання кільця. Для цього слід отримати аналітичну залежність для визначення температури різання.

Кількість тепла  $\bar{Q} = c \cdot m \cdot \theta$ , що виділяється під час різання, дорівнює роботі різання:

$$A = N \cdot \tau, \quad (5.29)$$

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

$m$  – маса кільця, кг;

$N$  – потужність різання, Вт;

$\tau$  – тривалість обробки, с;

$\theta$  – температура різання, К.

Тоді з умови  $\bar{Q} = A$ , отримано:

$$\theta = \frac{N \cdot \tau}{c \cdot m}. \quad (5.30)$$

З урахуванням  $N = P_z \cdot V_{\text{інст}} = \frac{\sigma \cdot Q}{V_{\text{інст}}} \cdot V_{\text{інст}} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{об`єм}}}{\tau}$ , маємо:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{об`єм}}}{c \cdot m}, \quad (5.31)$$

де  $V_{\text{об`єм}}$  – об'єм матеріалу, що знімається у формі задирок, м<sup>2</sup>;

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

$P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$V_{\text{інст}}$  – швидкість обертання інструмента (у цьому випадку оброблюваного кільця), м/с.

Із залежності (5.31) випливає, що зменшити температуру  $\theta$  (при заданих значеннях  $c$  і  $m$ ) можна зменшенням параметрів:  $\sigma$  і  $V_{\text{об`єм}}$ .

Оскільки зменшення параметра  $V_{об\`{e}м}$  на попередній операції шліфування торцем алмазного круга на металевій зв'язці проблематично, основною умовою зменшення температури  $\theta$  слід розглядати зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Це може бути досягнуто застосуванням шліфувального полотна з більш високою різальною здатністю.

Проведено експериментальні дослідження процесу із застосуванням різних характеристик шліфувального полотна показали перспективність використання водостійкого шліфувального полотна з електрикорунду нормального, зерно № 10 14А (ДЕРЖСТАНДАРТ 13344-79). Температура кільця, обробленого цим полотном, суттєво зменшується: відразу після обробки кільце можна втримувати в руках, що надзвичайно важливо з погляду можливості вилучення кільця із зони різання й огляду якості сформованих фасок. Крім того, застосування даного полотна дозволило підвищити в кілька разів продуктивність обробки за рахунок збільшення стійкості полотна.

#### **5.2.5. Умови ефективного застосування габаритних алмазних торцевих кругів**

Із залежності (4.57) випливає, що зі збільшенням довжини дуги контакту круга з оброблюваним кільцем  $L$  відбувається зменшення глибини шліфування  $t$ . Це приводить до зменшення товщин зрізів окремими зернами круга, а також навантажень, які діють на зерна, і зношування зерен. Отже, застосування алмазних торцевих кругів зі збільшеною шириною робочої частини потенційно дозволяє підвищити продуктивність обробки й знизити зношування кругів. Крім того, зі збільшенням ширини робочої частини круга  $B$  збільшується час формування шорсткості поверхні, що припускає виконання умови  $\tau_0 > \tau_1$  (рис. 4.11в) і зменшення параметра шорсткості обробки  $R_{max}$ .

Разом із тим, як відзначалося в розділі 4 і, виходячи із залежності (4.90), зі збільшенням ширини робочої частини круга збільшується температура шліфування, що небажано з погляду якості обробки. Причому останній фактор (тобто температура шліфування) визначається головним чином довжиною дуги контакту круга з оброблюваним кільцем  $L$  (шириною робочої частини круга).

Із цього можна зазначити, що з метою зменшення температури шліфування, ширина робочої частини круга повинна бути обмежена, а регулювання продуктивністю, шорсткістю й іншими показниками обробки повинне виконуватися за рахунок варіювання іншими параметрами процесу шліфування.

Із цією метою проведені експериментальні дослідження торцевого шліфування алмазним габаритним кругом форми 12A2 45° 200x20x5 AC6 100/80 M1-01 4, який характеризується збільшеними діаметром і шириною робочої частини.

Досліди проводилися із застосуванням періодичного електроерозійного виправлення круга. Після установки на верстат, биття круга складо 0,25 мм. Це биття було усунуто протягом 40 хвилин із застосуванням електроерозійного виправлення, тобто тривалість підготовки даного круга до роботи істотно збільшилася порівняно з підготовкою до роботи алмазного круга меншого діаметра (12A2 45° 150x10x3).

У результаті виконаних дослідів встановлено, що застосування даного круга дозволяє збільшити продуктивність обробки й зменшити параметр шорсткості обробки  $R_0$  порівняно з розглянутим алмазним кругом 12A2 45° 150x10x3 тієї ж характеристики. Досягнутий ефект пояснюється збільшенням кількості одночасно працюючих зерен (тому що при цьому збільшується площа контакту круга з оброблюваною деталлю) і збільшенням швидкості круга внаслідок збільшення його діаметра. Дослідами також встановлене зменшення величини задирок, що має надзвичайно важливе практичне значення. Це пов'язане зі зменшенням товщин зрізів, що погодиться з теоретичним рішенням, наведеним у п. 5.2.4. Разом із тим, під час шліфування даним кругом виявлені нові явища, які були відсутні у ході шліфування алмазним кругом 12A2 45° 150x10x3. Це сліди вібрацій і припикань на оброблених поверхнях. Поява припикань пов'язана зі збільшенням температури шліфування, що підтверджує теоретичні рішення, які впливають із залежності (4.90).

У ході експериментів зверталася увага на аналіз впливу швидкості обертання оброблюваного кільця  $V_{дет}$  на появу припикань. Зміна  $V_{дет}$  в достатня широких межах (до 100 м/хв) не дозволила усунути припикання, хоча параметр  $V_{дет}$  входить у знаменник першого доданка залежності

ті (4.90) і його збільшення повинне привести до зменшення температури шліфування й вилученню утворення припікань. Тому у формуванні температури шліфування переважає другий доданок залежності (4.90), тому що під час шліфування алмазним кругом з меншою шириною робочої частини ( $B = 10$  мм) припікання були відсутні. Отже, за рахунок зменшення ширини робочої частини круга вирішується важливе завдання зниження температури шліфування й вилучення припікань.

Поява слідів від вібрацій на обробленій поверхні кільця також пов'язана зі збільшенням ширини робочої частини круга й появою складової тангенціальної сили різання  $P'_z$  (по суті, сили тертя), яка у ході шліфування алмазним кругом з меншою шириною робочої частини ( $B = 10$  мм) була відсутня й це не приводило до виникнення вібрацій. Таким чином, застосування габаритного торцевого алмазного круга в цілому призвело до погіршення якості обробки. Тому для практичного використання рекомендується торцевий алмазний круг 12A2 45° 150x10x3, який вилучає утворення на оброблених поверхнях слідів вібрацій і припікань.

### **5.3. Експериментальні дослідження доведення торцевої поверхні ущільнювальних кілець алмазним порошком**

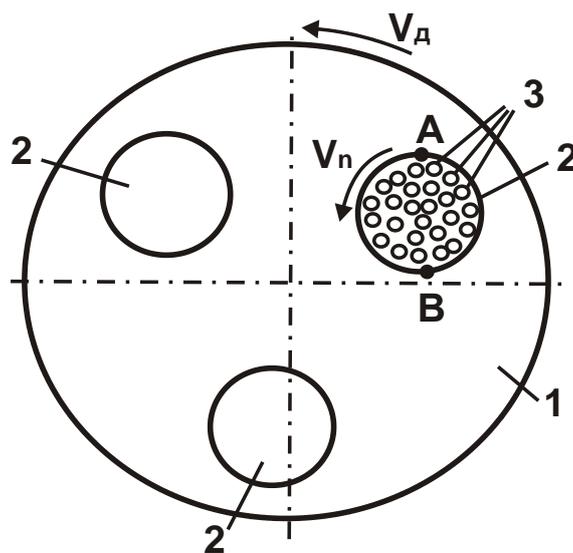
#### **5.3.1. Розробка ефективної технології доведення алмазним порошком торцевих поверхонь кілець на спеціальному верстаті**

Для виконання операції доведення торцевих поверхонь ущільнювальних кілець був спеціально спроектований і виготовлений на Каунаському заводі шліфувальних верстатів "Нерис" вертикально-доводочний верстат моделі 3806Л. Його конструкція полягає в такому. На нерухливій станині встановлені доводочний диск (притирання), який за допомогою приводу одержує обертовий рух зі швидкістю 2,68 м/с (головний рух верстата), і три притиски, що забезпечують кріплення 26 кілець на кожному і їх притиснення до поверхні доводочного диска з тиском 100 – 200 г/см<sup>2</sup>. Кожний притиск може переміщуватися у вертикальному напрямі незалежно від інших притисків за допомогою пневматичного циліндру, встановленого на верстаті [73].



Відомо, що для досягнення високої чистоти поверхні необхідно забезпечити такий вид відносного руху зерен і оброблюваного кільця, щоб абразивне або алмазне зерно під час своїх повторних рухів не повторювало попередньої траєкторії. Тому робочий рух притирання повинен бути завжди коливальним і в найпростішому випадку може бути зворотно-поступальним або зворотно-обертальним. У випадку застосування верстатів спеціального призначення робочий рух повинен здійснюватися у вигляді складного циклоїдального руху, який є результатом руху котіння й ковзання або результатом накладення декількох рухів ковзання, наприклад, руху обертання й зворотно-поступального руху. За умови правильно обраного робочого руху оброблена поверхня буде мати вигляд матової поверхні із дрібною сіткою пересічних штрихів (які становлять сліди руху окремих зерен) при достатньо малій висоті мікронерівностей – порядку 0,07 – 0,3 мкм.

У розглянутому випадку під час обертання доводочного диска через різницю швидкостей у точках А і В (рис. 5.22) притиск отримує обертовий рух навколо своєї осі. У результаті накладення обертових рухів диска й притиску, закріплені в притиску оброблювані кільця отримують складний циклоїдальний рух по поверхні доводочного диска. При цьому забезпечується тертя кілець практично по всій поверхні доводочного диска, що реалізує рівномірне його зношування.



**Рис. 5.22. Кінематична схема доведення торцевих поверхонь кілець**  
 Умовні позначення: 1 – доводочний диск; 2 – притиски; 3 – оброблювані кільця;  
 $V_d$  – швидкість обертання доводочного диска;  $V_n$  – швидкість обертання притиску

Механізм процесу доведення (притирання) полягає в тому, що абразивні зерна (алмазний порошок АСМ 28/20) під час взаємодії з оброблюваною поверхнею кільця вдавлюються ("шаржуються") у більш м'яку поверхню доводочного диска (притира) і потім, будучи закріпленими в цій поверхні, знімають найтонші стружки з оброблюваної поверхні. Притир у таких випадках повинен виготовлятися з більш м'якого матеріалу порівняно з оброблюваним матеріалом. Тому доводочний диск був виготовлений із чавуну марки СЧ 21-40. У якості зв'язуючої й мастильної рідини застосований гас.

Оброблювана поверхня кільця повинна бути ретельно підготовлена до операції притирання, тому що тільки за умови мінімальних припусків цей вид обробки, що забезпечує надзвичайно низьку продуктивність обробки, не зажадає більших витрат часу й буде економічно вигідний.

Звичайно під притирання залишають припуск порядку 5 – 20 мкм. Якщо така точність не може бути забезпечена на попередній операції, залишають більший припуск – до 0,1 мм і виконують спочатку попереднє притирання більш грубозернистим алмазним порошком (що забезпечує макроегеометрію), а потім остаточне притирання, у процесі якого поліпшується тільки мікроегеометрія поверхні. У цьому випадку припуск, що знімається, на операції притирання становить 1 – 5 мкм.

Як було зазначено, кожний притиск забезпечує кріплення 26 кілець, тобто одночасно на доводочному диску забезпечується обробка 78 кілець. Тривалість обробки даної партії кілець становить 12 – 15 хвилин і залежить від стану поверхні (шорсткості) кілець, досягнутого на попередній операції – операції торцевого алмазного шліфування. У результаті притирання забезпечується шорсткість поверхні  $R_a$  на рівні 0,1 мкм, неплоскостність обробки – менш 0,9 мкм. Витрата алмазного порошку АСМ 28/20 становить 1 500 карат на 1 000 оброблених кілець.

Для гарантованого забезпечення шорсткості поверхні  $R_a < 0,1$  мкм запропоновано операцію притирання виконувати у два переходи. На першому переході використовується більш грубозернистий алмазний порошок АСМ 28/20 для знімання основної частини припуску, а на другому переході – алмазний порошок меншої зернистості АСМ 10/7 ... АСМ 5/3 для остаточного формування високої чистоти обробки. Тривалість операції притирання при цьому збільшується до 30 хвилин.

### 5.3.2. Енергетичний підхід до оцінювання шорсткості поверхні у ході алмазно-абразивної обробки

У науково-технічній літературі наведена велика кількість експериментальних даних про шорсткість обробки, яка досягається в процесі алмазного шліфування й доведення. Однак відсутні теоретичні (розрахункові) значення шорсткості обробки. Це обмежує можливості цілеспрямованого пошуку шляхів зменшення значень шорсткості під час алмазно-абразивної обробки [74].

У зв'язку із цим у даній роботі пропонується новий підхід до оцінювання й розрахунку шорсткості поверхні під час алмазно-абразивної обробки, який заснований на такому. Як відомо, процес мікрорізання одиничним зерном здійснений за умов:  $a_z / \rho \geq 0,04 \dots 0,08$  (за даними Богомолова М. І.),  $a_z / \rho = 0,14 \dots 0,17$  (за даними Крагельського І. В.), де  $a_z$  – товщина зрізу;  $\rho$  – радіус округлення різальної кромки зерна.

Можна припустити, що в процесі алмазно-абразивної обробки виконується умова:  $a_z \approx R_{\max} \approx 5 \cdot R_a$  (де  $R_{\max}$ ,  $R_a$  – параметри шорсткості обробки), а радіус округлення різальної кромки зерна  $\rho$  в першому наближенні рівний радіусу зерна  $R = 0,5 \cdot \bar{X}$  (де  $\bar{X}$  – зернистість алмазно-абразивного інструмента). Тоді умова  $a_z / \rho = \alpha$  набуде вигляду [72]:

$$R_a = 0,1 \cdot \alpha \cdot \bar{X}, \quad (5.32)$$

де  $\alpha$  – експериментальне значення, які, як було показано, дорівнюють 0,04 ... 0,08 або 0,14 ... 0,17.

Фізичний зміст залежності (5.32) полягає в тому, що вона дозволяє визначити найменші значення параметра шорсткості обробки  $R_a$ , які досягаються в процесі різання алмазно-абразивним інструментом. При значеннях  $\alpha$ , які менше зазначених значень, процес різання нездійснений, можливо лише пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу. У цих умовах параметр шорсткості обробки  $R_a$  може бути ще менший, що погодиться з відомими практичними даними, отриманими під час обробки металів методами пластичного деформування.

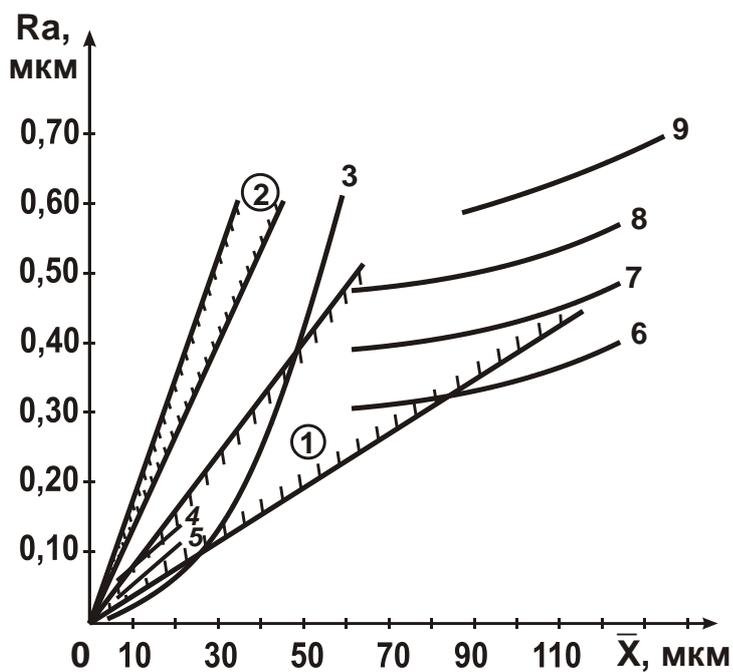


Рис. 5.23. Залежність  $R_a$  від  $\bar{X}$

Важливо виконати кількісну оцінку параметра шорсткості обробки  $R_a$ , використовуючи залежність (5.32). На рис. 5.23 наведені розрахункові значення  $R_a$  для двох діапазонів зміни коефіцієнта  $\alpha$ : 0,04 ... 0,08 (заштрихована область 1) і 0,14 ... 0,17 (заштрихована область 2). Тут же наведені експериментальні дані доведення твердого сплаву алмазним мікропорошком [93].

Як видно, експериментальні значення параметра  $R_a$  фактично падають у заштриховану область 1. Отже, під час доведення твердого сплаву алмазним мікропорошком процес різання реалізується для  $\alpha = 0,14 \dots 0,17$ .

Виходячи з рис. 5.23, можна визначити зернистість алмазного мікропорошку, яка забезпечує необхідну шорсткість обробки на операції доведення. Наприклад, значення параметра шорсткості  $R_a = 0,1$  мкм можна досягти, використовуючи алмазний мікропорошок зернистістю 5/3, розглядаючи заштриховану область 2. Якщо розглядати визначальною заштриховану область 1, то для забезпечення параметра шорсткості обробки  $R_a = 0,1$  мкм можна використовувати алмазний мікропорошок зернистістю 14/10 і нижче.

На рис. 5.23 наведені експериментально встановлені в даній роботі залежності параметра шорсткості обробки  $R_a$  від зернистості алмазного порошку під час доведення торцевих поверхонь кілець із твердого сплаву "Реліт" за тривалості обробки 15 хвилин (крива 4) і 30 хвилин (крива 5). Чим менша зернистість алмазного порошку й більша тривалість обробки, тим менший параметр шорсткості  $R_a$ .

Для забезпечення необхідного значення  $R_a = 0,1$  мкм необхідно використовувати зернистість алмазного порошку 20/14 (і нижче) за трива-

лості обробки 30 хвилин. Зі зменшенням тривалості обробки до 15 хвилин (тобто збільшенні продуктивності обробки в 2 рази) зернистість можна зменшити до значення 14/10. Слід зазначити, що встановлені експериментально значення  $R_a$  приблизно відповідають значенням, обмеженим заштрихованою областю 1.

На рис. 5.23 наведені експериментальні значення параметра шорсткості обробки  $R_a$ , отримані під час шліфування торця обертового кільця (торцевого ущільнення з релітовим шаром) торцем алмазного круга форми 2A2 45° AC6 60/40 ... 160/125 4 на металевій (M1-01) і органічній (B2-01) зв'язках, використовуючи дані рис. 5.17. Шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці M1-01 виконувалося як із застосуванням, так і без застосування його безперервного електроерозійного виправлення від технологічного джерела постійного струму. З рис. 5.17 випливає, що найменша шорсткість обробки досягається під час шліфування кругом на органічній зв'язці (крива 6), а найбільша – у процесі шліфування кругом на металевій зв'язці із застосуванням електроерозійного виправлення (крива 8). Розходження шорсткості обумовлене різною глибиною впровадження ріжучих зерен в оброблюваний матеріал. Так, за рахунок електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці забезпечується видалення зерен, що затупилися, з робочої поверхні та їх збільшене виступання над рівнем зв'язки, що призводить до збільшення глибин рисок-подряпин і параметра шорсткості обробки  $R_a$ .

Виходячи із залежності (5.34), збільшення параметра  $R_a$  (за умови однієї зернистості круга  $\bar{X}$ ) пов'язане зі збільшенням коефіцієнта  $\alpha$ . Як відомо, зі збільшенням  $\alpha$  від 0,04 ... 0,17 до значень  $\alpha > 0,35$  відбувається посилення процесу стружкоутворення у ході мікрорізання окремим зерном. Отже, найменші значення коефіцієнта  $\alpha$  досягаються під час шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці, а найбільші – у ході шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці з застосуванням електроерозійного виправлення. У процесі шліфування без виправлення коефіцієнт  $\alpha$  набуває проміжних значень (крива 7).

Оскільки отримані експериментальні значення параметра шорсткості  $R_a$  практично попадають у заштриховану область 1, можна зробити висновок про те, що процес алмазного шліфування (подібно процесу

алмазного доведення) реалізується в умовах, близьких до умов переходу від мікрорізання (стружкоутворення) до пружно-пластичного деформування оброблюваного металу (без стружкоутворення), тобто за умови відносно невеликих значень  $a_z / \rho$  [80].

На рисунку (крива 9) для порівняння наведені експериментальні значення параметра  $R_a$ , отримані під час круглого зовнішнього шліфування деталі з покриттям ПГ-10Н-01 (HRC 60 ... 62) алмазним кругом на металевій зв'язці М2-01 із застосуванням безперервного електроерозійного виправлення [52]. У цьому випадку значення  $R_a$  більше, ніж у ході алмазного торцевого шліфування (криві 6, 7 і 8). Це пов'язане з більш високою продуктивністю обробки й більш глибоким упродовженням різальних зерен в оброблюваний матеріал, у результаті чого збільшується інтенсивність процесу стружкоутворення й відповідно коефіцієнт  $\alpha$ . Разом із тим, коефіцієнт  $\alpha$  збільшується несуттєво (у межах  $\alpha < 0,08$ ), тому що наведені значення  $R_a$  попадають у заштриховану область 1.

Із цього можна зазначити, що розглянуті процеси шліфування й доведення реалізуються при  $0,04 < \alpha < 0,08$ . Даний висновок справедливий за умови  $\rho = R$  (де  $\rho$  – радіус округлення різальної кромки зерна,  $R = 0,5 \cdot \bar{X}$  – радіус зерна). Якщо розглядати  $\rho < R$ , тоді заштриховані області 1 і 2 ніби "повернуться за годинниковою стрілкою" і криві 4, ..., 9 можуть не потрапити в заштриховану область 1. Це буде означати, що процеси шліфування й доведення реалізуються при значеннях  $\alpha$ , більших 0,8, тобто при значеннях  $\alpha \rightarrow 0,35$  (коли настає інтенсивне стружкоутворення під час мікрорізання). Однак у якості середньостатистичного необхідно в першому наближенні розглядати все ж таки значення  $\rho = R$  й вважати справедливою залежність (5.32), а також усі висновки, що впливають із неї.

Таким чином, у даній роботі обґрунтовано можливість оцінки шорсткості поверхні у ході алмазно-абразивної обробки на основі енергетичного підходу, який враховує умови переходу від процесу мікрорізання до пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Залежність (5.32) дозволяє оцінити найменші значення параметра шорсткості  $R_a$ , які можуть бути досягнуті під час обробки вільним або зв'язаним абразивом (алмазом).

## 5.4. Розробка промислової технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень і ефективність її застосування

### 5.4.1. Обґрунтування послідовності виконання операцій алмазно-абразивної обробки

Виходячи з креслення (рис. 5.24), технологічний процес виготовлення ущільнювального кільця може бути здійснений за двома варіантами:

1. Після операції спікання релітового шару здійснюється точіння поверхні 1 і розточування поверхні 2. Після цього виконується попереднє плоске шліфування, потім напівчистове шліфування торцем круга й остаточно – алмазне притирання поверхні 3.

2. Після операції спікання виконується попереднє плоске шліфування поверхні 3, потім точіння поверхні 1 і розточування поверхні 2, торцеве шліфування й алмазне притирання поверхні 3.

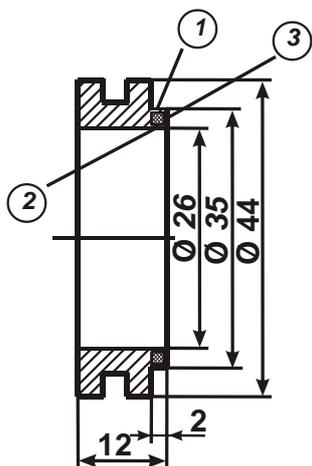


Рис. 5.24. Оброблюване кільце

Основним недоліком першого варіанта є те, що в результаті невеликої товщини сталевий шар 4 (рівної 0,1 мм) під час високопродуктивного плоского шліфування, оброблюваний релітовий шар кільця може зруйнуватися або погіршити свої механічні властивості. Це призведе до повної втрати або зниження експлуатаційних характеристик кільця торцевого ущільнення.

Другий варіант обробки є більш прийнятним із цього погляду, однак більш трудомісткий, тому що на операції попереднього плоского шліфування необхідно видалити відносно великий шар матеріалу, який складається з важкооброблюваної композиції "твердий сплав "Реліт" – нержавіюча сталь". Для найбільш застосовуваних кілець торцевих ущільнень 2Р35 співвідношення площ твердого сплаву "Реліт" і сталі становить: 1:3,7, тобто сталі значно більше. Як правило, це ускладнює використання алмазних кругів на металевих зв'язках, які піддаються за-

салюванню під час шліфування сталі. У зв'язку із цим, введено додаткову операцію точіння спеціальним фасонним різцем, щоб зрізати шар сталі й на операції плоского шліфування обробляти в основному шар твердого сплаву "Реліт". Це дозволило істотно поліпшити показники операції плоского шліфування.

Проведено також експериментальні дослідження з пошуку можливостей реалізації запропонованого першого варіанта обробки, який вимагає видалення достатньо великого об'єму сталі у ході шліфування. Зважаючи на те, що під час обробки за схемою плоского високопродуктивного шліфування периферією круга виникають значні навантаження, які можуть призвести до руйнування оброблюваного релітового шару кільця, запропонований весь релітовий шар видалити за схемою шліфування торцем алмазного круга. Дослідами доведена можливість якісної обробки за даною схемою. Однак процес шліфування виявився малопродуктивним порівняно із процесом плоского шліфування. Наприклад, встановлено (табл. 5.2), що час обробки одного кільця за схемою торцевого шліфування на переустаткованому внутрішньошліфувальному верстаті (як показано в п. 5.2.1) становить до 2-х і більше хвилин (знімання припуску величиною до 2-х мм).

Таблиця 5.2

### Продуктивність обробки

Варіант 1		
Шліфування торцем круга		Притирання
1. Припуск – 2 мм 2. Швидкість знімання матеріалу – 1 мм/хв 3. Основний час обробки кільця – 120 с 4. Допоміжний час – 15 с		Умовний час обробки 1 кільця – 20 с
Варіант 2		
Плоске шліфування	Шліфування торцем круга	Притирання
1. Припуск - 2 мм 2. Умовний час обробки 1 кільця – 15 с	1. Припуск – 0,1 мм 2. Основний час – 6 с 3. Допоміжний час – 15 с	Умовний час обробки 1 кільця – 20 с
Сумарний час обробки:		$15\text{ с} + 6\text{ с} + 15\text{ с} = 36\text{ с}$



Тривалість операції попереднього плоского шліфування 60 оброблюваних кілець, укладених на столі плоскошліфувального верстата, під час знімання такого ж за величиною припуску дорівнює приблизно 25 хвилин. Отже, час обробки одного кільця дорівнює 25 секунд, тобто продуктивність обробки за схемою плоского шліфування більше в 4,5 рази порівняно зі схемою торцевого шліфування.

Виходячи із цього, більш ефективним слід розглядати другий варіант, під час якого здійснюється знімання основної частини припуску за схемою плоского шліфування й знімання невеликої частини припуску – за схемою торцевого шліфування з подальшим алмазним притиранням.

#### **5.4.2. Технічне забезпечення промислової технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень**

Основна вимога до операції попереднього шліфування полягає в забезпеченні високої продуктивності обробки. Це досягається, по-перше, за рахунок підтримки в процесі шліфування високої різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці, по-друге, за рахунок збільшення кількості одночасно оброблюваних на верстаті кілець торцевих ущільнень. Для виконання першої умови плоскошліфувальний верстат був модернізований для здійснення періодичного й безперервного електророзійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках (як показано в п. 5.1.1). Для виконання другої умови були спроектовані й виготовлені спеціальні багатомісні пристосування, які дозволяють вести на плоскошліфувальному верстаті одночасно обробку до 100 кілець релітових торцевих ущільнень. Основний недолік операції торцевого шліфування полягає в тому, що допоміжний час багаторазово перевищує основний час обробки. Наприклад, час установки "вручну" одного оброблюваного кільця в патрон внутрішньошліфувального верстата рівний часу знімання обробленого кільця з патрона верстата. Тоді основний час обробки дорівнює 3 – 5 с. Щоб знизити допоміжний час обробки, розроблені й виготовлені спеціальні цангові затискачі для різних типорозмірів оброблюваних торцевих ущільнень, які встановлюються на внутрішньошліфувальний верстат. Для забезпечення роботи цангового затискача був розроблений і встановлений на верстат пневматичний циліндр.

У результаті процес шліфування на внутрішньошліфувальному верстаті був частково автоматизований. Загальний допоміжний час одного кільця зменшився до 15 с, тобто більш ніж у 8 разів. З огляду на те, що основний час обробки становить у середньому 4 с, найважливішою умовою подальшого вдосконалювання запропонованої технології торцевого шліфування слід розглядати додаткове зниження в кілька разів допоміжного часу. Це може бути досягнуто за рахунок створення спеціального шліфувального верстата-автомата.

З метою перевірки надійності й довговічності, а також порівняльної оцінки різних конструкцій оброблених торцевих ущільнень були проведені їх лабораторні випробування в протекторах на спеціальному стенді, який дозволяє одночасно випробовувати п'ять протекторів із торцевими ущільненнями різних типів (рис. 5.25 і табл. 5.3).

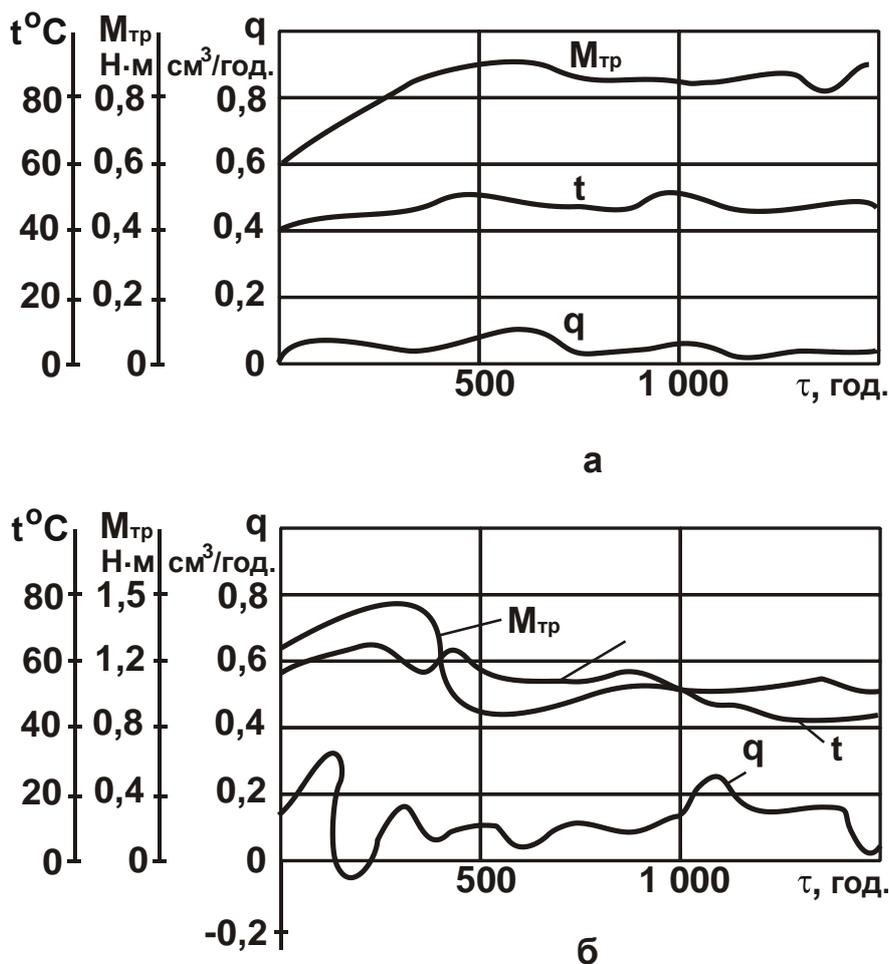


Рис. 5.25. Залежності витоку масла ( $q$ ), температури ( $t$ ) і загального моменту тертя ( $M_{тр}$ ) від часу випробування релітових торцевих ущільнень 2P25 (а) і 1P25 (б) у протекторі

### Результати випробувань релітових торцевих ущільнень

№ п/п	Тип торцевого ущільнення	Час роботи	Середній витік масла через торцеве ущільнення (зовнішнє), см <sup>3</sup> /год.	Середній момент тертя для всього протектора, Н · м	Середня температура масла в порожнині зовнішнього торцевого ущільнення, °С	Середня температура пластової рідини, °С	Загальна тривалість випробувань, год.	Число пусків і зупинок	Примітка
1	1P25	1 500	0,12	0,14	52	50	7 605	187	
2	2P25	1 500	0,03	0,84	48	46	7 704	190	
3	1P25	1 500	0,06	1,08	52	50	7 605	187	
4	1P25	1 500	0,13	0,99	52	51	7 605	187	
5	3P25	1 500	0,13	0,90	52	49	7 629	187	
6	3P25	1 500	0,15	0,85	52	50	7 629	187	

Протектори поміщені в загальний бак, заповнений пластовою рідиною такого складу: води – 82 %, нафти – 10 %, повареної солі – 8,3 %, піску – 0,03 %, бентонітової глини – 0,03 %, сірки – 0,10 %, кальцинованої соди – 0,16 %. У процесі випробувань щогодини проводилися такі виміри: температура пластової рідини, °С; температура масла між торцевими ущільненнями, °С; момент тертя протектора, Н/м; витік масла через зовнішнє торцеве ущільнення, см<sup>2</sup>/год.

Результати випробувань, наведені на рис. 5.27 і в табл. 5.3, свідчать про те, що середній витік масла за 1 500 год. через торцеве ущільнення серії 1P дорівнює відповідно: 0,12; 0,06; 0,13 см<sup>2</sup>/год. і через торцеве ущільнення серії 3P – 0,13 і 0,15 см<sup>2</sup>/год. відповідно.

#### 5.4.3. Економічна ефективність застосування технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень

Найбільш істотними факторами в розробленій технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень слід розгляда-

ти застосування алмазних кругів на металевих зв'язках на операціях торцевого шліфування. У зв'язку із цим, важливо оцінити економічний ефект, створюваний, по-перше, від застосування габаритних алмазних кругів (діаметром 400 мм) на металевій зв'язці замість абразивних кругів на операції попереднього плоского шліфування, по-друге, від застосування алмазних кругів на металевій зв'язці замість алмазних кругів на менш міцній органічній зв'язці на операції торцевого шліфування. При цьому слід ураховувати те, що необхідною умовою застосування алмазних кругів на металевих зв'язках є використання їх електроерозійного виправлення. У табл. 5.4 наведено вихідні дані для розрахунку річного економічного ефекту від упровадження розробленої технології алмазного торцевого шліфування. Ефект обумовлений зниженням зношування алмазних кругів на металевій зв'язці М1-01 порівняно зі зношуванням алмазних кругів на органічній зв'язці В2-01.

Таблиця 5.4

**Вихідні дані для розрахунку економічного ефекту  
від впровадження алмазного торцевого шліфування кілець**

№ п/п	Найменування показника	Позначення	Одиниця вимірювання	Величина показника	
				Базовий (1)	Впроваджуваний (2)
1	Річна програма випуску кілець для торцевих ущільнень	N	шт.	240 000	240 000
2	Кількість кілець, оброблених одним алмазним кругом	N <sub>1</sub>	шт.	600	3 500
3	Річне споживання алмазних кругів	n	шт.	400	69
4	Ціна круга	Ц	грн	59	89
5	Нормативний коефіцієнт окупності додаткових капітальних вкладень	E <sub>н</sub>	—	0,15	015
6	Додаткові капітальні вкладення	K <sub>дод</sub>	грн	—	10 000

Економічна ефективність від зменшення норми витрати алмазних кругів визначається як різниця витрат на алмазні круги:

$$\Delta Z = n_1 \cdot C_1 - n_2 \cdot C_2 = 59 \cdot 400 - 89 \cdot 69 = 23\,600 - 6\,141 = 17\,459 \text{ грн.}$$

Тоді річний економічний ефект складе:

$$\Delta_{\text{рік}} = \Delta Z - K_{\text{дод}} \cdot E_H = 17\,459 - 10\,000 \cdot 0,15 = 15\,959 \text{ грн.}$$

У табл. 5.5 наведені вихідні дані для розрахунку річного економічного ефекту від упровадження розробленої технології алмазного плоского шліфування кілець релітових торцевих ущільнень.

Таблиця 5.5

### Вихідні дані для розрахунку економічного ефекту

№ п/п	Найменування показника	Позначення	Одиниця вимірювання	Величина показника	
				Базовий (1)	Впроваджуваний (2)
1	Середня річна заробітна плата робітника	$Z_{\text{рік}}$	грн	7 000	7 000
2	Коефіцієнт, що враховує відрахування в соціальні фонди (38 %)	$K_{\text{соц}}$	–	1,38	1,38
3	Коефіцієнт, що враховує податок на додану вартість (20 % від суми п. 1 і п. 2)	$K_{\text{пдв}}$	–	1,2	1,2
4	Коефіцієнт, що враховує збільшення продуктивності праці	$K_{\text{пр}}$	–	1,0	2,0
5	Нормативний коефіцієнт окупності капітальних вкладень	$E_H$	–	0,15	0,15
6	Додаткові капітальні вкладення	$K_{\text{дод}}$	грн	–	11 000

Ефект обумовлений збільшенням у 2 рази продуктивності праці робітника-шліфувальника при однакових річних витратах на придбання алмазних кругів діаметром 400 мм на металевій зв'язці й абразивних кругів. Економічна ефективність від підвищення продуктивності обробки на верстаті визначається:

$$E = Z_{\text{рік}} \cdot K_{\text{соц}} \cdot K_{\text{пдв}} \cdot \left(1 - \frac{1}{K_{\text{пр}}}\right) = 7\,000 \cdot 1,38 \cdot 1,2 \cdot 0,5 = 5\,796 \text{ грн.}$$

Річний економічний ефект визначається:

$$E_{\text{рік}} = E - K_{\text{дод}} \cdot E_{\text{н}} = 5\,796 - 11\,000 \cdot 0,5 = 4\,146 \text{ грн.}$$

Таким чином, річний економічний ефект від упровадження розробленої технології алмазного шліфування на двох операціях у сумі склав 20 105 грн.

#### **5.4.4. Загальна характеристика розробленої промислової технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень**

Роботи зі створення й удосконалювання технології механічної обробки робочих поверхонь кілець релітових торцевих ущільнень проводилися у ВАТ завод "Потенціал" (м. Харків) більше 20 років. У результаті створена високоефективна технологія їх алмазно-абразивної обробки. Знімання основної частини припуску релітового шару (товщиною більше 1 мм) кілець здійснюється на плоскошліфувальному верстаті в багатомісних пристосуваннях із застосуванням алмазних і абразивних кругів. Габаритні алмазні круги на металевій зв'язці діаметром 400 мм працюють у режимі алмазного електроерозійного шліфування, а також у режимі періодичного електроерозійного виправлення. Експериментально встановлено, що абразивний круг у ході шліфування твердого релітового шару швидко зношується. Наприклад, внаслідок збільшеного зношування абразивного круга фактична глибина шліфування менше номінальної

глибини шліфування в 3 рази. Тому застосування алмазного круга (для якого фактор "розмірного зношування" виключений) дозволяє підвищити продуктивність і якість обробки на операції попереднього шліфування. Доведено економічну ефективність застосування алмазного круга на металевій зв'язці М1-01. Застосування алмазного круга на металевій зв'язці М2-01 виявилось малоефективним через втрату його різальної здатності як у ході звичайного, так і електроерозійного шліфування.

Для забезпечення високих показників якості (шорсткості) і точності обробки запропоновано після операції попереднього шліфування виконати проміжну операцію шліфування торцевої поверхні кільця торцем алмазного круга, а потім – остаточну операцію притирання з використанням алмазного порошку.

Запропонована операція шліфування торцем алмазного круга торця обертового кільця виявилася достатньо ефективною, тому що суттєво знижується трудомісткість наступної операції притирання, підвищується продуктивність, економічність і якість алмазно-абразивної обробки кільця в цілому. Процес торцевого алмазного шліфування реалізується на внутрішньошліфувальному верстаті. Оброблюване кільце кріпиться в спеціальному цанговому затискачі патрона верстата. Алмазний круг форми 12A2 45° 150x10x3x32 кріпиться на шпинделі й підводиться до торкання з оброблюваним кільцем за допомогою механізму поздовжньої подачі внутрішньошліфувального верстата. Даний процес шліфування, як було зазначено, ефективний для виконання подальшої операції притирання, однак вимагає проведення великого комплексу науково-дослідних робіт. Наприклад, спочатку було акцентовано на застосування алмазних кругів на органічних зв'язках. Ці круги можуть працювати в режимі самозагострювання, але з достатньо інтенсивним зношуванням. Застосування алмазних кругів на більш міцних металевих зв'язках виявилось неефективно, тому що спостерігалася швидка втрата їх різальної здатності в часі. Спроби використання прогресивної технології електроерозійного виправлення кругів також спочатку успіху не принесли, тому що алмазні круги на органічній зв'язці забезпечували більшу продуктивність обробки. Проблема полягала в тому, що процес шліфування одного кільця короткочасний (3 – 6 с), а зона шліфування перебуває поруч із робітником-шліфувальником, який "вручну" установлює й знімає оброблювані кільця

з патрону верстата. У результаті реалізувати безперервне електроерозійне виправлення алмазного круга на металевій зв'язці не є можливим, що в підсумку не дозволило підвищити продуктивність обробки. Позитивне рішення було знайдено за рахунок правильної організації застосування періодичного електроерозійного виправлення. Спочатку після установки нового круга на верстат електроерозійним виправленням усувається биття круга, потім, через кожні 50 прошліфованих кілець виконується короткочасне виправлення круга тривалістю 30 ... 60 с. Продуктивність шліфування таким кругом на 30 – 40 % менше продуктивності шліфування кругом на органічній зв'язці. Однак з урахуванням зниження питомої витрати алмаза до 10 разів, це відкрило можливості ефективного застосування алмазних кругів на металевих зв'язках замість алмазних кругів на органічних зв'язках. Остаточне рішення проблеми було отримано завдяки застосуванню алмазних кругів на металевій зв'язці М1-01 виробництва Полтавського алмазного заводу. Ці круги виявилися достатньо працездатними навіть без застосування електроерозійного періодичного виправлення. Початкове биття круга виводиться протягом шліфування 300...400 кілець. Продуктивність обробки при цьому перебуває на рівні продуктивності шліфування алмазними кругами на органічній зв'язці, а зношування круга – до 10-ти разів менше.

Необхідно зазначити важливе значення фактора навчання робітників-шліфувальників роботі з алмазними кругами на металевій зв'язці М1-01, особливо на початковому етапі – після установки круга на верстат, коли необхідно в процесі шліфування усунути його биття. Завдяки знанням особливостей роботи даного круга вдалося навчити робітника управляти процесом і головне – перебороти психологічний бар'єр робітника – довести, що за умови правильної організації процесу алмазні круги на металевих зв'язках мають значно більші технологічні можливості, ніж інші круги. У процесі торцевого шліфування забезпечується шорсткість обробки  $R_a = 0,25 \dots 0,4$  мкм, підвищується точність (площинність) обробки. Знімання припуску становить 0,1 ... 0,15 мм. Введення даної операції спрощує досягнення високих показників обробки на остаточній операції алмазного притирання, виконуваної з використанням багатомісних пристосувань на верстаті з обертовим столом, на який наноситься алмазний порошок зернистістю 28/20 ... 220/14, потім 10/7 ... 7/5.



Після притирання виконується операція з усунення задирок і формуванню фасок на робочих поверхнях ущільнювальних кілець за допомогою спеціального шліфувального полотна на свердлильному верстаті. У результаті впровадження розробленої технології виготовлення кілець релітових торцевих ущільнень їх міжремонтний період роботи в електробурах збільшився в 3 – 4 рази.

## **Висновки до розділу 5**

1. Розроблено ефективну технологію попереднього плоского шліфування важкооброблюваного релітового шару ущільнювального кільця габаритними (діаметром 400 мм) алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням електроерозійного виправлення. Технологія забезпечує підвищення в 2 – 3 рази продуктивності обробки порівняно із традиційним шліфуванням кругами зі звичайних абразивів за рахунок високої різальної здатності алмазних кругів.

2. На основі виконаних теоретичних і експериментальних досліджень собівартості обробки визначені оптимальні умови шліфування, за яких застосування алмазних кругів на металевих зв'язках замість абразивних кругів економічно доцільно.

3. Розроблено ефективну технологію напівчистового торцевого шліфування релітового шару ущільнювального кільця із застосуванням алмазних кругів на металевих зв'язках та їх періодичним електроерозійним виправленням. Експериментально визначені оптимальні умови торцевого шліфування й електроерозійного виправлення алмазних кругів.

4. Експериментально підтверджена вірогідність розробленої математичної моделі формування шорсткості й точності (площинності) обробки під час торцевого алмазного шліфування.

5. Розроблено наукову методику розрахунку оптимальних електричних режимів електроерозійного виправлення торцевих алмазних кругів на металевих зв'язках.

6. Теоретично й експериментально визначені умови зниження силової напруженості процесу шліфування з метою вилучення утворення задирок у процесі шліфування. Розроблено ефективну технологію усунення задирок і формування фасок на оброблюваній деталі після шліфу-

вання, яка заснована на використанні шліфувального полотна оптимальної характеристики і реалізована на свердлильному верстаті.

7. Розроблено технологію притирання релітового шару ущільнювального кільця, яка виконується у два етапи із застосуванням алмазного порошку зернистістю АСМ 28/20 – 20/14 і АСМ 7/5 – 5/3 і забезпечує виконання вимог за шорсткістю й точністю обробки. Розроблено нову методику розрахунку найменших значень шорсткості обробки, які досягаються в процесі різання алмазно-абразивним інструментом (у ході притирання), засновану на енергетичному підході.

8. Проведений комплекс експериментальних досліджень дозволив у цілому підтвердити правильність розробленої математичної моделі формування параметрів шорсткості й точності під час алмазно-абразивної обробки, включаючи процеси шліфування периферією й торцем алмазних кругів і алмазного притирання. Модель покладена в основу створення високопродуктивної технології алмазно-абразивної обробки релітового шару ущільнювальних кілець.

9. На основі проведених експериментальних досліджень за критерієм максимальної продуктивності обробки остаточно обґрунтований оптимальний варіант технологічного маршруту обробки, що включає технологічні операції чорнового плоского шліфування периферією алмазного круга на металевій зв'язці, напівчистового шліфування торцем алмазного круга на металевій зв'язці й остаточне притирання алмазним порошком.

10. Створено промислову технологію прецизійної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту. Використовувані при цьому шліфувальні верстати переустатковані для здійснення електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевій зв'язці. Для кріплення оброблюваних кілець на внутрішньошліфувальному верстаті розроблені спеціальні цангові затискачі, а на верстат установлений пневматичний циліндр. Це дозволило істотно скоротити час, затрачуваний на установку й зняття кілець. Застосування багатомісних пристосувань для кріплення кілець на плоскошліфувальному верстаті й верстаті для притирання дозволило багаторазово збільшити продуктивність обробки. Розроблено спеціальну установку для проведення випробувань надійності роботи торцевих ущільнень.

## Розділ 6. Математичне моделювання теплових процесів під час механічної обробки

### 6.1. Визначення теплового балансу й температури різання, що виникає на передній поверхні різального інструмента в результаті його тертя зі стружкою

#### 6.1.1. Розрахунок теплового балансу й температури різання для нульового переднього кута інструмента

Численними експериментальними дослідженнями встановлено [5; 9; 10; 33; 41; 42; 61; 84; 85; 91; 92; 103; 104; 105; 109; 112], що основними джерелами тепла під час різання є пластичне деформування оброблюваного матеріалу й тертя передньої й задньої поверхонь інструмента з оброблюваним матеріалом (рис. 6.1). У результаті інструмент нагрівається від цих трьох джерел тепла й втрачає свої різальні властивості, що проявляються в зниженні стійкості. Як установлено на практиці, важливими умовами збільшення стійкості інструмента є підвищення фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу (твердості, міцності, зносостійкості тощо), нанесення

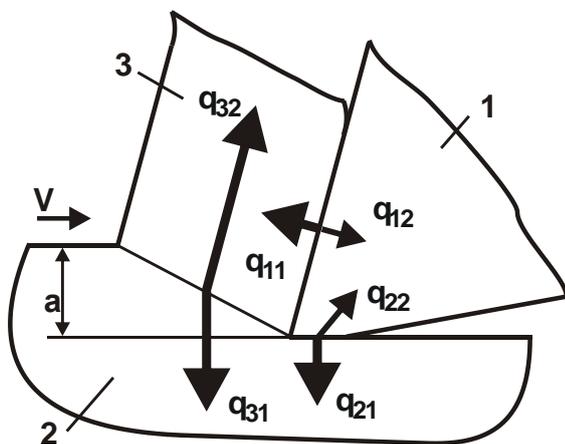


Рис. 6.1. Потоки тепла в різальний інструмент (1), деталь (2) і стружку (3)

на робочі поверхні інструмента зносостійких покриттів, застосування ефективних технологічних середовищ, що знижують інтенсивність тертя в зоні різання й температуру різання [3; 17; 35; 36; 43; 47; 51; 76; 79; 92; 97; 98]. Для оцінки ролі температурного фактора в процесі різання важливо визначити температуру, яка виникає на передній і задній поверхнях інструмента в результаті їхнього тертя з оброблюваним матеріалом. Для цього спочатку необхідно розглянути процес тертя на передній поверхні інструмента й одержати залежність щільності теплового потоку  $q_1$ , що діє на передній поверхні інструмента й визначає температуру різання.

З метою спрощення розрахунків слід розглянути різальний інструмент (різець) з нульовим переднім кутом  $\gamma$ . Потужність теплового потоку, що діє на передній поверхні різця, визначається залежністю [62]:

$$W = P_y \cdot V_1, \quad (6.1)$$

де  $P_y = \frac{\sigma_{ст} \cdot a \cdot b}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}$  – радіальна складова сили різання, Н [111];

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

$a, b$  – товщина й ширина зрізу, м;

$\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу у процесі стружкоутворення (рис. 6.2);

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f} \quad (\text{за умови } \gamma = 0);$$

$P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$f$  – коефіцієнт тертя стружки з передньою поверхнею різця;

$V_1$  – швидкість стружки, що сходить із передньої поверхні різця, м/с.

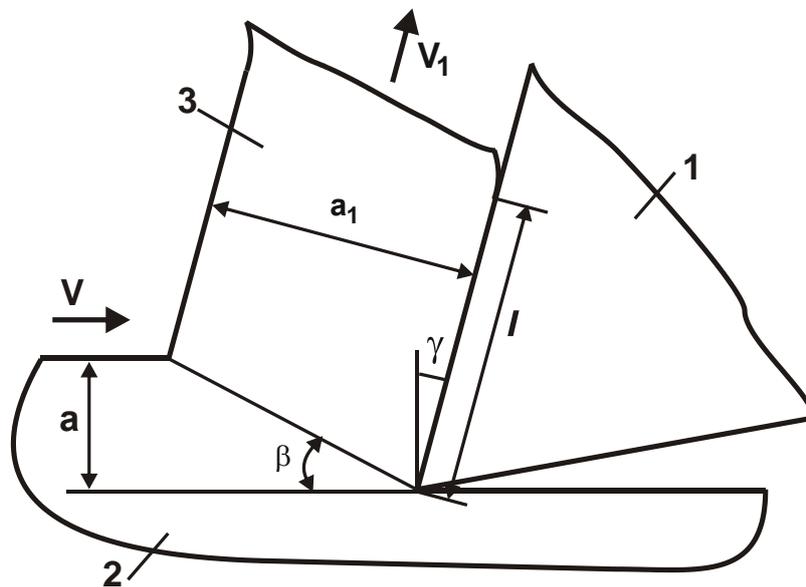


Рис. 6.2. Розрахункова схема параметрів процесу стружкоутворення під час різання

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  можна визначити на основі відомої формули Зворикіна К. А.:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (6.2)$$

де  $\psi$  – умовний кут тертя на передній поверхні інструмента.

Із залежності (6.2) випливає, що чим більший передній кут інструмента  $\gamma$  й менший кут  $\psi$ , тим більший кут  $\beta$  і менший ступінь пластичного деформування оброблюваного матеріалу, а, відповідно, вища ефективність процесу різання.

Швидкість  $V_1$  визначається з умови нерозривності (суцільності) оброблюваного матеріалу, що перетворюється в стружку:  $V \cdot a = V_1 \cdot a_1$  (див. рис. 6.2), де  $a_1$  – товщина стружки, м;  $V$  – швидкість різання, м/с. Звідки

$$V_1 = \frac{V}{\xi}, \quad (6.3)$$

де  $\xi = \frac{a_1}{a}$  – коефіцієнт усадки стружки, який визначається за формулою

Time A. M.:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi - \sin \gamma}. \quad (6.4)$$

Після перетворень залежності (6.4) маємо

$$\xi = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} + \sin \gamma. \quad (6.5)$$

Із залежності (6.5) випливає, що чим більший умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , тим менший коефіцієнт усадки стружки  $\xi$ . Однак при цьому наявний складний зв'язок між параметрами  $\gamma$  й  $\xi$ . Для його спрощення залежність (6.5) слід перетворити з урахуванням залежності (6.2), розглядаючи

$$\operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \left[ \frac{90^\circ - (\psi - \gamma)}{2} \right] = \frac{1 - \cos [90^\circ - (\psi - \gamma)]}{\sin [90^\circ - (\psi - \gamma)]} = \frac{1 - \sin(\psi - \gamma)}{\cos(\psi - \gamma)}, \quad (6.6)$$

тоді

$$\xi = \sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} = \sin \gamma + \frac{\cos \gamma \cdot \cos(\psi - \gamma)}{1 - \sin(\psi - \gamma)} = \frac{\sin(\beta + \psi)}{\sin \beta}. \quad (6.7)$$

У підсумку отримана проста залежність для визначення коефіцієнта усадки стружки  $\xi$ , з якої випливає, що  $\xi \geq 1$ . За умови відсутності тертя стружки з передньою поверхнею інструмента ( $\psi = 0$ ) коефіцієнт усадки стружки  $\xi = 1$ , тобто товщина зрізу дорівнює товщині стружки. У табл. 6.1 наведені розраховані за залежністю (6.7) значення  $\xi$ . Як видно, зі збільшенням кута  $\psi$  коефіцієнт усадки стружки  $\xi$  збільшується.

Таблиця 6.1

### Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки $\xi$

$\psi^\circ$	$\beta^\circ$				
	5	10	20	30	45
10	3	1,97	1,46	1,28	1,16
20	4,85	2,88	1,88	1,53	1,28
30	6,58	3,7	2,24	1,73	1,37
45	8,8	4,72	2,65	1,93	1,41

Виходячи із залежності (6.5), для  $\gamma = 0$  маємо

$$\xi = \frac{1}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (6.8)$$

тоді

$$V_1 = V \cdot \operatorname{tg} \beta; \quad (6.9)$$

$$W = \sigma_{\text{ст}} \cdot f \cdot Q, \quad (6.10)$$

де  $Q = a \cdot v \cdot V$  – продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ .

Потужність теплового потоку  $W$  цілком однозначно визначається продуктивністю обробки  $Q$ , а також параметрами  $\sigma_{\text{ст}}$  й  $f$ , які характеризують фізико-механічні властивості оброблюваного й інструментального

матеріалів. Отже, зменшити  $W$  можна, насамперед, зменшенням продуктивності обробки  $Q$ . Щільність теплового потоку, що діє на передній поверхні різця, визначається:

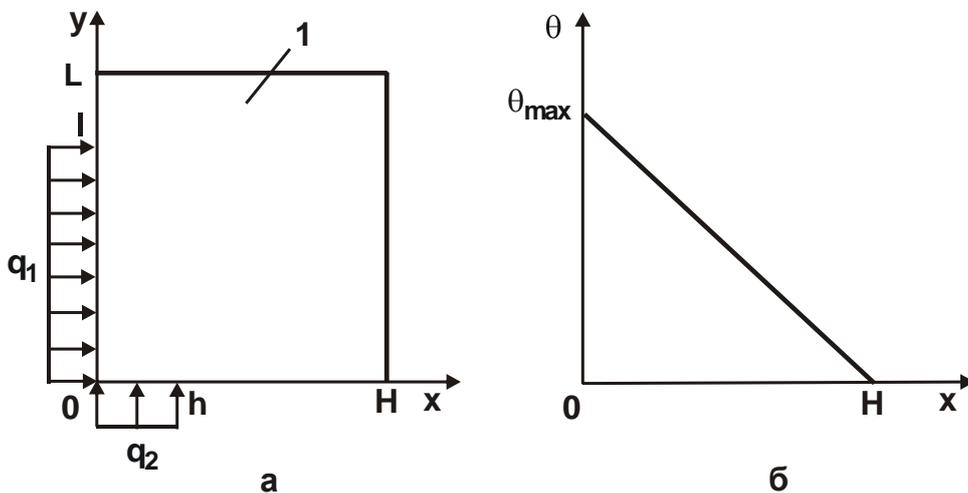
$$q_1 = \frac{W}{F} = \frac{\sigma_{\text{СТ}} \cdot f \cdot a \cdot V}{l}, \quad (6.11)$$

де  $F = l \cdot v$  – площа контакту стружки з передньою поверхнею різця,  $\text{м}^2$ ;  
 $l$  – довжина контакту стружки з передньою поверхнею різця,  $\text{м}$ .

Зменшити  $q_1$  можна зменшенням параметрів  $a$ ,  $V$  і збільшенням  $l$ . Експериментально встановлено, що зі збільшенням товщини зрізу  $a$  довжина  $l$  збільшується, однак із меншою інтенсивністю. Тому збільшення товщини зрізу  $a$  припускає збільшення  $q_1$  й температури різання.

Виходячи із залежності (6.11), збільшення швидкості різання  $V$  також буде приводити до збільшення  $q_1$  й відповідно температури різання.

Знаючи щільність теплового потоку  $q_1$ , можна визначити температуру різання, що виникає на передній поверхні різця, розглядаючи його передній кут  $\gamma$  (для спрощення розрахунків) рівним нулю (рис. 6.3).



**Рис. 6.3. Розрахункова схема температури різання, що виникає на передній і задній поверхнях різального інструмента (а), і характер зміни температури  $\theta$  вздовж координати  $x$  (б)**

Умовні позначення: 1 – пластина різального інструмента

Очевидно частина тепла, що утворюється в процесі тертя стружки з передньою поверхнею різця, буде переходити в тіло різця, а інша час-

тина тепла – у стружку. Під дією постійного теплового потоку щільністю  $q_1$  у тілі різця буде формуватися сталий у часі тепловий процес, що характеризується постійною температурою на передній поверхні різця. Якщо розглядати різальну частину різця у вигляді прямолінійної пластини, то й на задньому боці пластини (паралельній передній поверхні різця) буде підтримуватися постійна температура, рівна температурі навколишнього середовища.

У роботі [112] наведене теоретичне рішення про розподіл температури в прямолінійній пластині висотою  $H$  й шириною  $L$  від дії на неї постійного в часі теплового потоку щільністю  $q_1$  (див. рис. 6.3а). Як установлено, температура в міру видалення від площини дії теплового потоку вглиб розглянутої пластини зменшується за лінійною залежністю, досягаючи нульового значення на кінці пластини (за заданої граничної умови  $\theta(x = H) = 0$ ), де  $x$  – координата (див. рис. 6.3б). Максимальна температура  $\theta_{\max}$  досягається при  $x = 0$  і визначається залежністю:

$$\theta_{\max} = \frac{q_1 \cdot H}{\lambda_i}, \quad (6.12)$$

де  $\lambda_i$  – коефіцієнт теплопровідності інструментального матеріалу, Вт/(м · К).

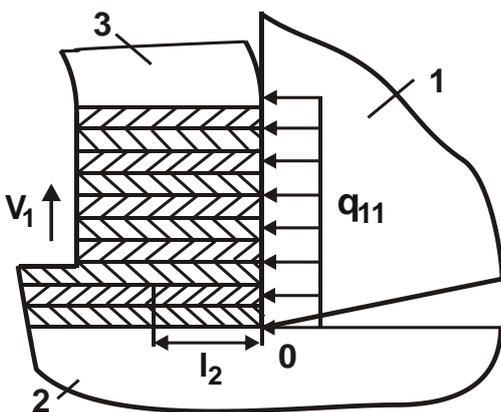


Рис. 6.4. Розрахункова схема температури в стружці

Умовні позначення: 1 – різець;  
2 – оброблюваний матеріал;  
3 – стружка

Виходячи із залежності (6.12), зменшити максимальну температуру  $\theta_{\max}$  можна зменшенням  $q_1$  і  $H$ .

Важливо встановити характер розподілу температури в стружці, що утворюється. Для цього можна умовно розділити її на безліч елементарних нескінченно тонких адіабатичних стержнів, кожний з яких нагрівається до певної величини за час  $\tau$  контакту з передньою поверхнею різця (рис. 6.4).

У роботі [114] наведено теоретичне рішення про розподіл температури в адіабатичному стержні під час дії на його торець протягом часу  $\tau$  теплового потоку з постійною щільніс-



тю  $q_1$  (див. рис. 6.4). Максимальна температура досягається на торці стержня й дорівнює [64]:

$$\theta_{\max} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_M}; \quad (6.13)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \tau}, \quad (6.14)$$

де  $l_2$  – глибина проникнення тепла в адіабатичний стержень, м;

$\lambda_M$  – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·К);

$c_M$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

$\rho_M$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>2</sup>.

Для визначення значень щільності теплового потоку  $q_{11}$  й  $q_{12}$ , які визначають температуру стружки і різальної частини різця (пластини), слід порівняти значення максимальної температури  $\theta_{\max}$ , що описується залежностями (6.12) і (6.13), розглядаючи в першому випадку щільність теплового потоку рівною  $q_{11}$ , а в другому випадку – рівною  $q_{12}$ , де  $q_{11} + q_{12} = q_1$  – сумарна щільність теплового потоку, що діє на передній поверхні різця. Тоді залежності (6.12) і (6.13) набудуть вигляду:

$$\theta_{\max 1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_i}; \quad (6.15)$$

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_M}. \quad (6.16)$$

За умови  $\theta_{\max 1} = \theta_{\max 2}$ , після нескладних перетворень отримано:

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{H}{\lambda_i} \cdot \frac{1}{\left( \frac{H}{\lambda_i} + \frac{l_2}{\lambda_M} \right)} \quad (6.17)$$

або

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_n}{\lambda_m}\right)} \approx q_1. \quad (6.18)$$

Оскільки  $H > l_2$ , то щільність теплового потоку  $q_{11}$  буде незначно відрізнятися від сумарної щільності теплового потоку, що діє на передній поверхні різця. Із цього випливає, що основна частина тепла, яка утворюється в результаті тертя стружки з передньою поверхнею різця, переходить властиво в стружку, а в інструмент переходить незначна частина тепла. Це підтверджується відомими експериментальними даними [10], згідно з якими, наприклад, під час точіння сталі в стружку переходить до 80 % тепла, в оброблювану деталь – до 20 % тепла, а в інструмент – 3 ... 4 % тепла (рис. 6.5). Як видно, зі збільшенням швидкості різання  $V$  кількість тепла, що переходить у стружку, істотно збільшується, а кількість тепла, що переходить в інструмент, навпаки – зменшується.

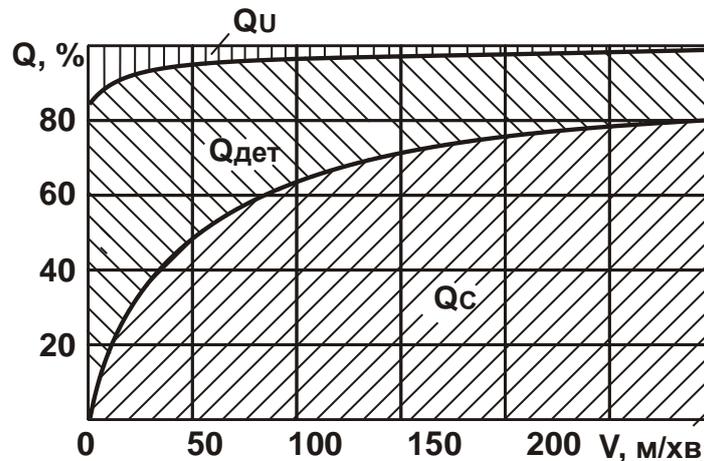


Рис. 6.5. Розподіл тепла  $Q$  між стружкою, інструментом і деталлю у процесі точіння сталі 40X різцем із твердого сплаву Т30К6 [10]

Умовні позначення:  $t = 1,5$  мм;  $S = 0,12$  мм/об

З табл. 6.2 [10] випливає, що під час точіння алюмінію й чавуну (умови обробки:  $t = 1,5$  мм;  $S = 0,12$  мм/об.;  $V = 100$  м/хв.) кількість тепла, що переходить у стружку, менша, ніж під час обробки сталі, а кількість тепла, що переходить у деталь, навпаки – більша. Кількість тепла, яке переходить у різець, невелике, становить усього 1,5 ... 2,2 % і майже однаково для всіх трьох зазначених оброблюваних матеріалів. Це пов'я-

зано, по-перше, з особливостями процесу стружкоутворення у процесі різання, а по-друге, з різною теплопровідністю оброблюваних матеріалів.

Таблиця 6.2

**Загальна кількість виділюваного тепла, середня температура стружки й розподіл тепла між стружкою, деталлю й інструментом**

Матеріал оброблюваної деталі	Загальна кількість тепла в ккал/хв	Середня температура стружки в градусах	Кількість тепла в %		
			у стружці	у деталі	у різці
Сталь 40X	12,9	420	71	29	1,9
Чавун (HB 207)	13	290	42	50	1,5
Алюміній	8,7	140	21	73	2,2

На основі отриманих рішень можна визначити температуру різання, що утворюється на передній поверхні різця. Для цього слід скористатися залежностями (6.15) або (6.16). Підставляючи в залежність (6.16) залежність (6.17), отримано:

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_1}{\lambda_M} \cdot \frac{l_2}{\left(1 + \frac{l_2}{\lambda_M} \cdot \frac{\lambda_i}{H}\right)} = \frac{q_1}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{H} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_M}\right)}. \quad (6.19)$$

Як видно, у загальному випадку температура різання  $\theta_{\max 2}$  залежить від параметрів  $H$  і  $l_2$ . Чим вони більші, тим більше  $\theta_{\max 2}$ . Оскільки  $H > l_2$ , то другим доданком у знаменнику можна зневажити, у результаті залежність (6.19) набуде вигляду [89]:

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_M}. \quad (6.20)$$

Величина  $l_2$  визначається залежністю (6.14). Час  $\tau$  контакту стружки з передньою поверхнею різця, який входить до залежності (6.14), дорівнює  $\tau = l/V_1$ .

З урахуванням залежностей (6.9) і (1.24), маємо:

$$V_1 = \frac{V}{\xi} = V \cdot \operatorname{tg} \beta = \frac{\sigma_{\text{СТ}}}{\sigma}. \quad (6.21)$$

Підставляючи залежність (6.21) в (6.14), отримано:

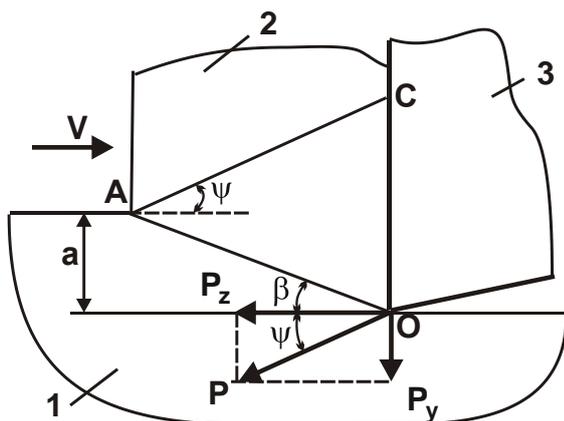
$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{l}{V} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{\text{СТ}}}}. \quad (6.22)$$

Величина  $l_2$  тим більша, чим більше умовне напруження різання  $\sigma$ , довжина контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$  й менше швидкість різання  $V$ .

Підставляючи залежність (6.22) в (6.20) з урахуванням залежності (6.11) для визначення щільності теплового потоку  $q_1$ , маємо:

$$\theta_{\max 2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{V}{l} \cdot \sigma \cdot \sigma_{\text{СТ}}}. \quad (6.23)$$

Зменшити температуру різання  $\theta_{\max 2}$ , відповідно до залежності (6.23), можна зменшенням товщини зрізу  $a$ , коефіцієнта тертя стружки з



**Рис. 6.6. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення під час різання**

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

передньою поверхнею інструмента  $f$ , швидкості різання  $V$ , умовного напруження різання  $\sigma$  й збільшенням довжини контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$ . Однак, як було зазначено, довжина  $l$  залежить від товщини зрізу  $a$ : чим більша товщина зрізу  $a$ , тим більше  $l$ .

У роботі [29] на основі розрахункової схеми параметрів стружкоутворення під час різання, поданої на рис. 6.6, отримана аналітична залежність, що погоджує параметри  $l = OC$  і  $a$ :

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\cos \psi}. \quad (6.24)$$

У табл. 6.3 наведені розраховані за залежністю (6.24) значення відношення  $l/a$  для різних значень умовного кута тертя матеріалу з передньою поверхнею інструмента  $\psi$ . Як видно, зі збільшенням кута  $\psi$  (відповідно коефіцієнта тертя  $f$ ) відношення  $l/a$  збільшується в досить широкі межі, перевищуючи одиничне значення, що погодиться з відомими експериментальними даними [5].

Таблиця 6.3

### Розрахункові значення $l/a$

$\psi$ , град	0	10	20	30	40	50	60
$l/a$	1	1,21	1,52	2,0	2,8	4,3	7,4

У роботі [29] також наведено аналітичну залежність для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}, \quad (6.25)$$

де  $\tau_{зсув} = 0,5 \cdot \sigma_{ст}$  – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

Після підстановки залежності (6.24) і (6.25) в залежність (6.23), отримано:

$$\theta_{\max 2} = \sigma_{ст} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{a \cdot V \cdot \cos \psi}{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}}. \quad (6.26)$$

З урахуванням тригонометричних перетворень

$$\frac{1}{\operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{\cos\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \cos\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \sin\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)} =$$

$$= \frac{0,5 \cdot [\cos 90^{\circ} + \cos \psi]}{-0,5 \cdot [\cos 90^{\circ} - \cos \psi]} = 1$$

залежність (6.26) набуде вигляду [54]:

$$\theta_{\max 2} = \sigma_{\text{ст}} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V \cdot \cos \psi}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}}}. \quad (6.27)$$

Із залежності (6.27) випливає, що температура різання  $\theta_{\max 2}$  тим більша, чим більші параметри  $a$ ,  $V$  і  $\sigma$ .

Для оцінки впливу коефіцієнта тертя  $f$  стружки з передньою поверхнею інструмента на температуру різання  $\theta_{\max 2}$ , встановлено зв'язок між  $f$  і  $\cos \psi$ :

$$f = \operatorname{tg} \psi = \frac{\sin \psi}{\cos \psi} = \frac{\sqrt{1 - \cos^2 \psi}}{\cos \psi}. \quad (6.28)$$

Після нескладних перетворень маємо:

$$\cos \psi = \sqrt{\frac{1}{1 + f^2}}. \quad (6.29)$$

Тоді залежність (6.27) після підстановки в неї (6.29) набуде вигляду:

$$\theta_{\max 2} = \sigma_{\text{ст}} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{1 + f^2}}. \quad (6.30)$$

Зважаючи на те, що під час різання  $f \leq 0,5$ , у першому наближенні множник  $\sqrt{\frac{1}{1 + f^2}}$  можна розглядати приблизно рівним одиниці.

Тоді залежність (6.30) остаточно виразиться:

$$\theta_{\max 2} = \sigma_{\text{СТ}} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}. \quad (6.31)$$

Отже, температура різання  $\theta_{\max 2}$  на передній поверхні інструмента визначається параметрами режиму різання  $a$ ,  $V$ , коефіцієнтом тертя  $f$  стружки з передньою поверхнею інструмента й межею міцності на стиск оброблюваного матеріалу  $\sigma_{\text{СТ}}$ . Чим більші ці параметри, тим більша температура різання  $\theta_{\max 2}$ . Найбільше впливають на температуру різання  $\theta_{\max 2}$  коефіцієнт тертя  $f$  стружки з передньою поверхнею інструмента й межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу  $\sigma_{\text{СТ}}$ , тобто, по суті, марка оброблюваного матеріалу.

Добуток параметрів  $a \cdot V$  визначає питому продуктивність обробки. Збільшити її для заданого значення  $\theta_{\max 2}$  можна фактично одним шляхом: зменшенням коефіцієнта тертя  $f$  стружки з передньою поверхнею інструмента (за умови заданого значення  $\sigma_{\text{СТ}}$ ). Це підтверджується експериментальними даними [85], отриманими під час різання алмазними інструментами, які характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя.

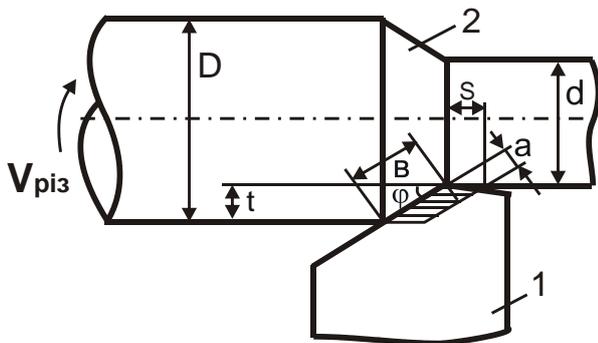


Рис. 6.7. Розрахункова схема поздовжнього точіння

Умовні позначення: 1 – різець;  
2 – оброблювана деталь

У загальному випадку продуктивність обробки визначається залежністю  $Q = a \cdot v \cdot V$ , де  $v$  – ширина зрізу, м. Оскільки добуток параметрів  $a \cdot V$ , який визначається температурою різання  $\theta_{\max 2}$  відповідно до залежності (6.31), то збільшити продуктивність обробки можна збільшенням ширини зрізу  $v$ , яка, виходячи з рис. 6.7, дорівнює  $v = t / \sin \varphi$ , де  $t$  – глибина різання, м;  $\varphi$  – кут різця в плані. Як видно, збільшення ширини зрізу  $v$  припускає збільшення глибини різання  $t$  й зменшення кута різця в плані  $\varphi$ .

Із залежності (6.31) випливає важливий висновок, пов'язаний з тим, що застосування високошвидкісного різання можливо головним чином за

умови зменшення товщини зрізу  $a$ . Як відомо, це вимагає забезпечення високої гостроти різальної кромки інструмента, що досягається, у першу чергу, за рахунок використання інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів.

Залежність (6.22) для визначення глибини проникнення тепла в адіабатичний стержень  $l_2$  із урахуванням залежностей (6.24) і (6.25) набуде вигляду:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{a}{V \cdot \cos \psi} \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}}. \quad (6.32)$$

Після тригонометричних перетворень маємо:

$$\begin{aligned} \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} &= \frac{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \cos\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}{\cos\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \sin\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} = \\ &= \frac{\sin 90^\circ + \sin \psi}{\sin 90^\circ - \sin \psi} = \frac{1 + \sqrt{1 - \cos^2 \psi}}{1 - \sqrt{1 - \cos^2 \psi}}. \end{aligned} \quad (6.33)$$

Після підстановки залежності (6.29) в (6.33) маємо:

$$\frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right)^2. \quad (6.34)$$

Тоді залежність (6.32) набуде остаточного вигляду:

$$l_2 = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{a}{V} \cdot \sqrt{1 + f^2}}. \quad (6.35)$$



Із залежності (6.35) випливає, що зменшити глибину проникнення тепла в адіабатичний стержень  $l_2$  можна за рахунок зменшення товщини зрізу  $a$ , коефіцієнта тертя  $f$  на передній поверхні інструмента й збільшення швидкості різання  $V$ . Виходячи із залежності (6.31), збільшення швидкості різання  $V$  приводить до збільшення температури різання  $\theta_{\max 2}$  на передній поверхні інструмента й відповідно температури на поверхні стружки. Отже, чим більше швидкість різання  $V$ , тим більше нагрівається поверхня стружки, що контактує з інструментом, однак глибина проникнення тепла в стружку при цьому менше. У випадку відсутності однозначного зв'язку між довжиною контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$  й товщиною зрізу  $a$  (що може мати місце під час різання ряду оброблюваних матеріалів), залежність (6.23) виразиться:

$$\theta_{\max 2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{1}{\tau} \cdot \sigma \cdot \sigma_{\text{ст}}}, \quad (6.36)$$

де  $\tau = l/V$  – час контакту фіксованої точки стружки з передньою поверхнею інструмента, с.

У цьому випадку температура різання  $\theta_{\max 2}$  залежить від часу  $\tau$ : чим він менший, тим більше  $\theta_{\max 2}$ . Зменшити  $\tau$  можна зменшенням довжини контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$  й збільшенням швидкості різання  $V$ . У цьому випадку ефективно використання високошвидкісного різання. Причому, зі збільшенням швидкості різання  $V$  з'являється можливість збільшення товщини зрізу  $a$  (при заданій температурі різання  $\theta_{\max 2}$ ) і відповідно продуктивності обробки, чого не досягалося за залежністю (6.31). Крім того, як відомо, зі збільшенням швидкості різання  $V$  зменшується умовне напруження різання  $\sigma$ , що є додатковою умовою зменшення температури різання  $\theta_{\max 2}$  й підвищення продуктивності обробки.

### 6.1.2. Уточнений розрахунок температури різання для позитивного переднього кута інструмента

Використовуючи залежність (6.20), можна виконати розрахунок температури різання для позитивного переднього кута інструмента ( $\gamma > 0$ ),

розглядаючи щільність теплового потоку  $q_1$  й параметр  $l_2$ , описуваний залежністю (6.14), у вигляді  $q_1 = \frac{P_y \cdot V_1}{b \cdot l}$ ;  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \frac{l}{V_1}}$ . Після нескладних перетворень залежність (6.20) виразиться:

$$\theta_{\max 2} = \frac{P_y}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{V_1}{l}}. \quad (6.37)$$

У цьому випадку швидкість стружки  $V_1$ , що сходиться, визначається залежністю (6.3), яка з урахуванням залежності (6.7) опишеться:

$$V_1 = V \cdot \frac{\sin \beta}{\sin(\beta + \psi)}. \quad (6.38)$$

Довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $l$  визначається видозміненою для випадку  $\gamma > 0$  залежністю (6.24) [29]:

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}{\cos \psi}. \quad (6.39)$$

Підставляючи залежності (6.38) і (6.39) в (6.37), з урахуванням радіальної складової сили різання  $P_y = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot a \cdot b}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}$  і тригонометричного пе-

ретворення  $\frac{1}{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right)} = 1$ , маємо:

$$\begin{aligned} \theta_{\max 2} &= \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\operatorname{tg} 2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{\cos \beta \cdot \cos \psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \\ &= \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\operatorname{tg} 2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{1}{(\operatorname{tg} \beta + \operatorname{tg} \psi)}} \end{aligned} \quad (6.40)$$

або з урахуванням  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ :

$$\theta_{\max 2} = \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi - \gamma) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}} \cdot \frac{1}{(\text{tg}\beta + \text{tg}\psi)}}. \quad (6.41)$$

За умови  $\gamma = 0$  з урахуванням  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$  залежність (6.41) набуває вигляду залежності (6.31). Це обумовлено тим, що, відповідно до тригонометричних перетворень  $\text{tg}(\psi - \gamma) = \frac{\text{tg}\psi - \text{tg}\gamma}{1 + \text{tg}\psi \cdot \text{tg}\gamma} = \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma}$ . Тоді за умови  $\gamma = 0$ , маємо  $\text{tg}(\psi - \gamma) = f$ . Відношення

$$\frac{\cos\beta}{\sin(\beta + \psi)} = \frac{\cos\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)} = 1. \quad (6.42)$$

Отже, розрахунки виконані правильно.

Вплив параметрів  $\sigma_{\text{ст}}$ ,  $a$ ,  $V$  на температуру різання  $\theta_{\max 2}$  в залежності (6.41) такий же, як і в залежності (3.31). Однак наявність у залежності (6.41) переднього кута інструмента  $\gamma$  змінює характер взаємозв'язку  $\theta_{\max 2}$  з умовним кутом тертя на передній поверхні інструмента  $\psi$  й відповідно коефіцієнтом тертя  $f$ . Тому необхідно провести аналіз даного взаємозв'язку.

Як видно, зі збільшенням кута  $\psi$  величина  $\text{tg}(\psi - \gamma)$  збільшується, а підкореневе вираження залежності (6.41) у зв'язку зі збільшенням величини  $\text{tg}\psi$  зменшується. Разом із тим, очевидно, вплив величини  $\text{tg}(\psi - \gamma)$  на температуру різання  $\theta_{\max 2}$  більш суттєвий, ніж величини  $\text{tg}\psi$ . Тому температура різання  $\theta_{\max 2}$  буде збільшуватися зі збільшенням кута  $\psi$ , що погодиться з аналогічним рішенням, яке впливає із залежності (6.31) за умови  $\gamma = 0$ .

Зі збільшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  величина  $\text{tg}(\psi - \gamma)$  зменшується аж до нуля (за умови  $\psi = \gamma$ ). Зменшується також і підкорене-

неве вираження залежності (6.41) внаслідок збільшення величини  $\operatorname{tg}\beta$ , що входить у знаменник. Тому зі збільшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  температура різання  $\theta_{\max 2}$  буде однозначно зменшуватися. Причому, за умови відносно невеликого значення кута  $\psi$  (відповідно невеликому коефіцієнті тертя  $f$ ) за рахунок збільшення переднього кута інструмента  $\gamma$  можна домогтися суттєвого зменшення температури різання  $\theta_{\max 2}$ . Отже, застосовуючи різальні інструменти, виготовлені із матеріалів із низьким коефіцієнтом тертя та з позитивним переднім кутом ( $\gamma > 0$ ), можна кардинально вирішити проблему зниження температури різання  $\theta_{\max 2}$ . У цьому плані ефективно застосування алмазних лезових інструментів, які характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя з оброблюваним матеріалом. При цьому створення навіть невеликого позитивного переднього кута на інструменті (у межах  $5^\circ$ ) дозволить суттєво зменшити температуру різання  $\theta_{\max 2}$ , що погодиться з відомими експериментальними даними.

На основі сказаного можна зазначити, що основною умовою зменшення температура різання, яка виникає на передній поверхні інструмента, є виконання умови  $\psi - \gamma = 0$ , тому що в цьому випадку  $\operatorname{tg}(\psi - \gamma) = 0$ , а величина  $(\operatorname{tg}\beta + \operatorname{tg}\psi) = 1 + \operatorname{tg}\psi$  (тобто набуває кінцевого значення). У підсумку температура різання  $\theta_{\max 2}$ , яка визначається залежністю (6.41), може набувати достатньо малих значень. Тому з'являється можливість збільшення швидкості різання  $V$  й продуктивності обробки, тобто можлива реалізація умов високошвидкісного різання.

## **6.2. Визначення теплового балансу й температури різання, що виникає на задній поверхні різального інструмента, у результаті його тертя з оброблюваним матеріалом**

Слід припустити, що в процесі різання на задній поверхні інструмента утворилася площадка зношування довжиною  $h$  (рис. 6.8). Очевидно, у результаті її тертя з оброблюваним матеріалом буде виділятися тепло, що переходить в оброблюваний матеріал та інструмент. Можна припустити, що на даній площадці зношування діє сталий тепловий потік із пос-

тійною щільністю  $q_2$ , що визначає сталий у часі тепловий процес у різальній частині інструмента. Якщо розглядати в першому наближенні різальну частину інструмента у вигляді прямокутної пластинки шириною  $h$  й висотою  $L$  (рис. 6.8а), то відповідно до відомого рішення [112], поширення тепла вздовж пластинки підкоряється лінійному закону (за заданої граничної умови  $\theta(y = L) = 0$ , рис. 6.8б), де  $y$  – координата.

Максимальна температура різання досягається за умови  $y = 0$  й визначається:

$$\theta_{\max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_i}. \quad (6.43)$$

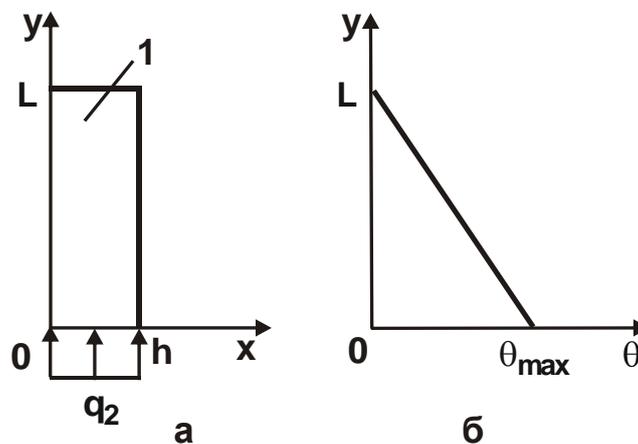


Рис. 6.8. Розрахункова схема температури різання, що виникає на задній поверхні різального інструмента, (а) і характер зміни температури  $\theta$  вздовж координати  $y$  (б)

Щільність теплового потоку  $q_2$  дорівнює:

$$q_2 = \frac{W_2}{h \cdot v}, \quad (6.44)$$

де  $W_2 = P_{z.тр} \cdot V$  – потужність теплового потоку, Вт;

$$P_{z.тр} = f \cdot P_{y.тр};$$

$P_{z.тр}, P_{y.тр}$  – відповідно тангенціальна й радіальна складові сили тертя на задній поверхні інструмента, Н;

$f$  – коефіцієнт тертя інструментального й оброблюваного матеріалів;

$v$  – ширина різання, м.

Для визначення тангенціальної й радіальної складових сили тертя на задній поверхні інструмента  $P_{z.тр}, P_{y.тр}$  слід розглянути розрахункову схему, показану на рис. 6.9. Як відомо, процес стружкоутворення під час різання відбувається в результаті періодичних зрушень елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу вздовж умовної площини зсуву  $OA$ , розташованої під кутом  $\beta$  до напрямку подачі. Зсуву матеріалу передуює його пластичне деформування (зминання на ділянці  $OO'$ ) доти, поки складова сила різання  $P_{z.різ}$  не досягне граничного значення. Крім складової сили різання  $P_{z.різ}$ , на різальний інструмент будуть діяти також складові сили різання  $P_{y.різ}, P_{z.тр}, P_{y.тр}$ , які можна виразити через твердість оброблюваного матеріалу  $HV$  (за Віккерсом):

$$P_{z.різ} = l \cdot v \cdot HV ; \quad (6.45)$$

$$P_{y.різ} = f \cdot l \cdot v \cdot HV ; \quad (6.46)$$

$$P_{y.тр} = h \cdot v \cdot HV ; \quad (6.47)$$

$$P_{z.тр} = f \cdot h \cdot v \cdot HV , \quad (6.48)$$

де  $l$  – довжина контакту оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента, м.

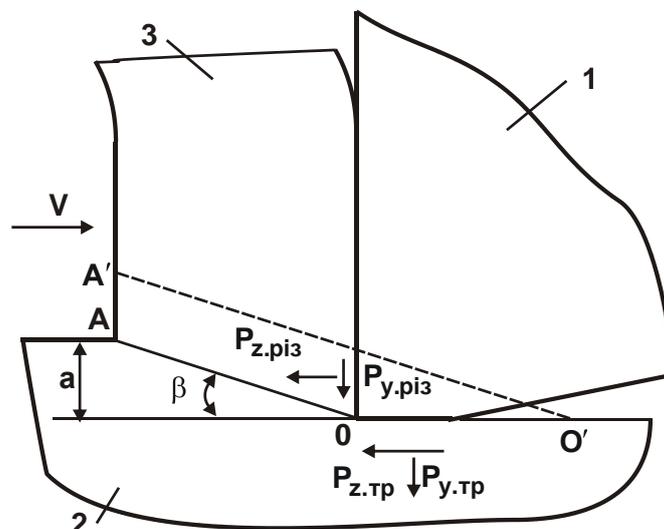


Рис. 6.9. Розрахункова схема складових сили різання

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Тоді сумарні складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  визначаються:

$$P_z = P_{z.pіз} + P_{z.тp} = v \cdot HV \cdot (l + f \cdot h); \quad (6.49)$$

$$P_y = P_{y.pіз} + P_{y.тp} = v \cdot HV \cdot (f \cdot l + h). \quad (6.50)$$

Їх відношення:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{(l + f \cdot h)}{(f \cdot l + h)}. \quad (6.51)$$

Як впливає з табл. 6.4, зі збільшенням  $h/l$  відношення  $P_z/P_y$  безупинно зменшується, набуваючи при  $h/l=1$  одиничне значення, незалежно від коефіцієнта тертя  $f$  інструментального та оброблюваного матеріалів. Розрахункові дані погодяться з експериментальними даними (табл. 6.5), отриманими з використанням рис. 6.10 [5], розглядаючи відношення  $P_z/P_y$  у вигляді  $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ .

Таблиця 6.4

#### Розрахункові значення відношення $P_z/P_y$

$h/l$	0,05	0,1	0,5	1	2	5	10
$P_z/P_y$ (для $f=0,3$ )	3,3	2,5	1,44	1	0,7	0,47	0,39
$P_z/P_y$ (для $f=0,5$ )	2	1,75	1,25	1	0,8	0,66	0,57

Таблиця 6.5

#### Розрахункові значення відношення $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$

$h$ , мм	0	0,2	0,4	0,6	0,8
$P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$	2,5	1,34	1,22	1,11	1,04

$P \cdot 10, H$

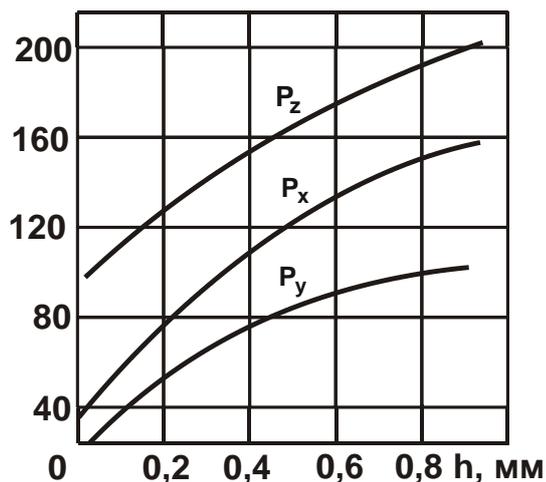


Рис. 6.10. Вплив довжини площадки зношування на задній поверхні різця  $h$  на складові сили різання  $P_z$ ,  $P_x$ ,  $P_y$  (у ході зношування різця по задній поверхні)

Умовні позначення: точіння сталі 40;  
 $\varphi = 60^\circ$ ;  $t = 4$  мм;  $S = 0,106$  мм/об.;  
 $V = 196$  м/хв

Як випливає з табл. 6.5, зі збільшенням довжини площадки зношування на задній поверхні інструмента  $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$  зменшується з 2,5 до 1,04. Тоді  $h/l$ , виходячи з табл. 6.4, для даних умов обробки змінюється в межах 0...1. Цим показана можливість аналітичного опису складових сили різання за наведеними залежностями.

Підставляючи залежність (6.47) в (6.44), отримано:

$$q_2 = \frac{f \cdot P_{y,тр} \cdot V}{h \cdot v} = f \cdot HV \cdot V. \quad (6.52)$$

Для встановлення характеру розподілу температури в оброблюваному матеріалі умовно поверхневий шар обробленої деталі подано набором безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів (рис. 6.11), кожний з яких нагрівається до певної температури за час  $\tau$  контакту із площадкою зношування (довжиною  $h$ ) на задній поверхні різця (див. рис. 6.8а). В роботі [102] наведене теоретичне рішення про розподіл температури в адіабатичному стержні при дії на його торець протягом часу  $\tau$  теплового потоку з постійною щільністю  $q_2$  (див. рис. 6.8б). Максимальна температура різання  $\theta_{max}$  досягається на торці стержня:

$$\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_M}; \quad (6.53)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \tau}, \quad (6.54)$$

де  $l_2$  – глибина проникнення тепла в адіабатичний стержень, м.



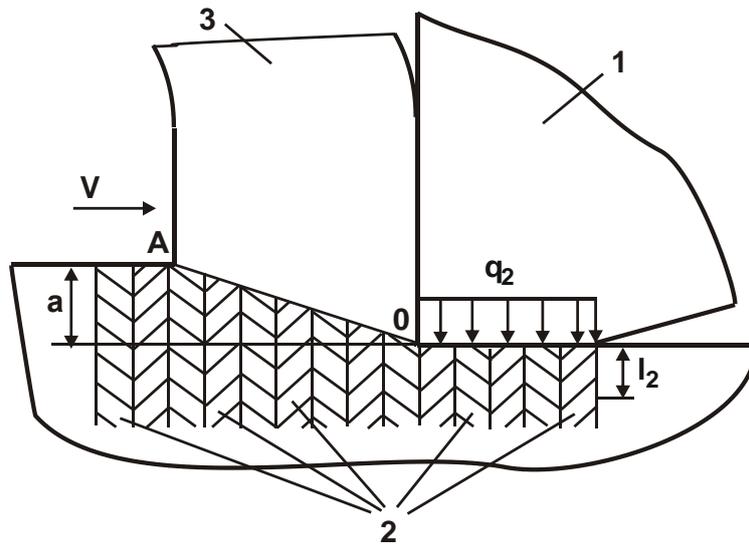


Рис. 6.11. Розрахункова схема температури, що виникає на задній поверхні інструмента

Умовні позначення: 1 – інструмент; 2 – адіабатичні стержні; 3 – стружка

Аналогічно до підходу, що запропонований в п. 6.1, необхідно встановити значення щільності теплового потоку  $q_{21}$  й  $q_{22}$ , які визначають температуру оброблюваного матеріалу й різальної частини різця (пластини). Для цього слід порівняти значення максимальної температури  $\theta_{\max}$ , яка описується залежностями (6.43) і (6.46), розглядаючи в першому випадку щільність теплового потоку, рівною  $q_{22}$ , а в другому випадку – рівною  $q_{21}$ , де  $q_{21} = q_2 - q_{22}$ ;  $q_2$  – сумарна щільність теплового потоку, що діє на задній поверхні різця. Тоді залежності (6.43) і (6.46) набудуть вигляду:

$$\theta_{\max 1} = \frac{(q_2 - q_{21}) \cdot L}{\lambda_i}; \quad (6.55)$$

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_{21} \cdot l_2}{\lambda_M}. \quad (6.56)$$

За умови  $\theta_{\max 1} = \theta_{\max 2}$ , після нескладних перетворень, отримано:

$$q_{21} = q_2 \cdot \frac{L}{\lambda_i} \cdot \frac{1}{\left(\frac{L}{\lambda_i} + \frac{l_2}{\lambda_M}\right)} = q_2 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{L} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_M}\right)} \approx q_2. \quad (6.57)$$

У цьому випадку  $L > l_2$ , тому щільність теплового потоку  $q_{21}$  буде незначно відрізнятися від сумарної щільності теплового потоку  $q_2$ , яка діє на задній поверхні різця. Із цього випливає, що основна частина тепла, що утворюється в результаті тертя оброблюваного матеріалу із задньою поверхнею різця, переходить в оброблюваний матеріал, а в інструмент переходить невелика частина тепла.

На основі отриманих рішень можна визначити температуру, що утворюється на задній поверхні різця. Для цього слід скористатися залежністю (6.56):

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_2}{\lambda_M} \cdot \frac{l_2}{\left(1 + \frac{l_2}{\lambda_M} \cdot \frac{\lambda_i}{L}\right)} = \frac{q_2}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{L} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_M}\right)}. \quad (6.58)$$

Як видно, температура залежить від параметрів  $L$  і  $l_2$ . Оскільки  $L > l_2$ , то другим доданком у знаменнику можна зневажити, у результаті залежність (6.58) набуде вигляду:

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_M}. \quad (6.59)$$

Величина  $l_2$  визначається залежністю (6.54). Час  $\tau$  контакту адіабатичного стержня із площадкою зношування (довжиною  $h$ ) на задній поверхні різця, який входить у залежність (6.54), дорівнює  $\tau = h/V$ . Тоді залежність (6.54) виразиться:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M \cdot h}{c_M \cdot \rho_M \cdot V}}. \quad (6.60)$$

Відповідно температура різання  $\theta_{\max 2}$ , що описується залежністю (6.59), з урахуванням залежностей (6.52) і (6.60), набуде вигляду:

$$\theta_{\max 2} = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}. \quad (6.61)$$

Зменшити температуру різання  $\theta_{\max 2}$ , відповідно до залежності (6.61), можна зменшенням параметрів  $f$ ,  $HV$ ,  $h$  і швидкості різання  $V$ . Основними параметрами, що змінюються, у цьому випадку слід розглядати  $h$  й  $V$ . Зменшуючи  $h$ , з'являється можливість суттєвого збільшення швидкості різання  $V$  й продуктивності обробки при заданій температурі різання  $\theta_{\max 2}$ . Цим доведена ефективність застосування високошвидкісного різання за умови забезпечення високої гостроти різального леза інструмента, використовуючи інструментальні матеріали з підвищеними фізико-механічними властивостями.

Залежність (6.61) аналогічна залежності (6.31), розглядаючи в ній замість товщини зрізу  $a$  довжину площадки зношування на задній поверхні інструмента  $h$ . Тому кількісна відмінність значень температури різання  $\theta_{\max 2}$ , розрахованих за залежностями (6.31) і (6.61), буде визначатися розходженням значень  $a$  і  $h$ , а також значень  $HV$  і  $\sigma_{\text{СТ}}$ . Як відомо, для конструкційних загартованих сталей відношення  $HV/\sigma_{\text{СТ}} \approx 3$ . Отже, за умови  $a = h$  температура різання, що виникає на задній поверхні інструмента, буде перевищувати температуру різання, яка виникає на передній поверхні інструмента. За умови  $a > h$ , навпаки, температура різання, що виникає на задній поверхні інструмента, буде меншою температурі різання, яка виникає на передній поверхні інструмента.

Очевидно, у початковий момент обробки, коли  $h \approx 0$ , температура різання, обумовлена тертям задньої поверхні інструмента з обробленою поверхнею, буде фактично дорівнювати нулю. У міру зношування інструмента й збільшення довжини площадки зношування на задній поверхні інструмента  $h$  температура різання буде збільшуватися й при досягненні певного значення може перевищити температуру різання, яка виникає на передній поверхні інструмента. Безсумнівно, збільшення температури різання на задній поверхні інструмента буде інтенсифікувати його зношування й приведе до зниження стійкості інструмента. У зв'язку із цим температуру різання на задній поверхні інструмента необхідно зменшувати. Виходячи із залежності (6.61), це досягається зменшенням коефіцієнта тертя  $f$  й швидкості різання  $V$ . Інтенсивність зношування інструмента на задній поверхні, очевидно, обумовлена товщиною зрізу  $a$ : чим вона більша, тим більша величина  $h$ . Тому з метою зменшення  $h$  й відповідно температури різання  $\theta_{\max 2}$  товщину зрізу  $a$  слід зменшувати.

Необхідно зазначити, що залежність (6.31) справедлива для нульового переднього кута інструмента ( $\gamma = 0$ ). За умови  $\gamma > 0$  справедлива залежність (6.41), з якої випливає, що при  $\psi - \gamma \rightarrow 0$  температура різання, яка виникає на передній поверхні інструмента,  $\theta_{\max 2} \rightarrow 0$ . При цьому температура різання  $\theta_{\max 2}$ , яка виникає на задній поверхні інструмента й визначається залежністю (6.61), не залежить від різниці кутів  $\psi - \gamma$ . Отже, за умови  $\gamma > 0$  температура різання  $\theta_{\max 2}$ , яка виникає на задній поверхні інструмента, може перевищувати температуру різання, яка виникає на передній поверхні інструмента. Цим, властиво, і пояснюється перевага зношування інструмента по задній поверхні, що в остаточному підсумку визначає стійкість інструмента.

### 6.3. Визначення температури різання, яка виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу

Потужність теплового потоку  $W_{\text{пл}}$ , що діє в умовній площині зсуву ОА оброблюваного матеріалу (рис. 6.12) визначається:

$$W_{\text{пл}} = P_{\text{пл}} \cdot V_{\text{пл}}, \quad (6.62)$$

де  $P_{\text{пл}}$  – сила, що діє в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, Н;

$V_{\text{пл}}$  – швидкість зсуву матеріалу в умовній площині, м/с.

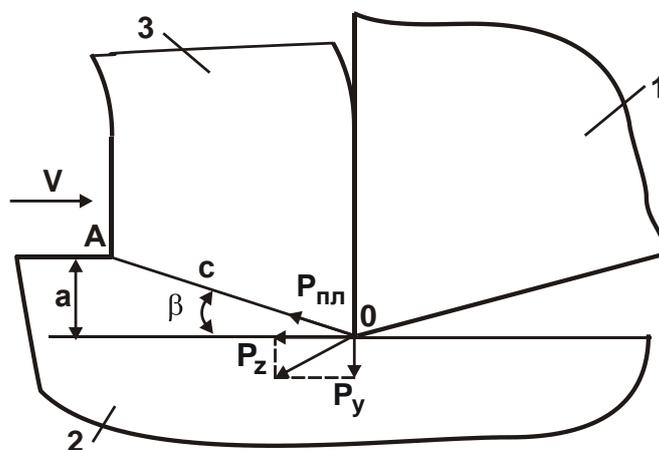


Рис. 6.12. Розрахункова схема складових сили різання, що діють в умовній площині зсуву матеріалу

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Виходячи зі схеми, поданої на рис. 6.12, маємо:

$$P_{\text{пл}} = P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta = P_z \cdot \left( \cos \beta - \frac{P_y}{P_z} \cdot \sin \beta \right); \quad (6.63)$$

$$V_{\text{пл}} = V \cdot \cos \beta. \quad (6.64)$$

Як показано в п. 6.1, для нульового переднього кута інструмента справедливі відношення:  $\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f}$ ;  $P_y = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot a \cdot b}{\text{tg}2\beta \cdot \text{tg}\beta}$ . Тоді залежність (6.63) набуде вигляду:

$$P_{\text{пл}} = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot a \cdot b}{\text{tg}2\beta \cdot \text{tg}\beta \cdot f} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta). \quad (6.65)$$

З урахуванням відношення  $\text{tg}2\beta = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f}$  залежність (6.65) спроститься:

$$P_{\text{пл}} = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot a \cdot b}{\text{tg}\beta} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta). \quad (6.66)$$

Підставляючи в (6.62) залежності (6.64) і (6.66), отримано:

$$W_{\text{пл}} = \frac{\sigma_{\text{ст}} \cdot a \cdot b \cdot V}{\text{tg}\beta} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta) \cdot \cos \beta. \quad (6.67)$$

Відповідно щільність теплового потоку  $q_3$ , що діє в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, виразиться:

$$q_3 = \frac{W_{\text{пл}}}{b \cdot c}, \quad (6.68)$$

де  $c = a / \sin \beta$  – довжина умовної площини зсуву ОА (див. рис. 6.12) оброблюваного матеріалу, м.

З урахуванням залежності (6.67), отримано:

$$q_3 = \sigma_{\text{СТ}} \cdot V \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta) \cdot \cos^2 \beta. \quad (6.69)$$

Оскільки умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  змінюється в невеликих межах ( $\beta = 5 \dots 30^\circ$ ), а коефіцієнт тертя  $f$  на передній поверхні інструмента  $f < 0,5$ , то в першому наближенні через малість другого доданка в залежності (6.69) ним можна зневажити. Тоді залежність (6.69) набуде спрощеного вигляду:

$$q_3 = \sigma_{\text{СТ}} \cdot V \cdot \cos^3 \beta. \quad (6.70)$$

При значеннях  $\beta = 5 \dots 30^\circ$  функція  $\cos^3 \beta > 0,65$ . Тому фактично  $q_3$  мало відрізняється від добутку  $\sigma_{\text{СТ}} \cdot V$ . Порівнюючи залежність (6.70) з аналогічною залежністю (6.11), видно, що щільність теплового потоку  $q_3$ , який виникає в площині зсуву матеріалу, більше щільності теплового потоку, який виникає на передній поверхні інструмента  $q_1$ .

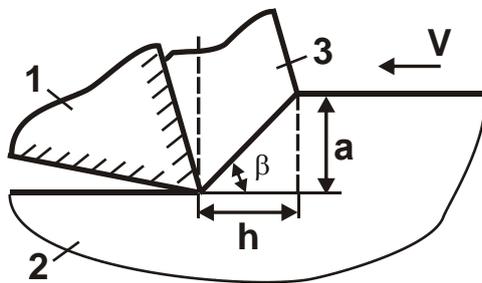


Рис. 6.13. **Схема процесу різання**

Умовні позначення: 1 – різець;  
2 – матеріал; 3 – стружка

Важливо визначити температуру різання, що виникає в площині зсуву матеріалу. Для цього слід скористатися розрахунковою схемою (рис. 6.13) і аналітичною залежністю  $\theta = \frac{\sigma \cdot z}{C_M \cdot \rho_M}$  [114] для визна-

чення температури різання, що виникає в площині зсуву оброблюваного матеріалу, де  $z$  – безрозмірна величина температури, яка може змінюватися в межах  $0 \dots 1$ .

Максимальне значення температури різання досягається в точці контакту елементарного адіабатичного стержня (набором яких умовно поданий припуск, що знімається) з вершиною різального інструмента.

Заслуговує на увагу випадок  $z = 1$ , за якого температура набуває найбільшого значення. З урахуванням залежності (1.24) залежність

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{C_M \cdot \rho_M} \text{ опишеться:}$$

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \text{tg}\beta}. \quad (6.71)$$

Максимальна температура різання  $\theta_{\max}$  однозначно залежить від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ : чим він більший, тим менше  $\theta_{\max}$ .

Важливо порівняти значення температур різання, що виникають у площині зсуву матеріалу й на передній поверхні інструмента (для  $\gamma = 0$ ). Для цього залежність (6.23), яка визначає температуру різання на передній поверхні інструмента, з урахуванням відомої залежності  $\sigma = \sigma_{\text{ст}} / \text{tg}\beta$ , слід подати у вигляді:

$$\theta_{\max 2} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \text{tg}\beta} \cdot U, \quad (6.72)$$

$$\text{де } U = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho_{\text{м}}}{\lambda_{\text{м}}} \cdot \frac{V}{l} \cdot \text{tg}\beta}. \quad (6.73)$$

Як видно, залежність (6.72) відрізняється від залежності (6.71) наявністю безрозмірної функції  $U$ . Для її кількісної оцінки прийнято такі вихідні дані: коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу

(сталі ШХ15) –  $\frac{\lambda_{\text{м}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}}} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ; товщина зрізу –  $a = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ;

швидкість різання –  $V = 600 \text{ м/хв} = 10 \text{ м/с}$ ; коефіцієнт тертя на передній поверхні інструмента –  $f = 0,3$ ; умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta = 30^\circ$  (відповідно  $\text{tg } 30^\circ = 0,577$ ); довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $l = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ . Розрахунками встановлено, що безрозмірна функція  $U = 3$ . Це свідчить про те, що температура різання  $\theta_{\max}$ , яка утворюється на передній поверхні інструмента в результаті його тертя зі стружкою, перевищує температуру різання, яка утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Отже, основна частина тепла віддаляється стружкою, а в поверхневий шар оброблюваної деталі йде значно менша частина тепла.

Отриманий результат справедливий і у випадку порівняння залежності (6.71) з узагальненою залежністю (6.37), що визначає температуру різання на передній поверхні інструмента (для  $\gamma = 0$ ). Для цього залеж-

ність (6.37) з урахуванням залежностей (6.38), (6.39) і  $P_y = \frac{\sigma_{ст} \cdot a \cdot V}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}$  слід подати у вигляді:

$$\theta_{\max 2} = \frac{\sigma_{ст}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \frac{\operatorname{tg} \beta}{\operatorname{tg} 2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_M \cdot \rho_M \cdot a \cdot V}{\lambda_M} \cdot \frac{\cos \beta \cdot \cos \psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{ст}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot U, \quad (6.74)$$

де  $U$  – безрозмірна функція:

$$U = 0,5 \cdot (1 - \operatorname{tg}^2 \beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_M \cdot \rho_M \cdot a \cdot V}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{(\operatorname{tg} \beta + \operatorname{tg} \psi)}}. \quad (6.75)$$

Як видно, залежність (6.74) відрізняється від залежності (6.71) наявністю безрозмірної функції  $U$ . Для її кількісної оцінки прийняті вихідні дані: коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу (сталі ШХ15) –  $\frac{\lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ; товщина зрізу –  $a = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ; швидкість різання –  $V = 600 \text{ м/хв} = 10 \text{ м/с}$ ; умовний кут тертя на передній поверхні інструмента –  $\psi = 30^\circ$ . У табл. 6.6 наведені розрахункові значення безрозмірної функції  $U$  залежно від кута зсуву матеріалу  $\beta$ .

Таблиця 6.6

### Розрахункові значення безрозмірної функції $U$

$\beta$ , град	10	20	30	45
$U$	8,6	6,9	4,8	0

З табл. 6.6 випливає, що за умови  $\beta \rightarrow 45^\circ$  безрозмірна функція  $U \rightarrow 0$ . Це можливо за умови  $\psi \rightarrow 0$ . Однак у реальних умовах процесу різання кут  $\psi$  набуде значення  $30^\circ \dots 60^\circ$ . Тому умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$ , як правило, значно менше  $45^\circ$  (тобто  $\beta = 10^\circ \dots 30^\circ$ ) і безрозмірна функція  $U$  набуває достатньо великих значень –  $U = 8,6 \dots 4,8$ . Отже, температура різання  $\theta_{\max}$ , яка утворюється на передній поверхні інструмента в результаті його тертя зі стружкою, значно перевищує темпера-



туру різання, яка утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Це погодиться з наведеним аналогічним рішенням, отриманим на основі порівняння залежностей (6.71) і (6.72).

Отриманий результат є несподіваним, тому що щільність теплового потоку, який утворюється в умовній площині зсуву матеріалу, більше щільності теплового потоку, який утворюється на передній поверхні інструмента. Тому слід очікувати й більшу температуру різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу. Однак у дійсності все навпаки. З фізичної точки зору це пов'язане з тим, що тривалість  $\tau^*$  зсуву матеріалу в умовній площині зсуву незначна. Отже, незначна глибина проникнення тепла в матеріал  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \tau^*}$  і відповідно незначна температура різання  $\theta_{\max} = \frac{q_3 \cdot l_2}{\lambda_M}$ , незважаючи на відносно велику щільність теплового потоку  $q_3$ , що діє в площині зсуву оброблюваного матеріалу.

Тривалість контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $\tau \gg \tau^*$ . Відповідно більше й величина  $l_2$ . Це, по суті, і є визначальним чинником у формуванні температури, яка виникає на передній поверхні інструмента, оскільки щільність теплового потоку, що утворюється на передній поверхні інструмента, менше щільності теплового потоку, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Тому найважливішою умовою зменшення температури різання, яка виникає на передній поверхні інструмента, є зменшення довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента.

Слід зазначити, що отриманий висновок справедливий у ході різання інструментом із нульовим переднім кутом ( $\gamma = 0$ ). У випадку  $\gamma > 0$  залежність (6.40) необхідно подати у вигляді:

$$\theta_{\max 2} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \text{tg} \beta} \cdot \frac{\text{tg} \beta}{\text{tg} 2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_M \cdot \rho_M \cdot a \cdot V}{\lambda_M} \cdot \frac{\cos \beta \cdot \cos \psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \text{tg} \beta} \cdot U, \quad (6.76)$$

де  $U$  – безрозмірна функція:

$$U = 0,5 \cdot (1 - \text{tg}^2 \beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_M \cdot \rho_M \cdot a \cdot V}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{(\text{tg} \beta + \text{tg} \psi)}}. \quad (6.77)$$

У підсумку прийшли до залежностей (6.74) і (6.75) з урахуванням того, що в цьому випадку умовний кут зсуву матеріалу  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ . Отже, у цьому випадку можна виконати умову  $\beta \rightarrow 45^\circ$  і відповідно умову  $U \rightarrow 0$  за рахунок суттєвого зменшення різниці кутів  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$  шляхом зменшення кутів  $\psi$  і  $\gamma$ . Це відкриває можливості суттєвого зменшення температури різання, яка утворюється на передній поверхні інструмента. Температура різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу, відповідно до залежності (6.71), також буде зменшуватися зі зменшенням різниці кутів  $(\psi - \gamma)$  за рахунок збільшення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ , однак у менших межах. Тому за певних умов (при відносно невеликому значенні  $(\psi - \gamma)$ ) температура різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу, може перевищувати температуру різання, яка утворюється на передній поверхні інструмента. Дана закономірність дійсно має місце на практиці [92].

Згідно з розрахунковими даними, наведеними у табл. 6.6 і на рис. 6.14, показаний характер зміни безрозмірної функції  $U$  залежно від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  й відповідно різниці кутів  $(\psi - \gamma)$ . Як видно, при  $(\psi - \gamma) < 10^\circ$  безрозмірна функція  $U$  набуває значень, менших одиниці, тобто в цьому випадку температура різання, яка утворюється на передній поверхні інструмента менша температури різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу.



Рис. 6.14. Залежність безрозмірної функції  $U$  від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  й відповідно різниці кутів  $(\psi - \gamma)$

Необхідно також зазначити, що дане рішення справедливо під час різання “гострим” інструментом, коли довжина площадки зношування на задній поверхні невелика ( $h \approx 0$ ). У міру збільшення довжини площадки зношування, відповідно до залежності (6.61), температура різання, яка утворюється в результаті тертя задньої поверхні інструмента з оброблюваним матеріалом, збільшується й за певних умов досягає температури різання, що утворюється як у площині зсуву матеріалу, так і на передній поверхні інструмента. Внаслідок цього в оброблювану деталь буде переходити приблизно така ж кількість тепла, як і в стружку, що призведе до утворення на оброблюваній поверхні припикань та інших температурних дефектів. Крім того, внаслідок зниження механічних властивостей інструментального матеріалу (головним чином його твердості) від дії температурного фактора буде відбуватися інтенсивне зношування інструмента, що проявляється в зниженні його стійкості.

Таким чином, теоретично встановлено, що значення температур різання, які утворюються на передній і задній поверхнях інструмента, як правило, вище температури різання, яка утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. На рис. 6.15 наведена структурна схема умов зменшення значень температур різання, які виникають відповідно в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента.

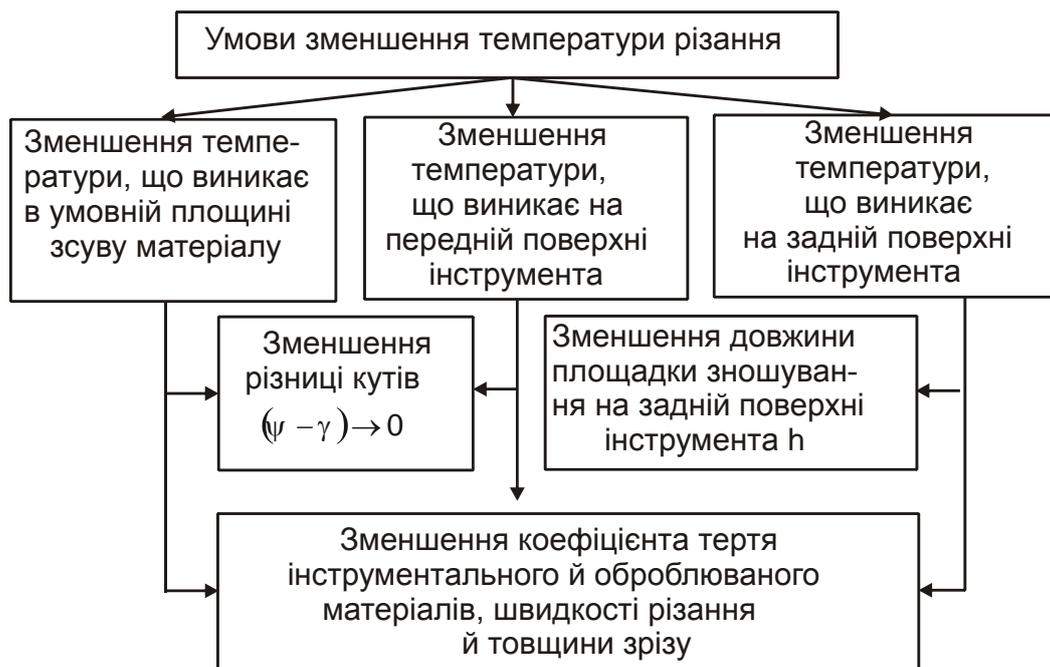


Рис. 6.15. Структурна схема умов зменшення температури різання

Як було показано, основною умовою зменшення значень температур різання, які виникають в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу й на передній поверхні інструмента, є зменшення різниці кутів  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$  (відповідно умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ ). Додатковою умовою слід розглядати зменшення швидкості різання  $V$  й товщини зрізу  $a$ , однак це веде до зменшення продуктивності обробки, що недоцільно. Тому зменшуючи різницю кутів  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , з'являється можливість збільшення швидкості різання  $V$  й відповідно продуктивності обробки за рахунок здійснення високопродуктивного різання.

Зменшити температуру різання, яка виникає на задній поверхні інструмента, можна за рахунок зменшення параметрів  $f$ ,  $V$  і  $a$ , розглядаючи довжину площадки зношування на задній поверхні  $h$  заданою.

#### 6.4. Визначення сумарної температури різання й умов її зменшення

Отримані аналітичні залежності (6.71), (6.76) і (6.61) для визначення температур різання, які виникають в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента, дозволяють установити сумарну температуру різання. На рис. 6.16а схематично (заштрихованим) показані епюри розподілу розрахованих температур різання.

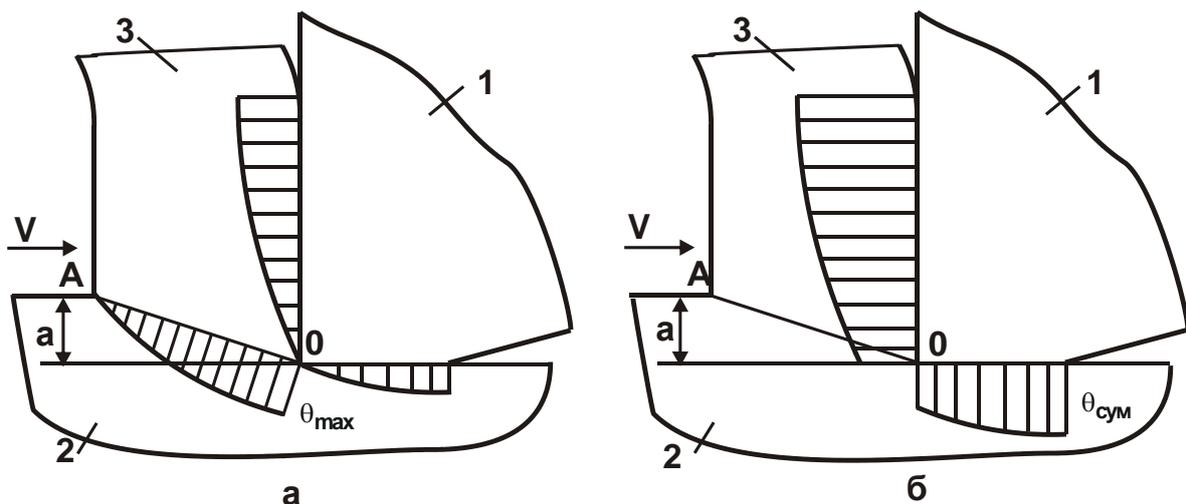


Рис. 6.16. Епюри розподілу температур, які виникають під час різання в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента

Умовні позначення: 1 – інструмент (різець); 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Як видно, температура різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, у міру наближення до вершини інструмента збільшується. Значення температури різання, що виникають на передній і задній поверхнях інструмента, навпаки, збільшуються в міру видалення від вершини інструмента й набувають максимальних значень у точках виходу оброблюваного матеріалу з контакту з інструментом.

Зміна температури різання уздовж умовної площини зсуву матеріалу призводить до нерівномірного нагрівання стружки. Найбільш нагрітою є сторона стружки, що контактує з передньою поверхнею інструмента. Під час цього її максимальну температуру слід розглядати як суму максимальних температур, що виникають в умовній площині зсуву матеріалу й на передній поверхні інструмента, тобто як суму значень температур, які визначаються залежностями (6.71) і (6.76):

$$\theta_{\text{сум}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \text{tg}\beta} + \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}}} \cdot \frac{1}{\text{tg}2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot a \cdot V}{\lambda_{\text{м}}} \cdot \frac{\cos\beta \cdot \cos\psi}{\sin(\beta + \psi)}}. \quad (6.78)$$

Еюра розподілу температури стружки вздовж передньої поверхні інструмента показана на рис. 6.16б. Максимальна температура  $\theta_{\text{сум}}$  досягається в точці виходу стружки з контакту з інструментом.

Аналогічно визначається максимальна температура  $\theta_{\text{сум}}$ , що виникає на задній поверхні інструмента. Вона дорівнює сумі значень температур різання, які визначаються залежностями (6.71) і (6.61):

$$\theta_{\text{сум}} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \text{tg}\beta} + f \cdot \text{HV} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}}}. \quad (6.79)$$

Таким чином, показано, що у формуванні температури різання, що виникає на задній поверхні інструмента, бере участь температура, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу й досягає максимального значення на вершині інструмента.

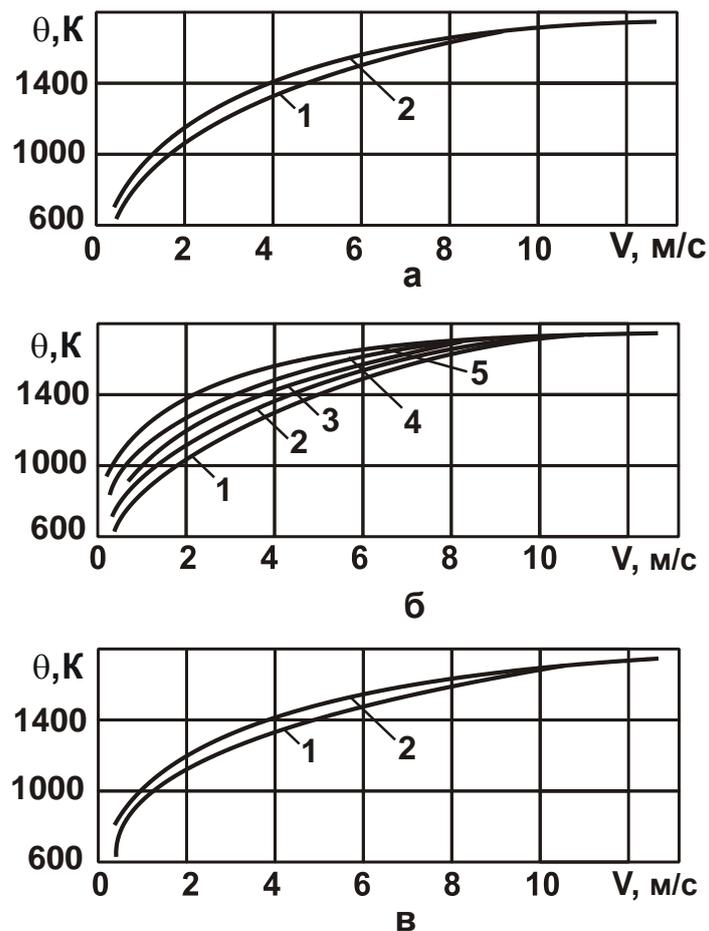
Зважаючи на те, що за певних умов температура різання, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу, може перевершувати значення температур різання, що виникають на передній і задній поверхнях інструмента, це призведе до значного збільшення сумарної температури

різання й в остаточному підсумку може знизити якість обробки й стійкість інструмента. Особливо мірою це стосується теплових процесів, що відбуваються на задній поверхні інструмента, які головним чином формують температуру поверхневого шару оброблюваного матеріалу й відповідно якість обробки, а також інтенсивність зношування інструмента по задній поверхні й відповідно його стійкість. Тому важливою умовою зменшення теплового напруження процесу різання слід розглядати зменшення температури різання, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Вона, по суті, є першопричиною виникнення теплових процесів на задній поверхні інструмента, оскільки за умови  $h = 0$  температура різання, яка обумовлена тертям на задній поверхні інструмента й визначається залежністю (6.61), дорівнює нулю.

Отримане теоретичне рішення підтверджується відомими експериментальними даними [5], згідно з якими під час точіння подачу й глибину різання приймають максимально можливими (виходячи з міцності різального клина інструмента й величини припуску, що знімається), а швидкість різання вибирають на основі відомої емпіричної залежності для визначення стійкості інструмента:  $T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$ , де  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постійні, визначаються експериментально.

Для даної залежності справедливі умови:  $m_1 > p > q$ ;  $m_1 > 1$ . Отже, з погляду збільшення стійкості інструмента  $T$  доцільно в максимальному ступені збільшувати параметри режиму різання  $S$  і  $t$  та меншою мірою – швидкість різання  $V$ . Це ще одне підтвердження правильності отриманого теоретичного рішення, яке полягає в тому, що збільшувати швидкість різання  $V$  необхідно лише після того, як будуть реалізовані максимально можливі значення подачі  $S$  і глибини різання  $t$ . Із цього випливає, що навіть для сучасних різальних інструментів зі зносостійкими покриттями, що характеризуються високими різальними властивостями, важко домогтися суттєвого збільшення швидкості різання  $V$ . Як було показано, вона може бути значно збільшена за умови зменшення параметрів  $a$  і  $h$ , що не завжди економічно доцільно. Дана умова економічно обґрунтована й застосовна лише у ході фінішної обробки (тонкого й алмазного точіння), де передбачені відносно невеликі значення подачі й глибини різання. У цьому випадку в максимальному ступені можуть бути реалізовані переваги процесу високошвидкісного різання.

Отримані теоретичні рішення погодяться з відомими результатами експериментальних досліджень температури різання. Так, у роботі [38] експериментально встановлено, що зі збільшенням швидкості різання температура різання безупинно збільшується (рис. 6.17). Аналогічний результат впливає з отриманих залежностей (6.41) і (6.61), згідно з якими зі збільшенням швидкості різання температура, що виникає на передній і задній поверхнях інструмента, збільшується. Отже, зі збільшенням температури буде зменшуватися стійкість інструмента.



**Рис. 6.17. Зміна температури різання сталі 40 залежно від швидкості різання**

Умови обробки: а – Т5К10 – сталь 40; б – Т15К6 – сталь 40; в – Т30К4 – сталь 40  
 Умовні позначення: 1 –  $S = 0,21$  мм/об.; 2 –  $S = 0,3$  мм/об.; 3 –  $S = 0,42$  мм/об.;  
 4 –  $S = 0,6$  мм/об.; 5 –  $S = 0,84$  мм/об. ( $\sigma_B = 617$  МПа;  $\gamma = -4^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ )

Таким чином, отримані аналітичні залежності дозволяють фізично обґрунтувати основні закономірності зміни температури різання й стійкості інструмента, чого не можна було встановити, використовуючи лише емпіричні (експериментальні) залежності для визначення стійкості

інструмента. По суті, аналітичні залежності доповнюють емпіричні залежності й у сукупності з ними дають достатньо повне уявлення про фізичні й технологічні закономірності формування теплового напруження процесу різання. Це дозволяє науково обґрунтовано підійти до вибору оптимальних умов обробки, які забезпечують зниження температури різання й підвищення стійкості інструмента.

## 6.5. Порівняння отриманих рішень із відомими теоретичними рішеннями

Питання зменшення температури різання й відповідно теплового впливу на різальний інструмент досліджувалися багатьма вченими [10; 20; 41; 99]. У підсумку розроблена формалізована теорія теплофізики різання [84; 95; 104; 105], що дозволяє встановити вплив різних факторів на температуру різання й стійкість інструмента.

У роботі [92] наведені результати комплексних теоретичних досліджень температури під час різання, що виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, на передній і задній поверхнях різального інструмента. Аналітична залежність для визначення максимальної температури в умовній площині зсуву (у точці А на рис. 6.18) має вигляд:

$$\theta_A = \frac{\tau_{зсув}}{c_M \cdot \rho_M \cdot B} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}, \quad (6.80)$$

де  $c_M$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

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

$B = \operatorname{tg} \beta$  – величина, що характеризує ступінь пластичних деформацій припуску, що знімається, і поверхневого шару оброблюваної деталі;

$\beta$  – умовний кут зсуву матеріалу;

$Pe = V \cdot a_1 / a$  – критерій Пекле, що характеризує ступінь впливу режимних умов  $V \cdot a_1$  процесу порівняно зі впливом теплофізичних властивостей оброблюваного матеріалу  $a$ ;

$V$  – швидкість різання, м/с;

$a_1$  – товщина зрізу, м;

$a = \lambda_M / (c_M \cdot \rho_M)$  – коефіцієнт температуропровідності матеріалу, м<sup>2</sup>/с;



$\lambda_M$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу, Вт/м·К;

$\operatorname{erf}x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-x^2} \cdot dx$  – інтеграл імовірності, функція, який прота-

бульований в літературі [105].

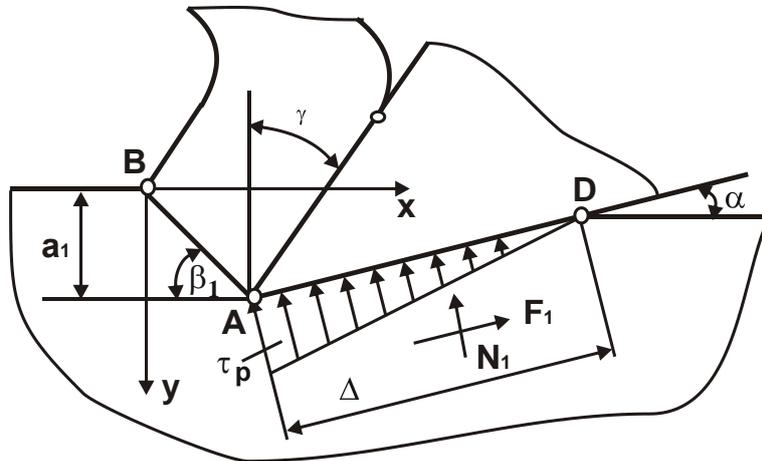


Рис. 6.18. Схема дії сил на задній поверхні інструмента

За умови  $Pe \cdot B \geq 20$  функція  $\operatorname{erf} \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}$  стає рівною одиниці, значення максимальної температури пластичної деформації стабілізується й визначається спрощеною залежністю (6.80):

$$\theta_{A_{\Gamma}} = \frac{\tau_{зсув}}{c_M \cdot \rho_M \cdot B_0}, \quad (6.81)$$

де  $B_0$  – тангенс кута нахилу площини зсуву, що відповідає моменту стабілізації температури  $\theta_A$ .

Експериментально встановлено [92], що для стабілізованого (граничного) значення  $\theta_{A_{\Gamma}}$  справедлива залежність:

$$\theta_{A_{\Gamma}} = k \cdot \theta_{пл}, \quad (6.82)$$

де  $k$  – коефіцієнт, що має постійне значення для даного матеріалу ( $k = 0,215$  [92]);

$\theta_{пл}$  – температура плавлення оброблюваного матеріалу, К.

Поточна температура, яка виникає в умовній площині зсуву АВ (див. рис. 6.18), визначається:

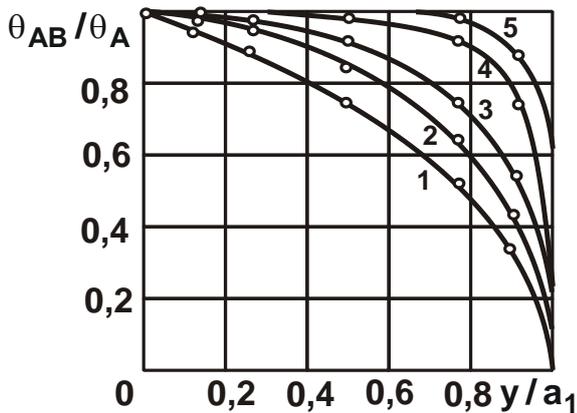


Рис. 6.19. Зміна відносної температури  $\theta_{AB} / \theta_A$  в площині зсуву

Умовні позначення: 1 –  $Pe \cdot B = 1$ ;  
2 –  $Pe \cdot B = 5$ ; 3 –  $Pe \cdot B = 10$ ;  
4 –  $Pe \cdot B = 25$ ; 5 –  $Pe \cdot B = 50$   
значення  $\theta_A$  у точці А ( $y = 0$ ).

$$\frac{\theta_{AB}}{\theta_A} = \frac{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4} \cdot \frac{y}{a_1}}}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}}, \quad (6.83)$$

де  $y$  – змінна вертикальна координата (див. рис. 6.18).

Як впливає з рис. 6.19, побудованого на основі розрахунків за залежністю (6.83), температура, що виникає в умовній площині зсуву АВ, є змінною величиною й змінюється від 0 у точці В ( $y = a_1$ ) до максимального

У роботі [92] наведена аналітична залежність для визначення максимальної температури на передній поверхні інструмента:

$$\theta'_M = 0,9675 \cdot \frac{n \cdot \tau_{зсув} \cdot \sqrt{Pe}}{c_M \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma + B \cdot \sin \gamma}}, \quad (6.84)$$

де  $n = Q_{с.п.} / Q_{п.}$ ;

$Q_{с.п.}$  – теплота тертя, яка переходить із контактної площадки на передній поверхні різального інструмента в стружку, Дж/с;

$Q_{п.}$  – загальна теплота тертя на передній поверхні різального інструмента, Дж/с.

Із залежності (3.84) випливає, що  $\theta'_M$  збільшується зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу  $\tau_{зсув}$ , режимів різання  $Pe$  й зменшується при збільшенні теплопровідності оброблюваного матеріалу  $\lambda_M$ , тангенса кута нахилу умовної площини зсуву  $B$ , тобто у процесі зменшення коефіцієнта усадки стружки.

Максимальна температура тертя  $\theta'_N$  на задній поверхні інструмента визначається залежністю:

$$\theta'_N = 0,6n_1 \cdot \sqrt{Pe} \cdot E \cdot \frac{\tau_{зсув} \cdot B^{0,25} \cdot \cos \alpha}{c_M \cdot \rho_M \cdot \sin^{0,25} \alpha}, \quad (6.85)$$

де  $n_1 = Q_{д.з.} / Q_3$ ;

$Q_{д.з.}$  – теплота тертя, яка переходить з контактної площадки задньої поверхні інструмента в деталь, Дж/с;

$Q_3$  – загальна теплота тертя на задній поверхні інструмента, Дж/с;

$E = \rho_1 / a_1$ ;

$\rho_1$  – радіус округлення різальної кромки різця, м;

$\alpha$  – задній кут різця.

Залежність (3.85) показує, що максимальна температура тертя на задній поверхні інструмента збільшується зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу  $\tau_{зсув}$ , режимів різання  $Pe$ , радіуса округлення різальної кромки різця  $\rho_1$  й зменшується під час збільшення теплопровідності оброблюваного матеріалу  $\lambda_M$ .

На основі наведених залежностей розрахунками встановлено, що відношення максимальної контактної температури на передній поверхні інструмента до температури на задній поверхні за широкої зміни умов різання ( $Pe$ ) коливається в межах від 1,5 до 2,1 (під час роботи незатупленим різцем). Розрахунками також встановлено, що незважаючи на достатньо високі швидкості різання, максимальна температура умовної площини зсуву  $\theta_A$  у ході обробки сталі 45 невелика й змінюється в межах від 82 °С до 185 °С. Це значно нижче максимальної температури, що виникає на передній поверхні різця.

У табл. 6.7 [92] наведені розрахункові значення кількості тепла, яка переходить під час різання відповідно в стружку ( $Q_C$ ), у деталь ( $Q_D$ ), у різець ( $Q_P$ ), і загальної кількості тепла  $Q$ . Як видно, у ході різання сталі 45 різцями із твердого сплаву Т15К6 у стружку за розрахункових умов переходить від 37,9 до 87,2 % тепла, у деталь – від 47,4 до 11,9 % тепла й у різець – від 14,7 до 0,9 % тепла, тобто в стружку переходить найбіль-

ша кількість тепла. Цим і пояснюється те, що найбільша температура виникає на передній поверхні різця у зв'язку з її тертям зі стружкою. Однак дані результати не враховують вплив величини площадки зношування, що утворюється під час різання на задній поверхні різця. Очевидно, зі збільшенням довжини площадки зношування температура на задній поверхні буде збільшуватися й при певному значенні перевищить температуру, що виникає на передній поверхні різця. У результаті стійкість різального інструмента буде визначатися інтенсивністю його зношування по задній поверхні під впливом температурного фактора.

Таблиця 6.7

**Баланс тепла під час обробки сталі 45  
різцями із твердого сплаву T15K6**

$V$ , м/с	$Pe$	$Q_C$ , Дж/с	$\frac{Q_C}{Q}$ , %	$Q_D$ , Дж/с	$\frac{Q_D}{Q}$ , %	$Q_P$ , Дж/с	$\frac{Q_P}{Q}$ , %	$Q$ , Дж/с
0,06	1,1	18,1	37,9	22,6	47,4	7,0	14,7	47,8
0,12	2,18	48,8	49,8	39,4	40,2	9,8	10	98,0
0,24	4,2	104,5	57,6	64,2	35,4	12,8	7,0	181,5
0,49	8,65	239	66,8	102,7	28,7	16,3	4,5	358
0,95	16,8	462	73,0	150,5	23,8	19,7	3,2	632
1,9	33,5	1 050	80,3	228,1	17,5	26,9	2,3	1 305
3,92	70	2 135	84,3	367	14,5	33,1	1,3	2 536
6,17	109	3 432	86,0	518	13	39,4	1,0	3 990
8,85	156	4 997	87,2	682	11,9	45,8	0,9	5 725

Ці рішення мають важливе практичне значення, вони дозволяють науково обґрунтовано підійти до аналізу закономірностей формування температури під час різання й визначенню умов її зменшення. Разом із тим, наведені залежності мають складний вигляд і у ході аналізу вимагають чисельних розрахунків. Крім того, вони отримані з використанням ряду проміжних емпіричних залежностей, що обмежує їхнє застосування.

Тому пропонувані в даній роботі теоретичні рішення позбавлені зазначених недоліків, оскільки аналітичні залежності мають більш простий вигляд, досить зручний для аналізу й виконання оптимізаційних розрахунків. Крім того, вони отримані без застосування проміжних емпіричних

залежностей, що дозволило встановити більш загальні закономірності зміни температури різання й умови її зменшення. Це значно розширює уявлення про технологічні можливості підвищення продуктивності та якості обробки.

## Висновки до розділу 6

1. У роботі виконано аналітичний опис і аналіз теплового балансу й значень температур різання, що виникають в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента. Це дозволило в системному вигляді з єдиних позицій обґрунтувати технологічні можливості зменшення температури різання й відповідно підвищення періоду стійкості інструмента й продуктивності обробки.

2. На основі отриманих аналітичних залежностей встановлено, що кількість тепла, яка переходить у різальний інструмент у процесі різання, значно менша кількості тепла, що переходить у стружку, яка утворюється, і оброблювану деталь. Це пов'язано зі специфікою формування температурних полів у різальному інструменті, у стружці й оброблюваній деталі. Показано, що отримані теоретичні результати погодяться з відомими експериментальними даними.

3. Теоретично встановлено, що температура різання, яка виникає на передній поверхні інструмента з нульовим переднім кутом, завжди більше температури різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу. При цьому щільність теплового потоку, що виникає на передній поверхні інструмента, навпаки, менше щільності теплового потоку, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу.

4. Доведено, що основною умовою зменшення температури різання, що виникає на передній поверхні інструмента, до значень температури різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, є зменшення різниці умовного кута тертя на передній поверхні інструмента й переднього кута інструмента. Додатковою умовою зменшення температури різання є зменшення швидкості різання й товщини зрізу, однак це не завжди доцільно, тому що призводить до зниження продуктивності обробки.

5. Встановлено, що основною умовою зменшення температури різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, також як і температури різання, що виникає на передній поверхні інструмента, є змен-

шення різниці умовного кута тертя на передній поверхні інструмента й переднього кута інструмента. Однак при цьому температура різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, зменшується значно меншою мірою.

6. Теоретично доведено, що зі збільшенням площадки зношування на задній поверхні інструмента температура різання, що виникає на задній поверхні інструмента, може перевищити температуру різання, що виникає на передній поверхні інструмента, і в умовній площині зсуву матеріалу. У цьому випадку зношування за задньою поверхнею інструмента визначає період стійкості інструмента, продуктивність і якість обробки. Установлено також, що основною умовою зменшення температури різання, що виникає на задній поверхні інструмента, є зменшення коефіцієнта тертя інструментального й оброблюваного матеріалів, швидкості різання й товщини зрізу. За умови забезпечення високої гостроти різального леза інструмента й зменшення довжини площадки зношування на його задній поверхні з'являється можливість суттєвого збільшення швидкості різання й відповідно продуктивності обробки за рахунок застосування високошвидкісного різання на сучасних металорізальних верстаках із ЧПУ. Отримані теоретичні рішення погодяться з експериментальними даними й відомими аналогічними теоретичними рішеннями, отриманими іншими методами розрахунків.

7. Проведено аналіз літературних джерел з визначення температури різання. Показано, що в цей час сформувався достатньо повне уявлення про теплове напруження під час різання, отримані теоретичні залежності для визначення температури, що виникає на передній і задній поверхнях інструмента, а також в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу. Однак дані залежності, як правило, носять емпіричний характер, досить громіздкі, складні у ході аналізу й вимагають чисельних розрахунків, що не дозволяє одержати загальні рішення й повною мірою виявити потенційні можливості процесу різання з погляду зменшення температури й підвищення стійкості інструмента, якості та продуктивності обробки. Тому пропоновані в даній роботі теоретичні рішення позбавлені зазначених недоліків, оскільки аналітичні залежності мають більш простий вигляд, достатньо зручний для аналізу й виконання оптимізаційних розрахунків. Крім того, вони отримані без застосування проміжних емпіричних залежностей.

## **Розділ 7. Визначення оптимальних умов механічної обробки за критерієм найменшої технологічної собівартості**

### **7.1. Розробка математичної моделі визначення собівартості обробки**

Підвищення якості й продуктивності обробки деталей машин є найважливішим завданням технології машинобудування. Застосування прогресивних технологій, устаткування, інструментів відкриває нові можливості створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції й виходу на світові ринки. Однак при цьому витрати на виготовлення виробів і машин повинні бути мінімальними. Даному питанню в науково-технічній літературі приділена велика увага. Розроблено наукові основи визначення собівартості механічної обробки [4; 5; 9; 15; 16; 25; 45; 59; 75; 96; 102; 105]. Установлено, що в успішному рішенні даного питання велике значення має підвищення стійкості різального інструмента за рахунок застосування більш міцних і зносостійких інструментальних матеріалів [5; 21; 23; 24; 85; 86; 94]. При цьому актуальне питання вибору оптимальної швидкості різання й інших параметрів режиму різання, які забезпечують мінімально можливу собівартість і максимально можливу продуктивність обробки. Однак для цього потрібна розробка математичних моделей визначення собівартості обробки й на їхній основі рішення оптимізаційних завдань з вибору оптимальних умов обробки. У зв'язку із цим важливо теоретично визначити умови зниження собівартості й підвищення продуктивності механічної обробки [63].

Для вирішення поставленого завдання необхідно провести аналіз собівартості обробки  $C$  у ході поздовжнього точіння (див. рис. 6.7) з урахуванням чотирьох основних змінних статей витрат. Перша стаття враховує витрати на заробітну плату робітника за обробку партії деталей. Друга стаття враховує витрати на заробітну плату робітника, пов'язані з заміною зношеного інструмента. Третя й четверта статті враховують витрати на інструмент і електричну енергію, яка споживається під час обробки. Тоді залежність для визначення собівартості обробки  $C$ , відповідно до теоретичного підходу, наведеному в роботі [102], набуде вигляду:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + N_0 \cdot t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + N_0 \cdot \text{Ц} + N \cdot P \cdot t_0 \cdot S_{\text{елект}}, \quad (7.1)$$

де  $N$ ,  $N_0$  – кількість оброблюваних деталей і споживаних інструментів;

$t_0$  – основний технологічний час обробки, хв;

$S_{\text{тар}}$  – тарифна ставка робітника, грн/хв;

$k$  – коефіцієнт, що враховує всілякі нарахування на тарифну ставку робітника;

$t_{\text{зн}}$  – час, затрачуваний на зняття інструмента, що затупився, установку переточеного інструмента й підналагодження верстата, тобто час простою верстата у зв'язку із заміною інструмента [5], хв;

$\text{Ц}$  – ціна різального інструмента, грн;

$P$  – ефективна потужність процесу різання, Вт;

$S_{\text{елект}}$  – вартість одиниці електричної енергії, грн/Дж.

Очевидно, другу й третю статті витрат можна об'єднати в одну статтю, яка після перетворень набуде вигляду:  $N_0 \cdot (t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц})$ . Як видно, перший і другий доданки даного вираження однаковою мірою впливають на собівартість обробки  $C$ . При цьому, безсумнівно, другий доданок більше першого. Параметр  $N_0$  можна подати  $N_0 = N/n$ , а ефективну потужність процесу різання – навести відомою залежністю  $P = \sigma \cdot Q$  [111]. Тоді залежність (7.1) виразиться [15]:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \frac{N}{n} \cdot (t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}) + N \cdot \sigma \cdot Q \cdot t_0 \cdot S_{\text{елект}}, \quad (7.2)$$

де  $n$  – кількість деталей, оброблених одним інструментом;

$\sigma$  – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м<sup>2</sup>;

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

Зменшити собівартість обробки  $C$  можна збільшенням  $n$  і зменшенням параметрів  $t_0$ ,  $t_{\text{зн}}$ ,  $\text{Ц}$  і  $\sigma$ . У свою чергу, параметр  $n$  можна подати залежністю  $n = T/t_0$ . З урахуванням відношень  $t_0 = \vartheta/Q$  і  $\vartheta_{\text{сум}} = N \cdot \vartheta$ , отримано:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot (t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}) + \vartheta_{\text{сум}} \cdot \sigma \cdot S_{\text{елект}}, \quad (7.3)$$



де  $T$  – стійкість різального інструмента, с;

$g$  – об'єм металу, що знімається з однієї деталі, м<sup>3</sup>;

$g_{\text{сум}}$  – об'єм металу, що знімається з  $N$  деталей, м<sup>3</sup>.

Як відомо [108], зі зміною режимів різання й інших умов обробки параметр  $\sigma$  мало змінюється, для конкретного матеріалу він залишається майже тим самим. Тому третій доданок при заданому значенні  $g_{\text{сум}}$  у першому наближенні можна розглядати постійним, незалежно від умов обробки. Змінними є два перших доданки, які й будуть визначати собівартість обробки  $C$ , обумовлену змінними статтями витрат. Отже, залежність для визначення собівартості обробки  $C$  набуде більш простого вигляду (без третього доданка):

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot \text{Ц}. \quad (7.4)$$

Із залежності (7.4) випливає, що собівартість обробки  $C$  тим менше, чим більше стійкість різального інструмента  $T$ . За умови  $T = N \cdot t_0$ , маємо  $N_0 = 1$ . У цьому випадку всі  $N$  деталей обробляються одним інструментом і залежність (7.4) перетвориться:

$$C = T \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}. \quad (7.5)$$

Подальше зменшення собівартість  $C$  може бути досягнуто зменшенням  $T$  за рахунок зменшення  $t_0$ . При невиконанні умови  $T = N \cdot t_0$  кількість споживаних інструментів  $N_0 > 1$  і тоді справедлива залежність (7.2). З урахуванням  $t_0 = g/Q$  слід перетворити її до вигляду [62]:

$$C = N \cdot \frac{g}{Q} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + N \cdot \frac{g}{Q} \cdot \frac{\text{Ц}_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}}{T}, \quad (7.6)$$

де  $Q = V \cdot t \cdot S$  – продуктивність обробки (у ході поздовжнього точіння), м<sup>3</sup>/с;

$V$  – швидкість різання, м/хв;

$t$  – глибина різання, м;

$S$  – подача, м/об.

Виходячи із залежності (7.6), собівартість обробки  $C$  зменшується зі зменшенням  $\vartheta$  і збільшенням  $Q$ . Однак очевидно, зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  буде зменшуватися стійкість різального інструмента  $T$ , що призведе до збільшення собівартості обробки  $C$ . Отже, у загальному вигляді має місце неоднозначний характер зміни собівартості обробки  $C$  від продуктивності  $Q$ . У випадку сталості стійкості різального інструмента  $T$  або добутку параметрів  $T \cdot Q$  зі збільшенням продуктивності  $Q$  собівартість обробки  $C$  буде безупинно зменшуватися (рис. 7.1). Однак за умови  $T = \text{const}$  вона буде зменшуватися аж до нуля, а за умови  $T \cdot Q = \text{const}$  – до кінцевого значення, рівного другому доданку залежності (7.6).

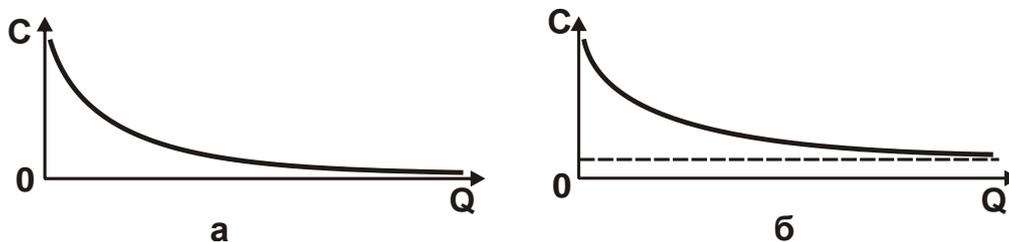


Рис. 7.1. Залежність собівартості обробки  $C$  від продуктивності обробки  $Q$  для умови  $T = \text{const}$  (а) і умови  $T \cdot Q = \text{const}$  (б)

З огляду на переважний вплив стійкості різального інструмента на собівартість обробки, слід провести уточнений аналіз взаємозв'язку між даними параметрами.

## 7.2. Оцінка впливу стійкості різального інструмента на собівартість обробки

Виражаючи в залежності (7.6) продуктивність обробки  $Q = V \cdot t \cdot S$  через параметри режиму різання, маємо:

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{тап}} \cdot k + \frac{N \cdot \vartheta}{V \cdot t \cdot S \cdot T} \cdot \left( \zeta_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тап}} \cdot k + \zeta \right) \quad (7.7)$$

У цьому випадку добуток параметрів різання  $V \cdot T$  дорівнює довжині шляху різання  $L$ , тобто  $L = V \cdot T$ . Експериментально встановлено, що зі збільшенням швидкості різання  $V$  довжина  $L$  може змінюватися за різ-

номанітними залежностями, визначаючи різний характер зміни собівартості  $C$ . З урахуванням сказаного, залежність (7.7) набуде вигляду:

$$C = N \cdot \frac{g}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{таp}} \cdot k + \frac{N \cdot g}{L \cdot t \cdot S} \cdot \mu_{\text{зн}} \cdot S_{\text{таp}} \cdot k + C_{\text{д}} \quad (7.8)$$

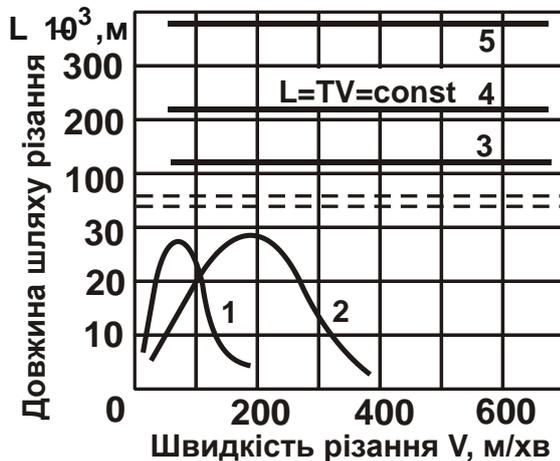


Рис. 7.2. Вплив швидкості

### різання $V$ на довжину шляху різання $L$ (ресурс інструмента)

Умовні позначення: 1 – ВТ6 – твердий сплав ВКЗМ; 2 – ВТ6 – алмаз синтетичний АСПК; 3 – склопластик СВАМ – алмаз природний; 4 – склопластик СВАМ – АСПК; 5 – алюмінієвий сплав АЛ25 – АСПК

Так, експериментально встановлено, що під час точіння алмазним різцем ряду оброблюваних матеріалів (наприклад, склопластику СВАМ, алюмінієвого сплаву АЛ25) добуток параметрів  $V \cdot T$ , рівний довжині шляху різання  $L$ , може залишатися постійним зі збільшенням швидкості різання  $V$  у межах 30 ... 1 000 м/хв (рис. 7.2) [85].

З фізичної точки зору це обумовлено незначним впливом теплового фактора на зношування алмазного інструмента, оскільки процес різання протікає за умови невеликої температури різання. Причиною тому є найнижчий коефіцієнт тертя алмаза з оброблюваним

матеріалом (рис. 7.3 [85]), а також висока гострота різальної кромки алмазного інструмента, що неможливо забезпечити у твердосплавному інструменті. У результаті різко знижуються силове й теплове напруження процесу різання, що обумовлено збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  аж до максимально можливого значення  $45^\circ$  (рис. 7.4 [85]) і зниженням інтенсивності зносу інструмента (рис. 7.5 [85]). Це позитивно відображається на працездатності алмазного інструмента.

Зі сказаного випливає, що другий доданок залежності (2.7) зі збільшенням швидкості різання  $V$  залишається постійним (тому що незмінний добуток параметрів  $V \cdot T$ ), а перший доданок залежності зменшується. Це веде до монотонного зменшення собівартості обробки  $C$  до значення, рівного другому доданку залежності (7.7) (рис. 7.6).

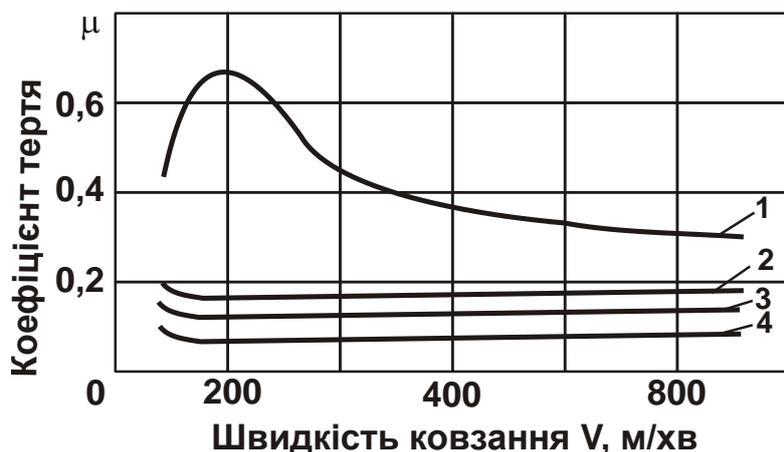


Рис. 7.3. Вплив швидкості ковзання  $V$  на коефіцієнт тертя  $\mu$  латуні із твердим сплавом (1); алмазом АСБ (2); алмазом АСПК (3); природним алмазом (4)

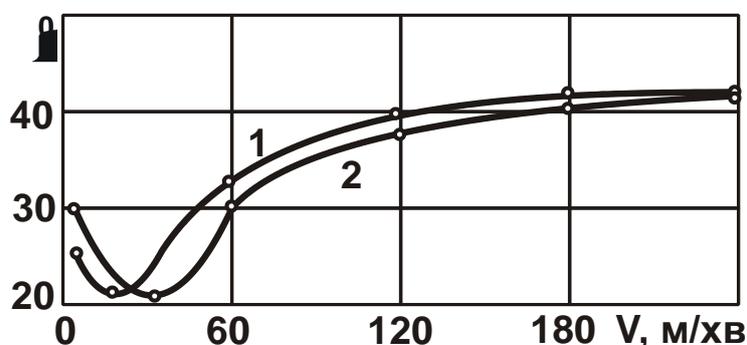


Рис. 7.4. Вплив швидкості різання  $V$  на умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$

Умовні позначення: 1 – Гексаніт-Р; 2 – Ельбор-Р;  $S = 0,05$  мм/об.;  $t = 0,1$  мм;  $h_3 = 0,4$  мм; діаметр оброблюваної деталі  $\varnothing 45$  мм

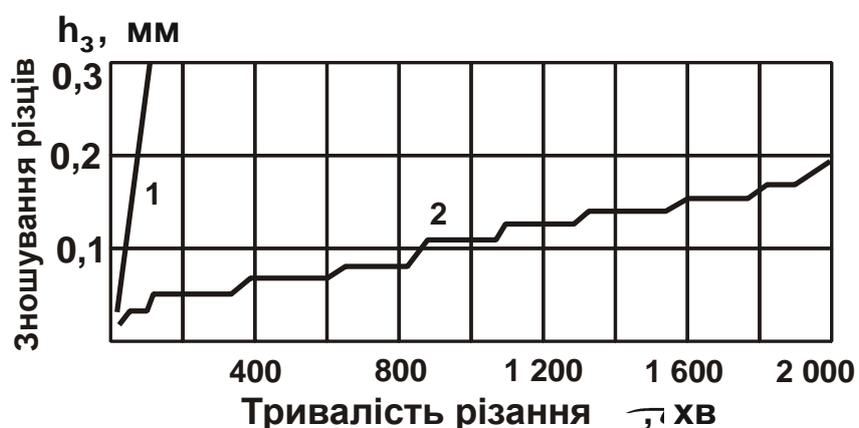


Рис. 7.5. Вплив тривалості різання  $\tau$  на зношування твердосплавного (1) і алмазного АСПК (2) різців у процесі точіння алюмінієвого сплаву АЛ25

Екстремум залежності  $C - V$  в цьому випадку відсутній. Найменше значення собівартості обробки  $C$  досягається під час встановлення максимально можливої швидкості різання  $V$ , реалізованої на верстаті.

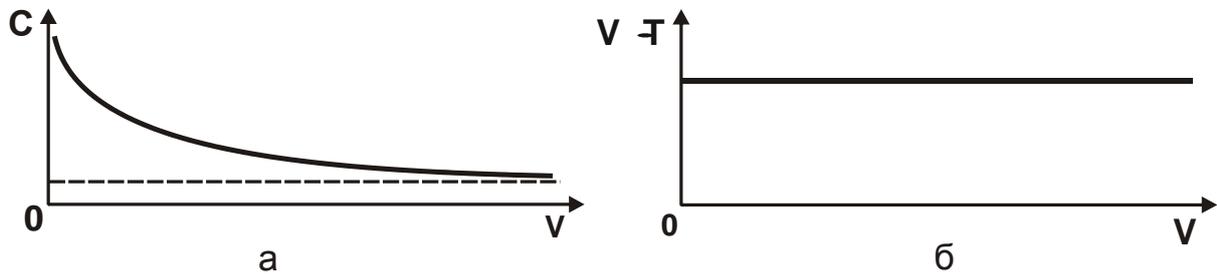


Рис. 7.6. Залежність собівартості обробки  $C$  (а) і добутку параметрів  $V \cdot T$  (б) від швидкості різання  $V$

З рис. 7.2 також впливає, що під час обробки титанового сплаву ВТ6 інструментом як із твердого сплаву ВКЗМ, так і з синтетичного алмазу АСПК (криві 1 і 2) довжина шляху різання  $L$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  спочатку збільшується, потім зменшується, проходячи точку максимуму. У цьому випадку другий доданок залежності (7.8) буде змінюватися за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму й визначаючи екстремальний характер зміни собівартості обробки  $C$ . Для більш детального аналізу даного випадку слід розглянути результати експериментальних досліджень, наведених на рис. 7.7 [38].

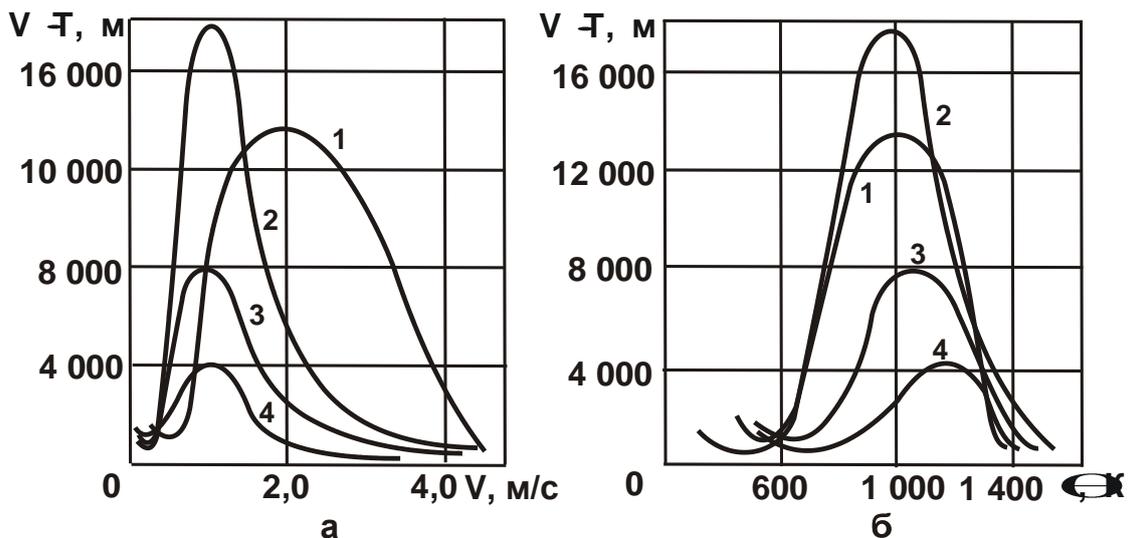
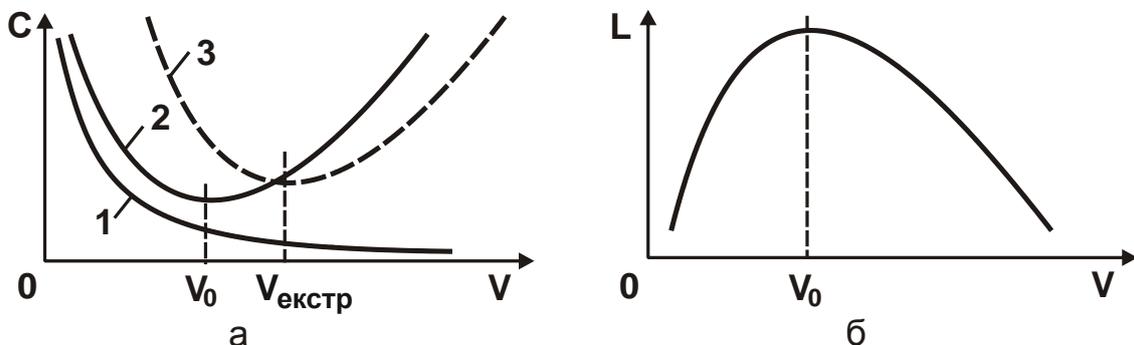


Рис. 7.7. Залежності  $V \cdot T - V$  (а) і  $V \cdot T - \theta$  (б) під час точіння сталі 40Х різцем із твердого сплаву Т15К6

Умовні позначення: товщина зрізу  $a$ : 1 –  $a = 0,037$  мм/об.; 2 –  $a = 0,1$  мм/об.; 3 –  $a = 0,3$  мм/об.; 4 –  $a = 0,5$  мм/об.

Як видно, добуток параметрів  $V \cdot T$  (який визначає довжину шляху різання) змінюється за екстремальною залежністю, що обумовлено досягненням граничної температури різання  $\theta$  – у цьому випадку приблизно рівної 1 000 K для всіх розглянутих товщин зрізу  $a$ . Зі збільшенням товщини зрізу  $a$  максимум добутку параметрів  $V \cdot T$  збільшується (за винятком позиції 4), тобто ефективно встановлювати максимально можливу подачу, виходячи з міцності різальної частини інструмента.

Зміна за екстремальною залежністю добутку параметрів  $V \cdot T$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  припускає зміну за екстремальною (але зворотною) залежністю другого доданка в (7.7) (рис. 7.8). Перший доданок у залежності (7.7) зі збільшенням швидкості різання  $V$  безупинно зменшується. Отже, сума двох доданків (рівна собівартості обробки  $C$ ) зі збільшенням  $V$  буде змінюватися за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму (рис. 7.8). При цьому мінімум собівартості обробки  $C$  не буде збігатися з максимумом добутку  $V \cdot T$  (див. рис. 7.7) – він буде зміщений в область більших значень швидкості різання  $V$  у зв'язку з тим, що перший доданок залежності (7.7) безупинно зменшується зі збільшенням  $V$ .



**Рис. 7.8. Характер зміни першого (крива 1) і другого (крива 2) доданків залежності (7.7) і собівартості обробки  $C$  (крива 3) від швидкості різання  $V$  (а), й характер зміни добутку параметрів  $V \cdot T$  від швидкості різання  $V$  (б)**

Слід оцінити вплив товщини зрізу  $a$  на розглянуті параметри.

Зі збільшенням товщини зрізу  $a$ , очевидно, буде збільшуватися подача  $S$  під час точіння, а максимум добутку  $V \cdot T$  (див. рис. 7.7) – зменшуватися. Як видно, має місце неоднозначний вплив товщини зрізу  $a$  на другий доданок залежності (7.7), а, отже, і на собівартість обробки  $C$ . Другий доданок може як зменшуватися, так і збільшуватися зі збільшен-

ням товщини зрізу  $a$ . Однак при цьому перший доданок зі збільшенням товщини зрізу  $a$  (або подачі  $S$ ) буде однозначно зменшуватися. Зважаючи на те, що інтенсивність зростання максимуму добутку  $V \cdot T$  зі збільшенням товщини зрізу  $a$  нижча лінійної залежності, то добуток параметрів  $a \cdot V \cdot T$  буде збільшуватися зі збільшенням товщини зрізу  $a$ . Це призведе до зменшення другого доданка залежності (7.7). Отже, у загальному випадку мінімум собівартості обробки  $C$  зі збільшенням товщини зрізу  $a$  буде зменшуватися, тобто, як було зазначено, з економічної точки зору доцільно товщину зрізу  $a$  збільшувати до максимально можливого значення, обумовленого міцністю різальної частини інструмента.

### 7.3. Оптимізація параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки

З огляду на екстремальний характер зміни добутку параметрів  $V \cdot T$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  (див. рис. 7.8), слід визначити екстремальні значення собівартості обробки  $C$  і швидкості різання  $V$  відповідно до залежності (7.7) [12]. Очевидно, екстремум (мінімум) собівартості обробки буде досягатися за більшого значення швидкості різання  $V$ , ніж максимум добутку параметрів  $V \cdot T$ . Отже, мінімум собівартості обробки  $C$  буде "розташований" на правій гілці залежності  $V \cdot T - V$ . Математично описати праву гілку залежності  $V \cdot T - V$  можна з використанням емпіричної залежності стійкості різального інструменту (різця)  $T$ , яка стосовно до поздовжнього точіння набуде вигляду [5]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (7.9)$$

де  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постійні для певних умов обробки ( $m_1 > p > q$ ;  $m_1 > 1$ ).

У цьому випадку швидкість різання  $V$  необхідно відраховувати не від нульового значення, а від значення  $V_0$ , яке відповідає максимуму добутку параметрів  $V \cdot T$ . Тоді залежність (7.9) набуде вигляду:

$$T = \frac{C_4}{(V - V_0)^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}. \quad (7.10)$$

Підставляючи залежність (7.10) в залежність (7.7) й позначаючи

$$\alpha_1 = N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k; \quad \alpha_2 = N \cdot \frac{g \cdot (C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_4)}{C_4}; \quad \frac{\alpha_2}{\alpha_1} = \frac{C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_4}{C_4 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}, \text{ маємо:}$$

$$C = \frac{\alpha_1}{V \cdot S \cdot t} + \alpha_2 \cdot \frac{(V - V_0)^{m_1}}{V \cdot S^{1-p} \cdot t^{1-q}}. \quad (7.11)$$

За умови  $m_1 > 1$  собівартість обробки  $C$  змінюється за екстремальною залежністю зі збільшенням швидкості різання  $V$ . Екстремальне значення  $V$  слід визначити з необхідної умови екстремуму  $C'_V = 0$ :

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot S^p \cdot t^q} = (V_{\text{екстр}} - V_0)^{m_1-1} \cdot (m_1 - 1) \cdot V_{\text{екстр}} + V_0. \quad (7.12)$$

У результаті отримане рівняння відносно невідомої величини – екстремальної швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ , визначити яку можна лише на основі чисельного розрахунку.

Важливо провести аналіз даного рівняння. Оскільки  $m_1 > 1$ , то, очевидно,  $(m_1 - 1) \cdot V_{\text{екстр}} > V_0$  і тому в першому наближенні можна множник, укладений у квадратні дужки в рівнянні (7.12), розглядати рівним  $(m_1 - 1) \cdot V_{\text{екстр}}$ . Тоді рівняння (7.12) набуває спрощеного вигляду:

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot S^p \cdot t^q} = (V_{\text{екстр}} - V_0)^{m_1-1} \cdot (m_1 - 1) \cdot V_{\text{екстр}}. \quad (7.13)$$

З даного рівняння випливає, що зі зменшенням  $V_0$  шукана величина  $V_{\text{екстр}}$  зменшується й при  $V_0 = 0$  набуде найменшого значення, яке визначається із залежності:

$$V_{\text{екстр}} = \left[ \frac{C_4 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}{(C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_4) \cdot (m_1 - 1) \cdot S^p \cdot t^q} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (7.14)$$



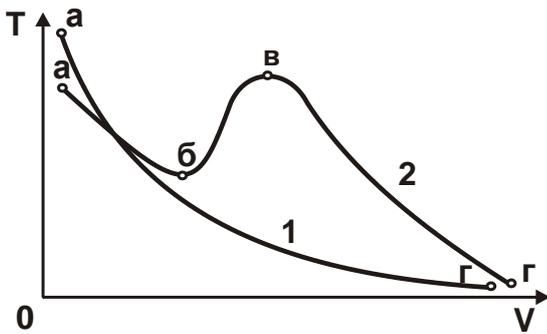


Рис. 7.9. Залежність стійкості різального інструмента  $T$  від швидкості різання  $V$  для різних оброблюваних та інструментальних матеріалів

Таким чином, за умови  $V_0 = 0$  приходимо до цілком однозначного аналітичного рішення. У зв'язку із цим, для спрощення розрахунків необхідно визначити собівартість обробки  $C$  для випадку  $V_0 = 0$ , який має місце на практиці, коли стійкість різального інструмента  $T$  монотонно (крива 1) зменшується зі збільшенням швидкості різання  $V$  (рис. 7.9) [5]. Підставляючи залежність (7.9) в (7.8) з урахуванням

$$\alpha_1 = N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k; \quad \alpha_2 = N \cdot \frac{g \cdot \zeta_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta_{\text{п}}}{C_4}; \quad \frac{\alpha_2}{\alpha_1} = \frac{\zeta_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta_{\text{п}}}{C_4 \cdot S_{\text{тар}} \cdot k},$$

отримано [16]:

$$C = \frac{\alpha_1}{Q} + \alpha_2 \cdot \frac{Q^{m_1-1}}{S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}}. \quad (7.15)$$

Перетворюючи залежність (7.15) з урахуванням  $Q = V \cdot t \cdot S$ , отримано залежність (7.11) для випадку  $V_0 = 0$ . Як видно, зі збільшенням швидкості різання  $V$  перший доданок зменшується, а другий – збільшується, причому, тим інтенсивніше, чим більший показник ступеня  $m_1$ . Тому буде мати місце екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$ . Очевидно, зі збільшенням  $m_1$  екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$  буде зміщатися в область менших значень швидкості різання  $V$ , приймаючи більші значення  $C$  (рис. 7.10а). Отже, зменшити собівартість  $C$  можна головним чином за рахунок зменшення показника ступеня  $m_1 \rightarrow 1$ .

Далі необхідно провести аналіз залежності (7.15). Дана залежність містить три змінні величини:  $Q$ ,  $S$  і  $t$ . Зі збільшенням  $S$  і  $t$  собівартість обробки  $C$  однозначно зменшується. Отже, у ході поздовжнього точіння доцільно знімання припуску здійснювати за один прохід інструмента, установлюючи глибину різання  $t$  рівною величині припуску, що знімається. Подачу  $S$  необхідно встановлювати максимально можливою, виходячи з міцності різальної частини інструмента.

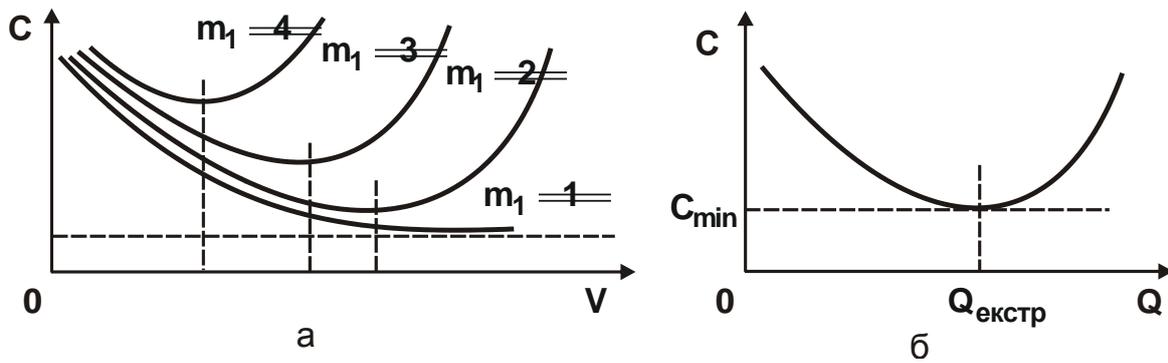


Рис. 7.10. Загальний вигляд залежності собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$  (а) і продуктивності обробки  $Q$  (б)

Зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  собівартість обробки  $C$  змінюється неоднозначно, тому що перший доданок залежності (7.15) зменшується, а другий збільшується. Разом із тим, дана закономірність справедлива за умови  $m_1 > 1$ . За умови  $m_1 = 1$  екстремум (мінімум) функції собівартості обробки  $C$  відсутній і залежність (7.15) набуває вигляду:

$$C = \frac{\alpha_1}{Q} + \frac{\alpha_2}{S^{1-p} \cdot t^{1-q}}. \quad (7.16)$$

У цьому випадку зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  собівартість обробки  $C$  буде безупинно зменшуватися (див. рис. 7.1), асимптотично наближаючись до значення, рівного другому доданку залежності (7.16). Отже, реалізуючи умову  $m_1 = 1$ , можна домогтися більш суттєвого зменшення собівартості обробки  $C$ , ніж коли  $m_1 > 1$ . У цьому випадку можна в широких межах збільшувати продуктивність обробки  $Q$  без збільшення собівартості  $C$ . Тому основною умовою підвищення продуктивності обробки під час одночасного зменшення собівартості обробки є забезпечення умови  $m_1 = 1$ .

Виходячи із залежності (7.9), умова  $m_1 = 1$  припускає сталість добутку параметрів  $V \cdot T$  зі збільшенням швидкості різання  $V$ . Показник ступеня  $m_1$  визначає інтенсивність зношування інструмента й період його стійкості. Під час інтенсивного тепловиділення в зоні різання показник ступеня  $m_1$  буде набувати достатньо великих значень, які у кілька разів перевищують одиницю. За умови невеликої температури різання, коли температурний фактор не є визначальним у формуванні стійкості

різального інструмента, показник ступеня  $m_1$  набуває значень, які незначно перевищують одиницю. Як було показано, це наявно у процесі різання алмазними лезовими інструментами, які характеризуються низьким коефіцієнтом тертя й високою гостротою різальних кромek (див. рис. 7.2 [85]).

У ході обробки титанового сплаву ВТ6 різцем із твердого сплаву ВКЗМ характер зміни довжини шляху різання  $L$  зовсім інший (криві 1 і 2 на цьому ж рисунку). Отже, у цьому випадку стійкість алмазного інструмента  $T$ , що визначається залежністю (7.16), меншою мірою залежить від швидкості різання  $V$ , ніж під час обробки твердосплавним різцем. Якщо у ході обробки твердосплавним різцем показник ступеня  $m_1 > 1$ , то за умови обробки алмазним різцем він дорівнює одиниці.

Зі сказаного випливає, що наявність екстремуму функції собівартості обробки  $C$  цілком залежить від показника ступеня  $m_1$ , обумовленого температурним фактором. Зважаючи на те, що стійкість інструментів із твердих сплавів і швидкорізальних сталей визначається температурним фактором, слід розглянути випадок  $m_1 > 1$ . Тоді, відповідно до залежності (7.15), має місце екстремум функції  $C$  від продуктивності  $Q$ .

Необхідно провести дослідження функції собівартості обробки на екстремум. Для цього слід підкорити функцію  $C$ , яка визначається залежністю (7.15), необхідній умові екстремуму:  $C'_Q = 0$ . Тоді

$$C'_Q = -\frac{\alpha_1}{Q^2} + \alpha_2 \cdot \frac{(m_1 - 1) \cdot Q^{m_1 - 2}}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} = 0. \quad (7.17)$$

Рішення даного рівняння відносно екстремального значення продуктивності обробки  $Q = Q_{\text{екстр}}$ :

$$Q_{\text{екстр}} = \left[ \frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right]^{\frac{1}{m_1}} \quad (7.18)$$

або

$$Q_{\text{екстр}} = \left[ \frac{S_{\text{тар}} \cdot k \cdot C_4}{(C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C) \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (7.19)$$

Як видно, екстремальне значення  $Q_{\text{екстр}}$  тим більше, чим більші параметри  $C_4$ ,  $S$ ,  $t$  і менші  $t_{\text{зн}}$ ,  $\zeta$ . Отже, глибину різання  $t$  доцільно встановлювати рівною величині припуску й обробку точінням здійснювати за один поздовжній хід інструмента. Подачу  $S$  також слід установлювати максимально можливою, виходячи з умов міцності інструмента або потужності приводу верстата. Збільшення параметра  $C_4$  й відповідно стійкості інструмента може бути досягнуте за рахунок підвищення його фізико-механічних властивостей. Однак, очевидно, це припускає збільшення ціни інструмента  $\zeta$ . Може здаватися, що якщо ціна інструмента  $\zeta$  збільшується приблизно пропорційно збільшенню параметра  $C_4$  (визначаючого фізико-механічні властивості інструмента), то, виходячи із залежності (7.19), збільшення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  не відбудеться. Разом із тим, підвищення фізико-механічних властивостей інструмента припускає зменшення параметра  $m_1$  в залежності (7.9), що веде до збільшення показника ступеня  $1/m_1$  й зменшення знаменника в залежності (7.19), а відповідно до підвищення екстремального значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$ . Отже, за рахунок підвищення міцності та твердості інструментальних матеріалів можна збільшити  $Q_{\text{екстр}}$ . При цьому слід припустити збільшення ціни інструмента  $\zeta$  при одночасному виконанні умови  $(t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) C_4 = \text{const}$ , тобто чим ефективніше й відповідно дорожче інструмент, тим вище продуктивність  $Q_{\text{екстр}}$ . Це відкриває нові технологічні можливості застосування прогресивних інструментів, які характеризуються високою стійкістю й різальною здатністю.

Відповідні екстремальному значенню продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  екстремальні значення швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ , стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , основного технологічного часу обробки  $t_{0\text{екстр}}$ , кількості деталей, оброблюваних одним інструментом,  $n_{\text{екстр}}$  і кількості споживаних різальних інструмент  $N_{0\text{екстр}}$  визначаються залежностями:

$$V_{\text{екстр}} = \frac{Q_{\text{екстр}}}{S \cdot t} = \left[ \frac{S_{\text{тар}} \cdot k \cdot C_4}{(t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m_1}} \cdot t^{\frac{q}{m_1}}}; \quad (7.20)$$

$$T_{\text{екстр}} = \frac{(t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{тар}} \cdot k}; \quad (7.21)$$

$$t_{0\text{екстр}} = \frac{g}{Q_{\text{екстр}}} = g \cdot \left[ \frac{(t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{тар}} \cdot k \cdot C_4} \cdot \frac{1}{S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}} \right]^{\frac{1}{m_1}}; \quad (7.22)$$

$$n_{\text{екстр}} = \frac{T_{\text{екстр}}}{t_{0\text{екстр}}} = \frac{1}{g} \cdot \left[ \frac{(t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{тар}} \cdot k} \right]^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot (C_4 \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q})^{\frac{1}{m_1}}; \quad (7.23)$$

$$N_{0\text{екстр}} = \frac{N}{n_{\text{екстр}}} = N \cdot g \cdot \left[ \frac{S_{\text{тар}} \cdot k}{(t_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot \left( \frac{1}{C_4 \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}} \right)^{\frac{1}{m_1}}. \quad (7.24)$$

Залежність (7.20) ідентична залежності (7.14), що свідчить про вірогідність виконаних розрахунків.

Із залежності (7.20) випливає, що  $V_{\text{екстр}}$  тим більше, чим більше  $C_4$  й менше параметри  $m_1$ ,  $t_{\text{зн}}$ ,  $\zeta$ ,  $S$  і  $t$ . Зважаючи на те, що параметри  $S$  й  $t$  установлюються максимально можливими, збільшити швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$  можна за рахунок збільшення  $C_4$  й зменшення параметрів  $m_1$ ,  $t_{\text{зн}}$ ,  $\zeta$ . Оскільки  $S_{\text{тар}}$ ,  $k$  і  $\zeta$  – економічні параметри й ними складно управляти, основним шляхом збільшення швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$  є збільшення параметра  $C_4$  й зменшення  $m_1$ . Ці параметри узагальнено визначають різальні властивості інструмента. Чим більші твердість, міцність і теплопровідність інструментального матеріалу, тим більше  $C_4$  й менше  $m_1$ . Нанесення на робочі поверхні інструмента зносостійких покриттів також сприяє збільшенню параметра  $C_4$  й зменшенню  $m_1$  й відповідно підвищенню стійкості інструмента й швидкості різання.

Із залежності (7.20) випливає, що найбільше впливає на  $V_{\text{екстр}}$  параметр  $m_1$ . За умови  $m_1 \rightarrow 1$  швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$  необмежено збільшується, що дозволяє реалізувати високошвидкісне різання. Таким чином показано, що основним шляхом переходу в область високошвид-

кісного різання необхідно розглядати зменшення параметра  $m_1 \rightarrow 1$ . Фізично це досягається зниженням впливу температурного фактора в процесі різання на стійкість інструмента, тобто в умовах високошвидкісного різання інструментальний матеріал повинен зберігати свої різальні властивості під час дії високих температур.

Екстремальне значення стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , виходячи із залежності (7.21), тим більше, чим більше відношення  $C_4 / (C_{\text{тар}} \cdot k)$  й параметр  $m_1$ . У цьому випадку  $T_{\text{екстр}}$  не залежить від режимів різання, а визначається економічними параметрами й характеристиками інструмента, узагальнено обумовленими параметром  $m_1$ . При  $m_1 \rightarrow 1$ , що характерно для алмазного інструмента,  $T_{\text{екстр}} \rightarrow 0$ .

Підставляючи залежність (7.21) в (7.19), важливо встановити зв'язок між параметрами  $T_{\text{екстр}}$  й  $Q_{\text{екстр}}$ :

$$Q_{\text{екстр}} = \left[ \frac{C_4}{T_{\text{екстр}}} \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (7.25)$$

Як впливає із залежності (7.25), екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  тим більше, чим менше  $T_{\text{екстр}}$  й відповідно ціна інструмента  $C$ . При  $m_1 \rightarrow 1$  (з урахуванням  $T_{\text{екстр}} \rightarrow 0$ ) екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}} \rightarrow \infty$ . У цьому випадку відсутній екстремум собівартості обробки  $C$ , має місце лише безперервне зменшення  $C$  зі збільшенням продуктивності обробки.

Основний технологічний час обробки  $t_{0\text{екстр}}$ , виходячи із залежності (7.22), обернено пропорційний продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  й тим менший, чим більша подача  $S$ , глибина різання  $t$  й відношення  $C_4 / (C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C)$ . Як впливає із залежностей (7.23) і (7.24), кількість деталей, оброблюваних одним інструментом,  $n_{\text{екстр}}$  збільшується, а кількість споживаних різальних інструментів  $N_{0\text{екстр}}$ , навпаки, зменшується зі збільшенням параметрів  $S$ ,  $t$ ,  $C_4$ ,  $C$ . Цим і пояснюється ефективність обробки зі збільшеними значеннями параметрів  $S$ ,  $t$  і  $C_4$ .

Важливо оцінити характер екстремуму функції  $C$  з погляду наявності мінімуму або максимуму. Для цього необхідно визначити знак другої похідної  $C''_Q$  в точці екстремуму:

$$C''_Q = \frac{2 \cdot \alpha_1}{Q^3} + \alpha_2 \cdot \frac{(m_1 - 1)(m_1 - 2)Q^{m_1 - 3}}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}}. \quad (7.26)$$

Як видно, за умови  $m_1 > 2$  однозначно друга похідна позитивна ( $C''_Q > 0$ ). Отже, має місце мінімум функції  $C$  від продуктивності обробки  $Q$  (див. рис. 7.10).

За умови  $m_1 < 2$  знак другої похідної  $C''_Q$  буде залежати від співвідношення першого й другого доданків залежності (7.26) у точці екстремуму, тобто має місце неоднозначність рішення. Тому для його уточнення слід підставити в залежність (7.26) екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$ , яке визначається залежністю (7.19). Після нескладних перетворень отримано просте рішення:

$$C''_Q = \frac{\alpha_1 \cdot m_1}{Q_{\text{екстр}}^3}. \quad (7.27)$$

Друга похідна  $C''_Q$  в точці екстремуму за умови  $m_1 > 1$  завжди позитивна. Отже, при  $m_1 > 1$  завжди буде мати місце мінімум функції  $C$  від продуктивності обробки  $Q$  (див. рис. 7.10).

Знаючи екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$ , можна визначити мінімальне значення функції  $C$ , для чого в залежність (7.15) необхідно підставити залежність (7.18):

$$C_{\min} = \frac{1}{S^{\frac{1-p}{m_1}} \cdot t^{\frac{1-q}{m_1}}} \cdot \left[ \frac{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)}{\alpha_1} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[ \alpha_1 + \frac{\alpha_1}{(m_1 - 1)} \right]. \quad (7.28)$$

Як впливає із залежності (7.28), у точці екстремуму перший доданок більше другого доданка за умови  $m_1 > 1$ .

Після перетворення залежність (7.28) набуде вигляду:

$$C_{\min} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}{Q_{\text{екстр}}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{m_1 - 1} \right] \quad (7.29)$$

або

$$C_{\min} = \frac{N \cdot g \cdot C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_4 \cdot \frac{1}{m_1} \cdot C_{\text{тар}} \cdot k \cdot \frac{1}{m_1}}{C_4^{m_1} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}} \cdot t^{\frac{1-q}{m_1}}} \cdot \frac{m_1}{m_1 - 1} \cdot \frac{1}{m_1} \quad (7.30)$$

Виходячи із залежності (7.29), мінімальне значення  $C_{\min}$  однозначно визначається величиною  $Q_{\text{екстр}}$ . Між ними існує обернено пропорційний зв'язок, тобто чим більше  $Q_{\text{екстр}}$ , тим менше  $C_{\min}$ . Отже, висновки, зроблені відносно умов збільшення  $Q_{\text{екстр}}$ , залишаються справедливими й відносно умов зменшення  $C_{\min}$ . Виключення становить лише те, що зі зменшенням параметра  $m_1$  другий доданок залежності (7.29) збільшується, а це приводить до збільшення  $C_{\min}$ . Однак другий доданок залежності менше першого доданка. Тому його збільшення приведе до незначного зростання  $C_{\min}$ , тоді як за рахунок зменшення параметра  $m_1$  відповідно до залежності (7.19) можна домогтися більш суттєвого збільшення  $Q_{\text{екстр}}$  й, отже, більш суттєвого зменшення  $C_{\min}$ . Із цього випливає доцільність використання нових достатньо коштовних, але високоресурсних інструментів, які забезпечують виконання умови  $C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_4 \cdot \frac{1}{m_1} \cdot C_{\text{тар}} \cdot k \cdot \frac{1}{m_1} = \text{const}$  й відповідно підвищення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  й зменшення собівартості обробки  $C_{\min}$ .

Таким чином показано, що основним шляхом зменшення собівартості обробки є збільшення продуктивності обробки за рахунок застосування прогресивних конструкцій різальних інструментів, виготовлених з інструментальних матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, які характеризуються високою стійкістю й різальною здатністю.

Із залежності (7.30) випливає, що мінімальне значення  $C_{\min}$  тим менше, чим менші параметри  $N$ ,  $g$ ,  $C_4$ ,  $t_{\text{зн}}$  і більші  $C_4$ ,  $S$  і  $t$ . Отже, необ-



хідно домагатися зниження ціни інструмента й збільшення його різальної здатності (узагальнено обумовленої параметром  $C_4$ ), а також установлювати максимально можливі значення подачі  $S$  й глибини різання  $t$ . З наведеного теоретичного рішення випливає такий алгоритм визначення оптимальних умов обробки:

1) установлюються максимально можливі значення глибини різання  $t$  й подачі  $S$  за умови, що припуск доцільно видалити за один прохід інструмента, а величина подачі визначається міцністю й твердістю інструмента або ж міцністю елементів механізму подачі верстата;

2) за залежністю (7.21) розраховується оптимальна стійкість інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , яка реалізує мінімум собівартості обробки;

3) з використанням відомих значень  $t$ ,  $S$  і  $T_{\text{екстр}}$  за емпіричною залежністю (7.9) визначається оптимальна швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$ .

Даний алгоритм визначення оптимальних умов обробки такий же, як і застосований на практиці й описаний у підручниках з теорії різання металів і технології машинобудування [5; 9; 37; 38; 42; 92; 97; 99; 100; 102; 105].

Заслуговує на увагу той факт, що оптимальна стійкість інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , виходячи із залежності (7.21), визначається економічними параметрами (за винятком параметра  $m_1$ , що є показником ступеня емпіричної залежності стійкості інструмента). Це дозволяє достатньо просто розрахувати  $T_{\text{екстр}}$  й привести у відповідність теорію й практику під час вибору оптимальних умов обробки за критерієм найменшої собівартості обробки. Наприклад, перетворюючи залежність (7.20) з урахуванням залежності (7.21), отримана вихідна залежність (7.9), виражена відносно швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ :

$$V_{\text{екстр}} = \left[ \frac{C_4}{T_{\text{екстр}}} \right]^{m_1} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m_1}} \cdot t^{\frac{q}{m_1}}} \quad (7.31)$$

Як видно, зі зменшенням  $T_{\text{екстр}}$  швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$  безупинно збільшується, викликаючи збільшення продуктивності обробки

$Q_{\text{екстр}} = V_{\text{екстр}} \cdot S \cdot t$  відповідно до залежності (7.25), і зменшення собівартості обробки  $C_{\text{min}}$ , яка визначається залежністю (7.29). Отже, домогтися зменшення  $C_{\text{min}}$  можна за рахунок переходу в область високошвидкісного різання шляхом зменшення  $T_{\text{екстр}}$ .

Відповідно до залежності (7.21), зменшити  $T_{\text{екстр}}$  можна зменшенням параметрів  $m_1$  і  $\zeta$ . У першому випадку необхідно використовувати інструментальні матеріали з підвищеними фізико-механічними властивостями й інструменти зі зносостійкими покриттями з метою підвищення їхньої працездатності. У другому випадку необхідно прагнути до зменшення ціни інструмента  $\zeta$ . Це досягається різними шляхами. Достатньо перспективним шляхом є застосування збірних конструкцій різальних інструментів. У цьому випадку, по суті, ціну інструмента визначає вартість різальної пластини, яка не переточується й за рахунок своєї багатогранності допускає багаторазове використання. У результаті вартість однієї "умовної" різальної кромки пластини (яка відповідає параметру  $\zeta$ ) різко зменшується, що дозволяє суттєво зменшити  $T_{\text{екстр}}$  й збільшити швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$  та продуктивність обробки  $Q_{\text{екстр}} = V_{\text{екстр}} \cdot S \cdot t$ , тобто забезпечити здійснення високошвидкісного різання.

На рис. 7.11 в узагальненому вигляді наведена структурна схема умов зменшення собівартості й підвищення продуктивності механічної обробки. Вони полягають, по-перше, у збільшенні параметра  $C_4$  й зменшенні показника ступеня  $m_1$ , а також у зменшенні ціни інструмента  $\zeta$  або виконанні умови  $(\zeta_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \zeta) / C_4 = \text{const}$  (що фактично рівносильно умові  $\zeta / C_4 = \text{const}$  через малість величини  $t_{\text{зн}}$ ). Це досягається шляхом застосування інструментальних матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями й інструментів зі зносостійкими покриттями, а також створенням збірних конструкцій інструментів. По-друге, у збільшенні подачі  $S$ , глибини різання  $t$  й швидкості різання  $V$  (забезпечуючи умову мінімуму собівартості обробки з урахуванням техніко-економічних характеристик різального інструмента  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $t_{\text{зн}}$ ,  $\zeta$ ) і переходу в область високошвидкісного різання. Знаючи екстремальне (оптимальне) значення стійкості різального інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , за залежностями (7.22) – (7.24) можна визначити основний технологічний час об-

робки  $t_{0екстр}$ , кількість деталей, оброблених одним інструментом,  $n_{екстр}$  і кількість споживаних різальних інструментів  $N_{0екстр}$ .

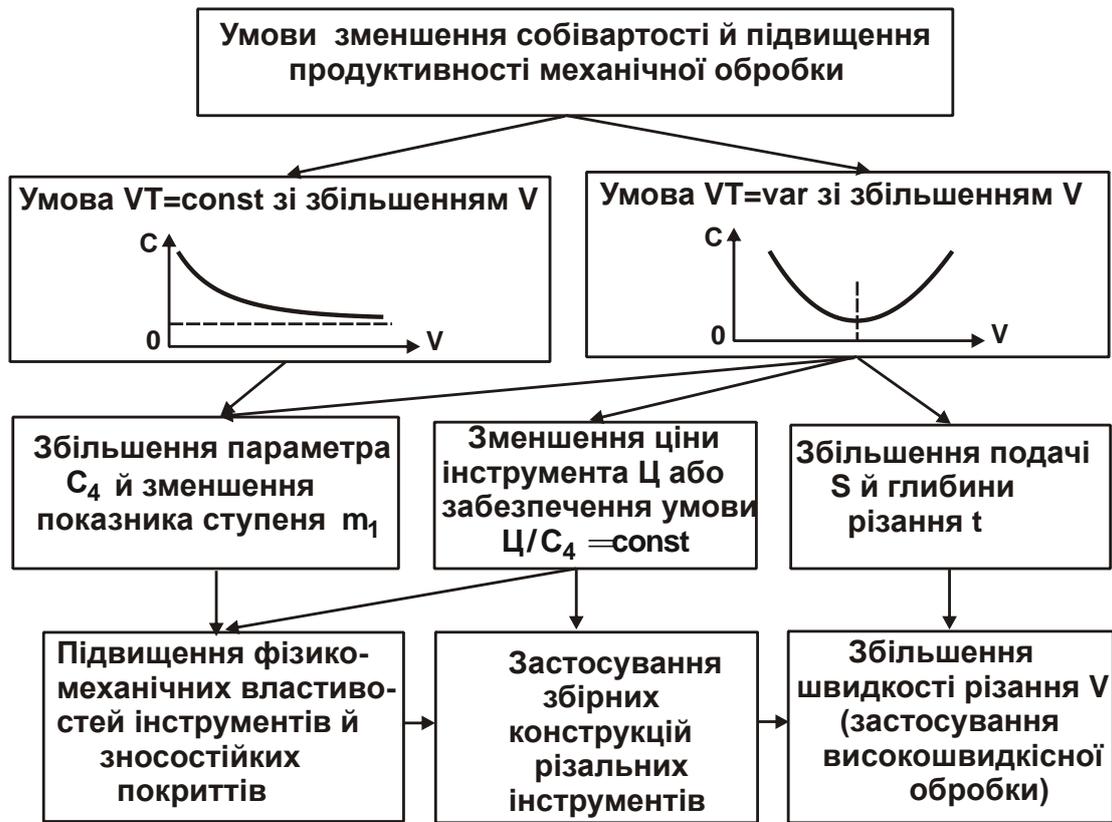


Рис. 7.11. Структурна схема умов зменшення собівартості й підвищення продуктивності механічної обробки

З урахуванням залежності (7.21) ці залежності набувають більш простого вигляду:

$$t_{0екстр} = g \cdot \left[ \frac{T_{екстр}}{C_4} \cdot \frac{1}{S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}} \right]^{\frac{1}{m_1}} ; \quad (7.32)$$

$$n_{екстр} = \frac{1}{g} \cdot \left( t_{екстр} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left( C_4 \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q} \right)^{\frac{1}{m_1}} ; \quad (7.33)$$

$$N_{0екстр} = N \cdot g \cdot \left( \frac{1}{T_{екстр}} \right)^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot \left( \frac{1}{C_4 \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}} \right)^{\frac{1}{m_1}} . \quad (7.34)$$

Із залежностей (7.32) – (7.34) випливає, що зі зменшенням  $T_{\text{екстр}}$  основний технологічний час обробки  $t_{0\text{екстр}}$  й кількість деталей, оброблюваних одним інструментом,  $n_{\text{екстр}}$  зменшуються, а кількість споживаних різальних інструментів  $N_{0\text{екстр}}$ , навпаки, збільшується. В остаточному підсумку це веде до зниження собівартості обробки. Даний висновок випливає із залежності (7.29), перетвореної з урахуванням (7.25):

$$C_{\min} = N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k \cdot \left( \frac{T_{\text{екстр}}}{C_4 \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{n_1 - 1} \right].$$

Таким чином, на основі розробленої математичної моделі визначені основні умови зменшення собівартості й підвищення продуктивності механічної обробки.

#### 7.4. Кількісна оцінка мінімуму собівартості та умов обробки, які його реалізують

Важливо виконати кількісну оцінку залежності (7.15). Для цього необхідно подати продуктивність обробки у вигляді  $Q = z \cdot Q_{\text{екстр}}$ , де  $z > 0$  – деяка позитивна величина. Для лівої гілки графіка  $C - Q$  (див. рис. 7.10) величина  $z$  набуває значення  $0 < z < 1$ , а для правої гілки – значення  $z > 1$ . Тоді залежність (7.15), аналогічно (7.28), виразиться [11]:

$$C = \frac{1}{S^{\frac{1-p}{m_1}} \cdot t^{\frac{1-q}{m_1}}} \cdot \left[ \frac{\alpha_2 \cdot (n_1 - 1)}{\alpha_1} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \alpha_1 \cdot \left[ \frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(n_1 - 1)} \right]. \quad (7.35)$$

Відносна собівартість обробки  $\bar{C}$  (безрозмірна величина) описується залежністю:

$$\bar{C} = \bar{C}_1 + \bar{C}_2 = \frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(n_1 - 1)}, \quad (7.36)$$

де  $\bar{C}_1 = \frac{1}{z}$ ;  
 $\bar{C}_2 = \frac{z^{m_1-1}}{m_1-1}$ .

Як видно, перший доданок  $\bar{C}_1 = 1/z$  визначається величиною  $z = \frac{Q}{Q_{\text{екстр}}}$ , а другий доданок  $\bar{C}_2 = \frac{z^{m_1-1}}{m_1-1}$  – величинами  $z$  й  $m_1$ . Зі збільшенням  $z$  перший доданок зменшується до нуля, а другий, навпаки, необмежено збільшується, причому, тим інтенсивніше, чим більша величина  $m_1$ . У роботі [5] показано, що під час точіння вуглецевої конструкційної сталі твердосплавним різцем параметри  $m_1 = 5$ ;  $p = 1,75$ ;  $q = 0,75$ . Приймаючи  $m_1 = 5$ , за залежністю (2.36) можна визначити у відносних

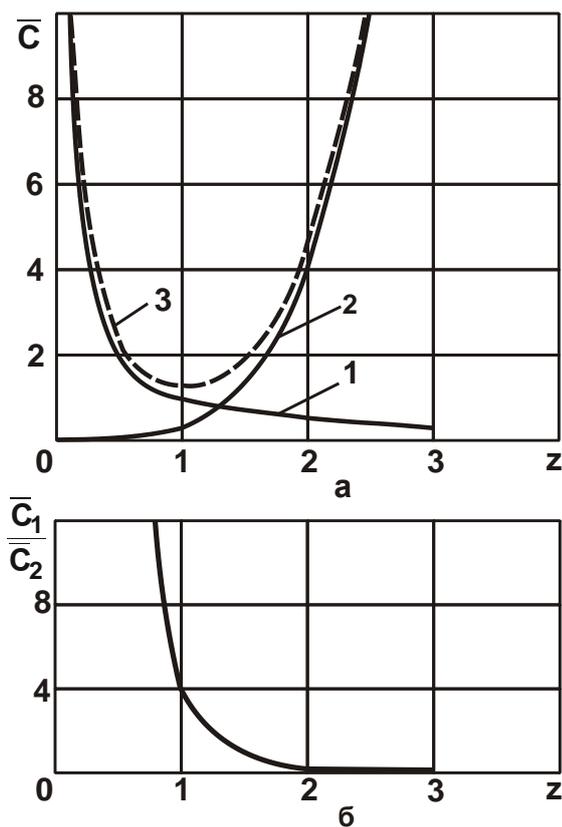


Рис. 7.12. Характер зміни функцій  $\bar{C}_1 = 1/z$  (1),  $\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$  (2),  $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$  (3) (а) і  $\bar{C}_1/\bar{C}_2$  (б) для випадку  $m_1 = 5$

величинах перший і другий доданки, які відповідно рівні  $\bar{C}_1 = 1/z$  й  $\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$ , а також визначити їхню суму  $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$ , що виражає відносну собівартість обробки  $\bar{C}$  (рис. 7.12а, табл. 7.1).

Як впливає з табл. 7.1 і рис. 7.12а, під час зміни величини  $z$  у межах  $0,1 \dots 1$  перший доданок  $\bar{C}_1 = 1/z$  більше другого доданка  $\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$ . За умови значень  $z \geq 2$ , навпаки, другий доданок більше першого, причому, другий доданок інтенсивно збільшується, викликаючи збільшення суми двох доданків (відносну собівартість обробки  $\bar{C}$ ). Отже, зі збільшенням величини  $z$ , що відповідає збільшенню продуктивності обробки, відносна

собівартість обробки  $\bar{C}$  спочатку інтенсивно зменшується (за рахунок зменшення першого доданка), потім інтенсивно збільшується (за рахунок збільшення другого доданка). Тому у процесі вибору оптимальних параметрів обробки необхідно дотримуватися умови мінімуму собівартості обробки, тому що незначне відхилення  $z$  від значення  $z = 1$  призведе до збільшення величини  $\bar{C}$  (рис. 7.12а). У діапазоні  $0 < z < 1$  роль другого доданка залежності (7.36) незначна, а при  $z > 1$  стає визначальною. У результаті відношення  $\bar{C}_1 / \bar{C}_2 < 1$  (рис. 7.12б). При  $z > 2$  це призведе до багаторазового збільшення  $\bar{C}$  й недоцільності виконувати обробку. Тому необхідно прагнути до реалізації діапазону значень  $0 < z < 1$ , у якому роль другого доданка, обумовленого витратами на інструмент, незначна.

Таблиця 7.1

**Розрахункові значення величин**

$$\bar{C}_1 = 1/z, \bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4, \bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4 \text{ і } \bar{C}_1 / \bar{C}_2$$

для  $m_1 = 5$

$z$	0,1	0,5	1	2	3
$\bar{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$	$0,25 \cdot 10^{-4}$	0,015	0,25	4	20,25
$\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$	10	2,015	1,25	4,5	20,58
$\bar{C}_1 / \bar{C}_2$	$40 \cdot 10^4$	133,3	4	0,0625	0,016

Оскільки за умови  $z < 1$  перший доданок  $\bar{C}_1 = 1/z$  багаторазово перевищує другий доданок  $\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$ , то другий доданок можна не враховувати під час визначення собівартості обробки. Виходячи із цього, позбавлений змісту вибір оптимальної швидкості різання  $V$  за критеріями максимальної стійкості інструмента  $T$  і максимальної довжини шляху  $V \cdot T$ , пройденого інструментом до затуплення (рис. 7.13а [5]), тому що точка мінімуму собівартості  $C$  буде зміщена в область більших значень швидкості різання  $V$  (до значення  $V_{\text{екстр}}$  на рис. 7.13б). Це тому, що мінімум собівартості  $C$  досягається на ділянці монотонно спадаючої функції стійкості інструмента  $T$  (при  $m_1 > 1$ ), тобто при  $V_{\text{екстр}} > V_2 > V_1$ .

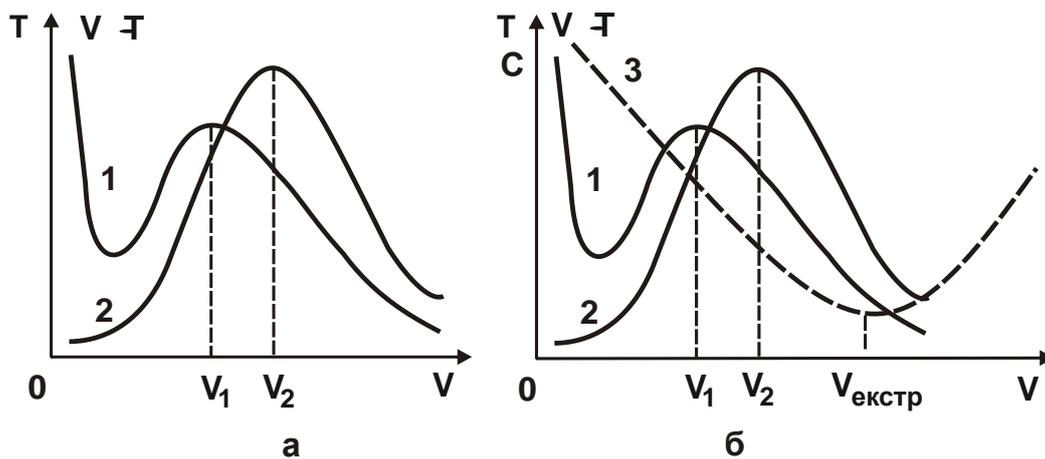


Рис. 7.13. Характер зміни періоду стійкості інструмента  $T$  (1), довжини шляху  $V \cdot T$  (2), пройденого інструментом до затуплення, і собівартості обробки  $C$  (3) від швидкості різання  $V$

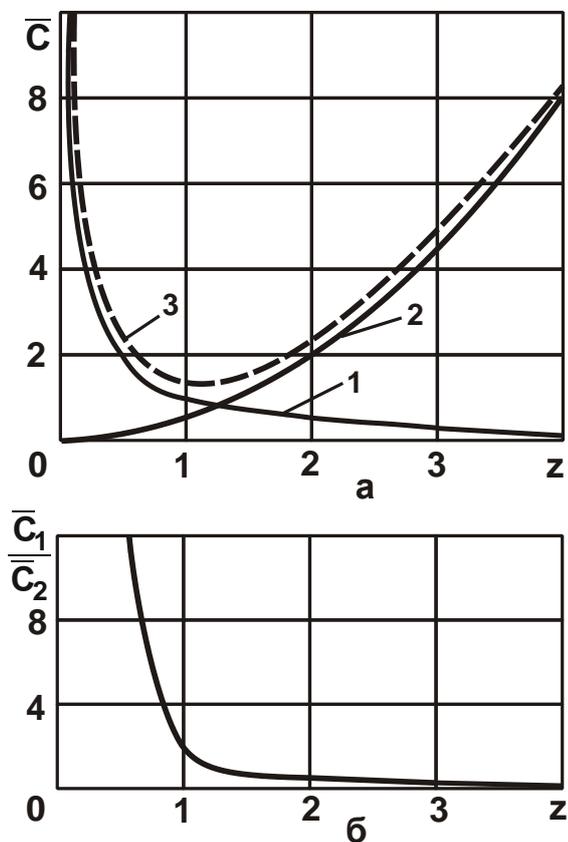


Рис. 7.14. Характер зміни функцій  $\bar{C}_1 = 1/z$  (1),  $\bar{C}_2 = 0,5 \cdot z^2$  (2),  $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^2$  (3) (а)

і  $\bar{C}_1 / \bar{C}_2$  (б) для умови  $m_1 = 3$

двох доданків  $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^2$ , зменшуються, причому, для  $z > 1$  – значно.

Отже, вибір оптимальної швидкості різання необхідно виконувати за критерієм мінімуму собівартості обробки  $C$ . Відомо, що застосування прогресивних конструкцій різальних інструментів сприяє підвищенню їхньої стійкості. Це виражається в зменшенні коефіцієнта  $m_1 \leq 3$ . Тому важливо провести аналіз відносної собівартості обробки  $\bar{C}$  відповідно до залежності (7.36) для  $m_1 = 3$ . У цьому випадку перший доданок  $\bar{C}_1 = 1/z$  залежності (7.36) залишається тим же, а другий – набуває вигляду  $\bar{C}_2 = 0,5 \cdot z^2$ . Тоді сума  $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^2$ .

На рис. 7.14 і в табл. 7.2 наведені результати розрахунків для випадку  $m_1 = 3$ , які показують, що порівняно з випадком  $m_1 = 5$  другий доданок  $\bar{C}_2 = 0,5 \cdot z^2$ , а відповідно й сума

Це вказує на необхідність застосування інструментальних матеріалів, які характеризуються підвищеною зносостійкістю й здатністю зберігати свої різальні властивості під час високих температур різання. Зменшення собівартості обробки, очевидно, забезпечує підвищення продуктивності обробки й у цілому ефективності виробництва.

Таблиця 7.2

**Розрахункові значення величин**

$$\bar{C}_1 = 1/z, \bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4, \bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4 \text{ і } \bar{C}_1/\bar{C}_2$$

**для  $m_1 = 3$**

$z$	0,1	0,5	1	2	3
$\bar{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$	0,005	0,125	0,5	2	4,5
$\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$	10	2,125	1,5	2,5	4,83
$\bar{C}_1/\bar{C}_2$	200	13,3	2	0,25	0,073

У табл. 7.3 і на рис. 7.15а наведені результати розрахунків для випадку  $m_1 = 2$ . При  $z > 1$  відносна собівартість обробки  $\bar{C}$  зі збільшенням  $z$  збільшується не суттєво, і обробка йде в більш широкому діапазоні зміни величини  $z$  порівняно з випадком  $m_1 > 2$  (див. рис. 7.12а і 7.14а).

Таблиця 7.3

**Розрахункові значення величин**

$$\bar{C}_1 = 1/z; \bar{C}_2 = z; \bar{C} = 1/z + z \text{ і } \bar{C}_1/\bar{C}_2$$

**для випадку  $m_1 = 2$**

$z$	0,1	0,5	1	2	3
$\bar{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\bar{C}_2 = z$	0,1	0,5	1	2	3
$\bar{C} = 1/z + z$	10,1	2,5	2	2,5	3,3
$\bar{C}_1/\bar{C}_2$	100	4	1	0,25	0,11



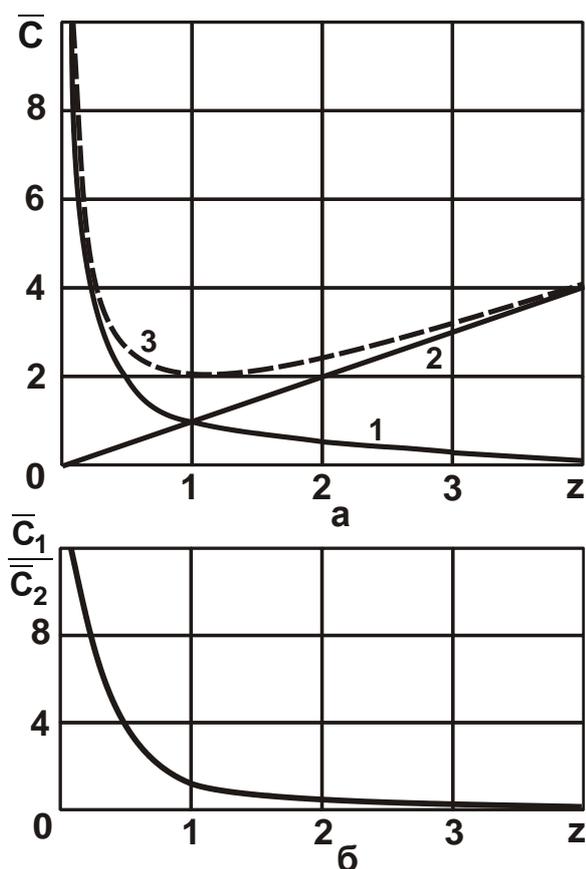


Рис. 7.15. Характер зміни функцій  $\bar{C}_1 = 1/z$  (1),  $\bar{C}_2 = z$  (2),  $\bar{C} = 1/z + z$  (3) (а) і  $\bar{C}_1/\bar{C}_2$  (б) для умови  $m_1 = 2$

Відношення  $\bar{C}_1/\bar{C}_2$  у точці екстремуму собівартості обробки дорівнює одиниці (рис. 7.15б), тоді як при  $m_1 > 2$  воно набуває більших значень (див. рис. 7.12а і 7.14а). У цьому випадку підсилюється роль другого доданка, який входить у залежність (7.36).

При  $m_1 = 1$ , відповідно до залежності (7.36), відносна собівартість обробки  $\bar{C}$  визначається лише першим доданком. Екстремум функції  $\bar{C}$  від  $z$  відсутній: собівартість обробки зі збільшенням  $z$  безупинно зменшується (рис. 7.16). Це значно розширює технологічні можливості механічної обробки. Продуктивність і швидкість різання збільшуються практично необмежено, що вказує на перспективність застосування високошвидкісного різання. Цим пояснюється ефективність застосування сучасних високооборотних верстатів зі ЧПУ, які дозволяють в 10 разів і більше підвищити продуктивність обробки.

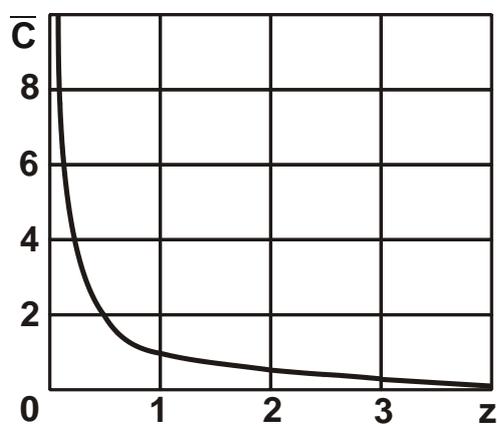


Рис. 7.16. Характер зміни функції  $\bar{C}$  для  $m_1 = 1$

Однак для практичного здійснення високошвидкісного різання необхідне застосування прогресивних інструментів, які забезпечують реалізацію умови  $m_1 \rightarrow 1$ , що фактично виключає вплив теплової напруженості процесу різання на стійкість інструмента. До таких інструментів, як було зазначено, можна віднести інструменти із синтетичних надтвердих матеріалів і твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями [1; 3; 18; 19; 21; 24; 26; 31; 86; 93; 94].

Таким чином, теоретично вирішене завдання мінімізації собівартості обробки й показано, що вибір оптимальних режимів різання, які забезпечують найменшу собівартість і найбільшу продуктивність обробки, цілком залежить від стійкості інструмента. Виходячи із цього, сформульовані практичні рекомендації з підвищення ефективності механічної обробки на основі критерію найменшої собівартості. Вони полягають, насамперед, у застосуванні інструментальних матеріалів, які характеризуються підвищеною зносостійкістю й здатні зберігати свої різальні властивості під час високих температур різання.

## 7.5. Визначення оптимальної кількості споживаних інструментів

Для більш повного аналізу отриманого рішення визначено кількість різальних інструментів  $N_0$ , необхідних для обробки партії з  $N$  деталей:

$$N_0 = \frac{N}{n} = N \cdot \frac{t_0}{T}. \quad (7.37)$$

Під час поздовжнього точіння основний технологічний час обробки  $t_0$  можна виразити залежністю:

$$t_0 = \frac{L}{S_{\text{позд}}}, \quad (7.38)$$

де  $L$  – довжина поздовжнього ходу інструмента, м;

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

Швидкість поздовжньої подачі  $S_{\text{позд}}$  визначається за умови:

$$\tau = \frac{S}{S_{\text{позд}}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}}}{V}, \quad (7.39)$$

де  $\tau$  – час одного обертання оброблюваної деталі, с;

$S$  – поздовжня подача, м/об.;

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

Звідки:

$$S_{\text{позд}} = \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{дет}}} \cdot V. \quad (7.40)$$

Підставляючи залежність (7.40) в (7.38), маємо:

$$t_0 = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot L}{S \cdot V}. \quad (7.41)$$

З урахуванням залежностей (7.9), (7.37) і (7.41) кількість споживаних різальних інструментів  $N_0$  визначиться:

$$N_0 = N \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot L \cdot V^{m_1-1} \cdot S^{p-1} \cdot t^q}{C_4}. \quad (7.42)$$

Кількість деталей  $n$ , оброблюваних одним інструментом:

$$n = \frac{T}{t_0} = \frac{C_4}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot L \cdot V^{m_1-1} \cdot S^{p-1} \cdot t^q}. \quad (7.43)$$

Як видно, зі збільшенням швидкості різання  $V$  кількість споживаних різальних інструментів  $N_0$  збільшується, а кількість деталей  $n$ , оброблюваних одним інструментом, зменшується. На рис. 7.17 показане взаємне розташування залежностей  $N_0$  і собівартості обробки  $C$ . Оче-

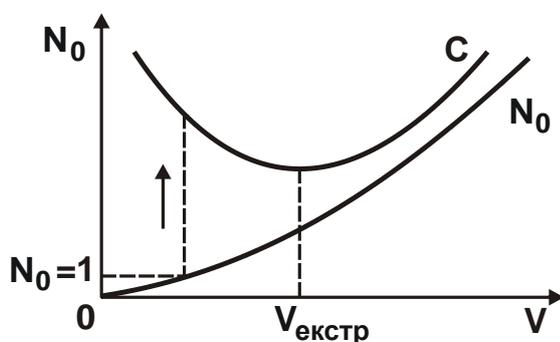
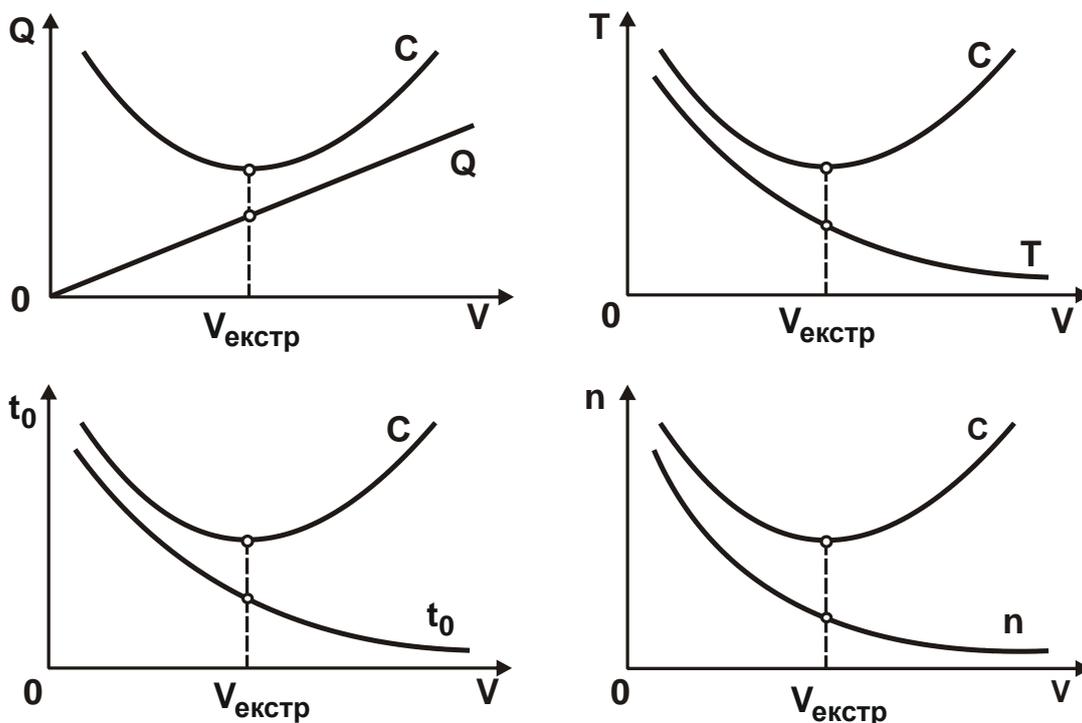


Рис. 7.17. Залежності  $N_0$  і  $C$  від швидкості різання  $V$

видно, під час використання одного різального інструмента ( $N_0 = 1$ ) собівартість обробки  $C$  набуває найбільшого значення (на лівій гілці графіка). Зі збільшенням  $N_0$  собівартість обробки  $C$  буде зменшуватися й при досягненні значення  $N_{0\text{екстр}}$ , яке визначається залежністю (7.24), прийме екстремум (мінімум).

Таким чином, на основі графічної інтерпретації отриманого теоретичного рішення показано, що для обробки партії з  $N$  деталей необхідно використовувати не один інструмент, а певну (оптимальну) кількість інструментів  $N_{0\text{екстр}}$ . Це забезпечує досягнення найменшої собівартості обробки  $C$ .

На рис. 7.18 для наочності отриманого теоретичного рішення наведені графіки зміни продуктивності обробки  $Q$ , стійкості різального інструмента  $T$ , основного технологічного часу обробки  $t_0$  й кількості деталей  $n$ , оброблюваних одним різальним інструментом, залежно від швидкості різання  $V$ .



**Рис. 7.18. Характер зміни собівартості обробки  $C$  й параметрів  $Q$ ,  $T$ ,  $t_0$  і  $n$  від швидкості різання  $V$**

Як видно, продуктивність обробки  $Q$  збільшується, а параметри  $T$ ,  $t_0$  і  $n$  – зменшуються зі збільшенням швидкості різання  $V$ . Оскільки, як було показано, зі збільшенням кількості споживаних різальних інструментів  $N_0$  собівартість обробки  $C$  зменшується до мінімуму (див. рис. 7.17), то, згідно з наведеними графіками (див. рис. 7.18), продуктивність обробки  $Q$  буде збільшуватися, а параметри  $T$ ,  $t_0$  і  $n$  – зменшуватися зі збільшенням  $N_0$ .

## 7.6. Визначення оптимальних параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки

З отриманих теоретичних рішень випливає, що для забезпечення мінімально можливої собівартості обробки необхідно подачу  $S$  й глибину різання  $t$  встановлювати максимально можливими. Ці умови дозволяють спростити методику визначення оптимальних параметрів обробки на основі спрощення емпіричної залежності стійкості інструмента [5]:

$$T = \frac{C_1}{V^{m_1}}, \quad (7.44)$$

де  $C_1, m_1$  – постійні, встановлювані експериментально для заданих умов обробки, крім змінної величини – швидкості різання  $V$ .

Підставляючи залежність (7.37) в (7.8) з урахуванням  $Q = V \cdot S \cdot t$ , маємо:

$$C = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}{V \cdot S \cdot t} + \frac{N \cdot g \cdot (C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}) \cdot V^{m_1-1}}{C_1 \cdot S \cdot t}. \quad (7.45)$$

У результаті отримано залежність, аналогічну залежності (7.15). Собівартість обробки  $C$  змінюється за екстремальною залежністю зі змінною швидкості різання  $V$ , проходячи точку мінімуму. Підкоряючи залежність (7.45) необхідній умові екстремуму  $C'_V = 0$ , отримано екстремальне значення швидкості різання  $V$ :

$$V_{\text{екстр}} = \left[ \frac{S_{\text{тар}} \cdot k \cdot C_1}{(C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (7.46)$$

Екстремальне значення продуктивності обробки визначається:

$$Q_{\text{екстр}} = S \cdot t \cdot \left[ \frac{S_{\text{тар}} \cdot k \cdot C_1}{(C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + \text{Ц}) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (7.47)$$

Відповідно залежність для визначення екстремального значення стійкості інструмента

$$T_{\text{екстр}} = \frac{(C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_1) \cdot (n_1 - 1)}{S_{\text{тар}} \cdot k} \quad (7.48)$$

набуває вигляду, ідентичного залежності (7.21). Підставляючи залежність (7.46) в (7.45), визначено мінімум собівартості обробки:

$$C_{\text{min}} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}{S \cdot t} \cdot \left[ \frac{(C_{\text{зн}} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C_1) \cdot (n_1 - 1)}{S_{\text{тар}} \cdot k \cdot C_1} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(n_1 - 1)} \right]. \quad (7.49)$$

З урахуванням залежності (7.48) залежність (7.49) набуває вигляду:

$$C_{\text{min}} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}{S \cdot t} \cdot \left( \frac{T_{\text{екстр}}}{C_1} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(n_1 - 1)} \right]. \quad (7.50)$$

Із залежності (7.50) випливає, що зі збільшенням екстремального значення стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$  мінімум собівартості обробки  $C_{\text{min}}$  збільшується. Отже, з погляду зниження собівартості обробки необхідно  $T_{\text{екстр}}$  зменшувати.

Неважко бачити, що залежність (7.49) аналогічна залежності (7.28), у якій перший доданок більше другого. Остаточна залежність (7.49) виражається:

$$C_{\text{min}} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{тар}} \cdot k}{Q_{\text{екстр}}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(n_1 - 1)} \right]. \quad (7.51)$$

Як видно, залежність (7.51) ідентична залежності (7.29). Виходячи із залежності (7.51), зменшити  $C_{\text{min}}$  можна збільшенням продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$ . Необхідно відзначити, що запропонований підхід до визначення оптимальних параметрів обробки за критерієм найменшої собі-

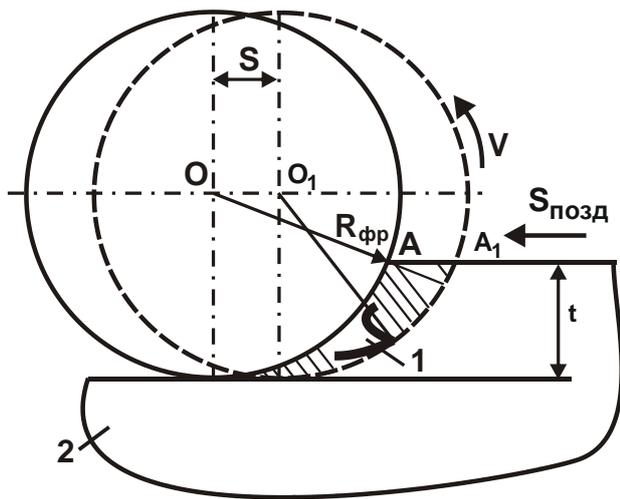


Рис. 7.19. **Схема фрезерування  
циліндричною фрезою**

Умовні позначення: 1 – зуб фрези;  
2 – оброблюваний матеріал

вартості справедливий не тільки для процесу поздовжнього точіння, але й інших процесів механічної обробки, наприклад, фрезерування циліндричною фрезою (рис. 7.19). У цьому випадку продуктивність обробки визначається залежністю:

$$Q = B \cdot t \cdot S_{\text{позд}}, \quad (7.52)$$

де  $B$  – ширина фрезерування, м;

$t$  – глибина різання, м;

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

Для визначення  $S_{\text{позд}}$  слід скористатися умовою:

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{\text{фр}}}{V} = \frac{S}{S_{\text{позд}}}, \quad (7.53)$$

де  $\tau$  – час одного обертання фрези, с;

$R_{\text{фр}}$ ;  $D_{\text{фр}}$  – радіус та діаметр фрези, м (див. рис. 7.19);

$S$  – подача, м/об.;

$V$  – швидкість обертання фрези (швидкість різання), м/с.

Виражаючи залежність (7.53) відносно  $S_{\text{позд}}$ , маємо:

$$S_{\text{позд}} = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{фр}}}. \quad (7.54)$$

Тоді продуктивність обробки виразиться:

$$Q = \frac{B}{\pi \cdot D_{\text{фр}}} \cdot t \cdot S \cdot V = \frac{B \cdot z}{\pi \cdot D_{\text{фр}}} \cdot t \cdot S_z \cdot V, \quad (7.55)$$

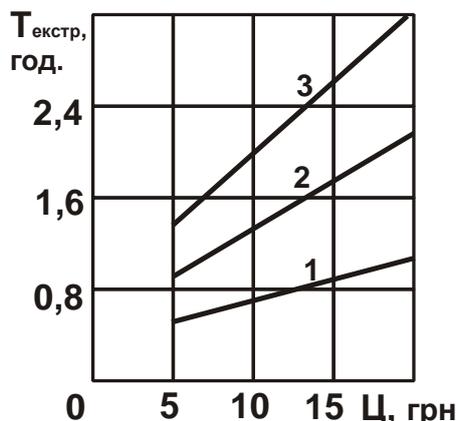
де  $z$  – кількість зубів фрези;

$S_z$  – подача на один зуб фрези, м/зуб.

Дана залежність відрізняється від аналогічної залежності для визначення продуктивності обробки під час поздовжнього точіння  $Q = S \cdot t \cdot V$  лише постійним множником  $V/\pi \cdot D_{фр}$ . Оскільки продуктивність обробки  $Q$  входить у знаменник залежності (7.7) і відповідно залежності (7.45), то зазначений множник не впливає на характер зміни залежності для визначення собівартості обробки  $C$ . Отже, всі рішення, отримані для процесу поздовжнього точіння, залишаються справедливими й для процесу фрезерування циліндричною фрезою. Це відноситься до визначення швидкості різання  $V_{екстр}$ , стійкості інструмента  $T_{екстр}$ , основного технологічного часу обробки  $t_{0екстр}$ , кількості деталей, оброблюваних одним інструментом,  $n_{екстр}$  і кількості споживаних різальних інструментів  $N_{0екстр}$  за наведеними залежностями (7.20) – (7.24).

Залежність для визначення стійкості інструмента  $T_{екстр}$  у цьому випадку є універсальною, тому що вона справедлива для всіх методів механічної обробки за умови переваги в процесі різання температурного фактора. На рис. 7.20 і в табл. 7.4 наведені розраховані за залежністю (7.48) значення оптимальної стійкості різального інструмента  $T_{екстр}$  для таких вихідних даних:

$$t_{зн} = 0,25 \text{ год.}; S_{тар} = 12 \text{ грн/год.}; k = 2.$$



**Рис. 7.20. Залежність оптимальної стійкості інструмента  $T_{екстр}$  від ціни інструмента  $C$**

Умовні позначення: 1 –  $m_1 = 2$ ;  
2 –  $m_1 = 3$ ; 3 –  $m_1 = 4$

Теоретичні результати погодяться з відомими експериментальними даними стійкості різальних інструментів (табл. 7.5 і 7.6 [99]). При цьому показник ступеня  $m_1$  змінюється в межах 2 ... 5. Отже, використовуючи залежність (7.48), можна розрахунковим шляхом визначити оптимальну (економічну) стійкість інструмента  $T_{екстр}$ ,

а на основі залежностей (7.19), (7.20), (7.22), (7.23) і (7.24) – оптимальні значення продуктивності обробки  $Q_{екстр}$ , швидкості різання  $V_{екстр}$ , основного технологічного часу обробки  $t_{0екстр}$ , кількості деталей  $n_{екстр}$ , оброблюваних одним інструментом, і кількості споживаних інструментів  $N_{0екстр}$ .



Таблиця 7.4

**Значення оптимальної стійкості інструмента  $T_{екстр}$  (у годинах)**

$m_1$	Ц, грн			
	5	10	15	20
2	0,46	0,67	0,875	1,08
3	0,92	1,34	1,75	2,16
4	1,38	2,01	2,625	3,24

Таблиця 7.5

**Значення середньої стійкості різців (у хвиликах)**

Тип різця	Поперечний переріз	Швидкорізальні різці		Твердосплавні різці
		по сталі	по чавуну	по сталі й чавуну
Прохідні й підрізні	10x16			
	16x25	30 – 50	40 – 60	25 – 40
	25x40	35 – 60	50 – 75	40 – 75
Відрізні й прорізні	10x16	15 – 25	25 – 45	25 – 50
	30x40			

Таблиця 7.6

**Значення середньої стійкості циліндричних, дискових, торцевих і фасонних швидкорізальних фрез (у хвиликах)**

Ширина фрези (у мм)	Незатіловані фрези (діаметр у мм)									
	30	40	50	60	80	100	130	160	210	290
	Затіловані фрези (діаметр у мм)									
	–	30	40	50	60	80	100	130	160	210
6	40	50	60	70	80	95	115	130	160	225
10	50	60	70	80	95	115	130	160	190	265
20	60	70	80	95	115	130	160	190	225	315
40	70	80	95	115	130	160	190	225	265	–
80	80	95	115	130	160	190	225	265	315	–
160	95	115	130	160	190	225	265	315	400	–
320	115	130	160	190	225	265	315	–	–	–

Необхідно зазначити, що прийняті в табл. 7.4 значення  $C$  відповідають вартості твердосплавних різальних пластин, використовуваних у різцях і фрезах.

### 7.7. Визначення собівартості під час обробки партії деталей одним інструментом

Заслуговує на увагу залежність (7.5), отримана для випадку, коли всі  $N$  деталей обробляються одним інструментом ( $N_0 = 1$ ), а стійкість інструмента дорівнює  $T = N \cdot t_0$ . У цьому випадку відсутній екстремальний характер залежності собівартості обробки  $C$ , тобто екстремум собівартості обробки  $C$  досягається лише у випадку  $N_0 > 1$ .

Як впливає із залежності (7.5), зменшити собівартість обробки  $C$  можна зменшенням параметрів  $T$  і  $C$ . З використанням результатів багатофакторного планування експерименту стійкість різального інструмента (під час поздовжнього точіння) визначається:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p} [5],$$

де  $V$  – швидкість різання;

$t$  – глибина різання;

$S$  – подача;

$C_4, m_1, q, p$  – постійні для певних умов обробки ( $m_1 > p > q$ ).

Очевидно, чим більше параметри режиму різання  $V, t$  і  $S$ , тим менше стійкість інструмента  $T$  й відповідно собівартість обробки  $C$ . Найбільше впливає на  $T$  швидкість різання  $V$ . Оскільки  $m_1 > 1$ , то навіть незначне збільшення швидкості різання  $V$  приводить до суттєвого зменшення стійкості інструмента  $T$  й відповідно собівартість обробки  $C$ . Із цього впливає доцільність використання високооборотних верстатів та інструментальних матеріалів, які характеризуються підвищеними фізико-механічними властивостями.

Необхідно зазначити, що з урахуванням виразу  $G_{\text{мат}} = Q \cdot N \cdot \tau_0$  й умови  $N_0 = 1$ , залежність (7.4) можна подати у вигляді:

$$C = \frac{G_{\text{мат}}}{Q} \cdot S_{\text{тар}} \cdot k + C, \quad (7.56)$$

де  $G_{\text{мат}}$  – сумарний об'єм матеріалу, що знімається з  $N$  деталей,  $\text{м}^3$ ;

$Q = V \cdot t \cdot S$  – продуктивність обробки,  $\text{м}^3/\text{с}$ .

Як видно, собівартість обробки  $C$  цілком однозначно визначається продуктивністю обробки  $Q$ . Вона тим менша, чим більша  $Q$  при заданому значенні  $\mathcal{G}_{\text{мат}}$ .

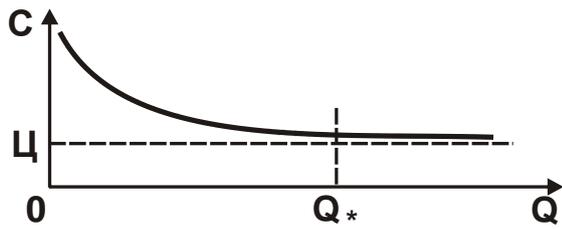


Рис. 7.21. Залежність  $C$  від продуктивності обробки  $Q$

Очевидно, продуктивність  $Q$  змінюється не безмежно. Існує її кінцеве значення  $Q^*$  (рис. 7.21), яке встановлюється з залежності  $\mathcal{G}_{\text{мат}} = Q^* \cdot T$ .

Підставляючи в дану залежність  $Q^* = V \cdot t \cdot S$  й виражаючи  $T$  залежністю (7.9), визначено швидкість різання:

$$V = \left( \frac{C_4}{\mathcal{G}_{\text{мат}}} \right)^{\frac{1}{m_1-1}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{q-1}{m_1-1}} \cdot S^{\frac{p-1}{m_1-1}}}. \quad (7.57)$$

Тоді параметри  $Q^*$  й  $T$  опишуться:

$$Q^* = \left( \frac{C_4}{\mathcal{G}_{\text{мат}}} \right)^{\frac{1}{m_1-1}} \cdot t^{\frac{m_1-q}{m_1-1}} \cdot S^{\frac{m_1-p}{m_1-1}}; \quad (7.58)$$

$$T = \frac{\mathcal{G}_{\text{мат}}^{\frac{m_1}{m_1-1}}}{C_4^{\frac{m_1}{m_1-1}}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{m_1-q}{m_1-1}} \cdot S^{\frac{m_1-p}{m_1-1}}}. \quad (7.59)$$

Із залежності (7.58) випливає, що продуктивність обробки  $Q^*$  тим більша, чим більші параметри режиму різання  $t$  й  $S$ . Під час точіння вуглецевої конструкційної сталі твердосплавним різцем параметри  $m_1 = 5$ ;  $p = 1,75$ ;  $q = 0,75$  [5]. Тоді залежності (2.57), (7.58) і (7.59) виразяться:

$$V = \left( \frac{C_4}{\mathcal{G}_{\text{мат}}} \right)^{0,25} \cdot \frac{t^{0,063}}{S^{0,188}}; \quad (7.60)$$

$$Q_* = \left( \frac{C_4}{g_{\text{MAT}}} \right)^{0,25} \cdot t^{1,063} \cdot S^{0,812}, \quad (7.61)$$

$$T = \frac{g_{\text{MAT}}^{1,25}}{C_4^{0,25}} \cdot \frac{1}{t^{1,063} \cdot S^{0,812}}. \quad (7.62)$$

Як видно, швидкість різання  $V$  мало залежить від параметрів  $t$  і  $S$ , а визначається відношенням  $C_4 / g_{\text{MAT}}$ : чим воно більше, тим більше  $V$ .

Продуктивність обробки  $Q_*$  збільшується зі збільшенням параметрів  $t$  і  $S$ , а стійкість інструмента  $T$ , навпаки, зменшується. Отже, з погляду збільшення продуктивності й зниження собівартості обробки доцільно глибину різання  $t$  встановлювати рівній або кратній величині припуску, а подачу  $S$  – максимально можливою. Це погодиться з аналогічним рішенням, наведеним у п. 7.1. Разом із тим, залежності (7.57), (7.58) і (7.59) для визначення швидкості різання  $V$ , продуктивності обробки  $Q_*$  й стійкості інструмента  $T$  відрізняються від аналогічних залежностей (7.20), (7.19) і (7.21). Це пов'язане з тим, що залежності (7.20), (7.19) і (7.21) отримані для умови мінімуму собівартості обробки  $C$ , а залежності (7.57), (7.58) і (7.59), по суті, – для лівої гілки графіка залежності  $C - Q$  (див. рис. 7.10). Тому дані залежності збігаються лише у випадку  $N_0 = 1$  й  $N = n_{\text{екстр}}$ . Таким чином, залежності (7.57), (7.58) і (7.59) для випадку  $N_0 = 1$  є частковими стосовно залежностей (7.20), (7.19) і (7.21).

Розрахунками встановлено, що перший доданок залежності (7.56) більше другого доданка. Отже, зменшити собівартість обробки  $C$  можна, насамперед, за рахунок зменшення першого доданка, збільшуючи продуктивність обробки  $Q$  шляхом збільшення швидкості різання  $V$ . Для реалізації даної умови необхідне застосування більш коштовного інструмента, що призводить до збільшення другого доданка залежності (7.56). Однак, як встановлено розрахунками, в результаті збільшення продуктивності обробки  $Q$  зменшення першого доданка з надлишком компенсує збільшення другого доданка залежності (ціни інструмента  $C$ ). Це приводить до зменшення собівартості обробки  $C$ . Крім оплати праці робітника зменшуються також витрати, пов'язані з експлуатацією встаткування, накладні й адміністративні витрати на одну оброблювану деталь.

## 7.8. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних рішень

З метою оцінки вірогідності отриманих теоретичних рішень були проведені експериментальні дослідження установлення собівартості обробки й оптимальної стійкості інструментів на операції фрезерування деталей з важкооброблюваного матеріалу (сталі Х2 ГСНВМ-ВД). Порівнювалися два варіанти фрезерування: монолітною кінцевою фрезею  $\varnothing 40$  мм (виготовленою зі швидкорізальної сталі Р18 (рис. 7.22)) вітчизняного виробництва й збірною кінцевою фрезею  $\varnothing 32$  мм (оснащеною змінними пластинами із твердого сплаву ТТ9030 зі зносостійким покриттям (рис. 7.23)) виробництва фірми *TaeguTec* (Південна Корея). Кількість зубів у фрез – 5; глибина різання – 2,5 мм; ширина різання – 6 мм; кількість проходів – 12.



Рис. 7.22. Кінцеві фрези зі швидкорізальної сталі Р18



Рис. 7.23. Збірна кінцева фреза та змінна багатогранна пластина

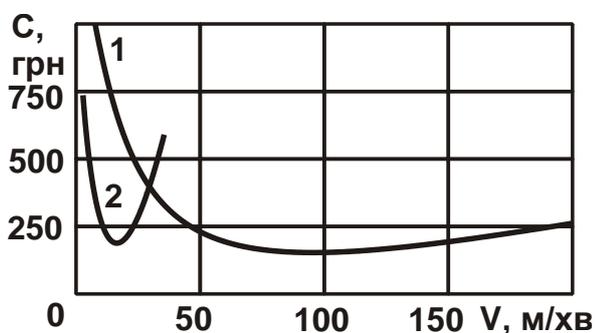


Рис. 7.24. Залежність C від V

Умовні позначення: 1 – збірня фреза;  
2 – монолітна фреза  
S = 0,75 мм/об., а монолітною фрезею – з подачею S = 0,3 мм/об. Як вид-

На рис. 7.24 наведені графіки зміни собівартості обробки C від швидкості різання V під час обробки збірною й монолітною кінцевими фрезами з урахуванням двох статей витрат  $C_1$  і  $C_2$ , пов'язаних із заробітною платою робітника й витратами на інструмент. Обробка збірною фрезею здійснювалася з подачею S = 0,75 мм/об., а монолітною фрезею – з подачею S = 0,3 мм/об. Як вид-

но, зі збільшенням швидкості різання  $V$  собівартість обробки  $C$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму, що погодиться з отриманими теоретичними рішеннями.

Під час обробки збірною фрезою, незважаючи на збільшену подачу, собівартість обробки  $C$  менше, ніж у ході обробки монолітною фрезою, а екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$  досягається за умови значно більшої швидкості різання ( $V = 99$  м/хв проти  $V = 16$  м/хв для монолітної фрези). Отже, під час обробки збірною фрезою швидкість різання  $V$  можна встановлювати в широких межах, тому що при цьому собівартість обробки суттєво не змінюється. У ході обробки монолітною фрезою існує “вузький” діапазон зміни швидкості різання, тому що незначне її відхилення від оптимального значення приводить до значного збільшення собівартості обробки. Цим доведена ефективність застосування з погляду зменшення собівартості обробки збірних кінцевих твердосплавних фрез зі зносостійким покриттям.

Експериментально встановлено, що оптимальна стійкість збірної кінцевої фрези, яка відповідає екстремуму (мінімуму) собівартості обробки  $C$ , становить  $T = 256$  хв (4,26 год.). При цьому обробка ведеться зі швидкістю різання 99 м/хв і подачею 0,75 мм/об. (див. рис. 7.24).

Оптимальна стійкість монолітної кінцевої фрези, яка відповідає екстремуму (мінімуму) собівартості обробки  $C$ , становить  $T = 384$  хв = 6,4 год. При цьому обробка ведеться зі швидкістю різання 16 м/хв і подачею 0,3 мм/об. (див. рис. 7.24).

Важливо виконати розрахунок оптимальної (економічної) стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$  за залежністю (7.48) з урахуванням вихідних даних, наведених у табл. 7.7 і табл. 7.8 для умов обробки, які відповідають екстремуму (мінімуму) собівартості обробки.

Збірна фреза складається з корпусу вартістю 1 200 грн і 5 різальних пластин вартістю 40 грн за кожну, кількість ріжучих кромочок у пластини 4. Ресурс роботи корпусу фрези (кількість циклів заміни кромочок) дорівнює 400. У зв'язку із цим розрахункову ціну збірної фрези можна розглядати без урахування вартості його корпусу, тоді  $C = 5 \cdot 40$  грн/4 = 50 грн. Як встановлено експериментально, фактичний час на зміну інструмента (заміну різальних кромочок) дорівнює  $t_{\text{зН}} = 5$  хв. Тарифна ставка робітника становить  $S_{\text{тар}} = 12$  грн/год., а коефіцієнт  $k = 2$ . Безрозмірний параметр

$m_1 = 3$ . Підставляючи ці дані в (7.48), отримано:  $T_{\text{екстр}} = 4,3 \text{ год.} = 260 \text{ хв.}$   
 Як видно, розбіжність розрахункового й експериментального значень оптимальної (економічної) стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$  незначно (в межах 10 %). Це свідчить про вірогідність отриманих теоретичних рішень.

Таблиця 7.7

**Вихідні дані для розрахунку витрат на виконання операції  
 фрезерування кінцевою фрезею**

Порівняльні показники	Одиниця виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (новий)
			Фірма <i>TaeguTec</i>
Оброблюваний матеріал		Х2 ГСНВМ-ВД	
Діаметр фрези D	мм	40	42
Швидкість різання V	мм/хв	16	99
Оберти шпинделя n	об./хв	125	750
Кількість зубів z	шт.	5	5
Подача на зуб $S_z$	мм/зуб	0,06	0,15
Подача на оберт $S_a$	мм/об.	0,3	0,75
Величина подачі $S_{\text{хв}}$	мм/хв	38	563
Глибина різання t	мм	2,5	2,5
Ширина різання B	мм	6	6
Кількість проходів	шт.	12	12
Сумарне лінійне переміщення інструмента на робочій подачі під час обробки однієї деталі $\sum L = L_{\text{ВХ}} + L_{\text{РОБ}} + L_{\text{ВИХ}}$	мм	1 200	1 200
<b>Результат</b>			
Машинний час обробки $T_{\text{маш}}$	хв	384,0	<b>25,6</b>
Час на зміну деталі $T_{\text{дет}}$	хв	15	15
Час на зміну інструмента $T_{\text{інстр}}$ фактичний	хв	15	5
Трудомісткість операції $T = T_{\text{маш}} + T_{\text{дет}} + T_{\text{інстррозр}} \approx 60$	год.	6,90	<b>0,8</b>
Стійкість інструмента	деталь	1	10

## Витрати на виконання операції фрезерування

Порівняльні показники	Одиниця виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (новий)
1	2	3	4
Виготовлювач			Фірма <i>TaeguTec</i>
Вид інструмента		Фреза	Фреза
Тип інструмента		Монолітна	Збірна
Позначення інструмента			TE90 SD-632-W 32-05-C
Позначення пластини			SDMT 050204-M
Матеріал різальної частини		P18	TT9030
Вартість корпусу збірного інструмента	грн		1 200
Вартість пластини	грн		40
Кількість пластин в інструменті	шт.		5
<b>Вартість інструмента</b>	грн	138	1 400
Кількість різальних кромок у пластині	шт.	1	4
Кількість переточувань інструмента	шт.	20	
Ресурс корпусу інструмента (кількість циклів заміни кромки)	шт.		400
Ресурс інструмента після переточування	%	100	
Витрати на переточування споживачем	грн	20	
Витрати на 1 інструмент	грн	538	
Вартість однієї різальної кромки	грн	25,60	10,00
Стійкість інструмента	деталь	1	10
Кількість деталей, оброблених одним інструментом	деталь	21	40
Відносні витрати на інструмент на 1 операцію (1 деталь)	грн	25,60	<b>5,30</b>
Витрати на додаткове оснащення (патрони, цанги, перехідники, оправлення)	грн	0	1 000
Ресурс додаткового оснащення	років	0	3
Фонд роботи встаткування за рік	година	4 000	4 000
Час обробки деталі (трудомісткість) T	година	6,90	0,8
Максимальна кількість деталей, оброблених у ресурсний строк	шт.		15 824
Витрати на додаткове оснащення на 1 деталь	грн		0,06



1	2	3	4
Відносні витрати на інструмент і додаткове оснащення на 1 операцію (1 деталь)	грн	25,60	<b>5,36</b>
Мінімальна партія поставки пластин	шт.		10
Витрати на 1 комплект інструмента	грн		2 400
Витрати на 1 комплект пластин (10 шт.)	грн		400
Кількість деталей, оброблених одним комплектом пластин, які поставляються (10 шт.)	шт.		80

Під час розрахунку оптимальної стійкості монолітної кінцевої фрези  $\varnothing 40$  мм (виготовленої зі швидкорізальної сталі P18) необхідно виходити з наступного. Вартість фрези становить 138 грн. Однак вона допускає 20 перезаточень (ресурс роботи фрези після перезаточення дорівнює 100 %). Витрати на одне перезаточення становлять 20 грн. Виходячи із цього, як розрахункову ціну інструмента слід розглядати  $C = 20$  грн. Час на заміну інструмента становить  $t_{\text{зн}} = 15$  хв. Експериментально встановлено, що безрозмірний параметр  $m_1 = 6$ . Підставляючи ці дані в залежність (7.48) з урахуванням  $S_{\text{тар}} = 12$  грн/год. й  $k = 2$ , отримано:

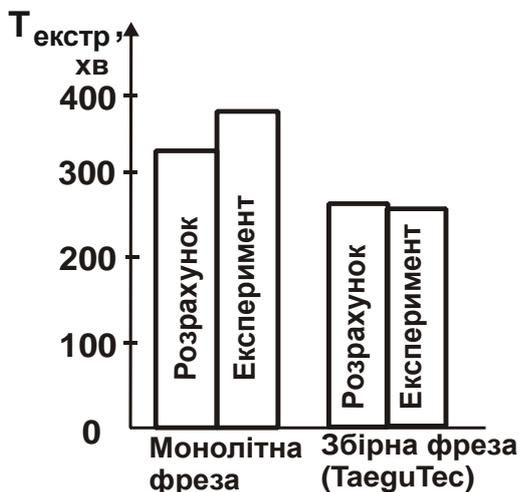


Рис. 7.25. **Діаграма розподілу значень стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$**

Збільшене значення  $T_{\text{екстр}}$  у ході обробки монолітною фрезою, виходячи із (7.50), свідчить про більш високу собівартість обробки, тому що в цьому випадку реалізується менша швидкість різання.

Таким чином показано, що експериментально встановлені значення оптимальної (економічної) стійкості збірної й монолітної кінцевих фрез приблизно відповідають мінімуму собівартості обробки (установленого теоретично), тобто обробка ведеться на оптимальних режимах різання. У зв'язку із цим, важливо визначити відношення двох статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника й витратою інструментів за період їхньої стійкості. Під час обробки збіркою фрезою фірми *TaeguTec* витрати на заробітну плату робітника в точці екстремуму (мінімуму) собівартості обробки становлять  $C_1 = T \cdot z_{\text{час}} \cdot k = 4,26 \cdot 12 \cdot 2 = 102,24$  грн, а витрати на інструмент –  $C_2 = C = 50$  грн (рис. 7.26а). Відношення витрат дорівнює  $C_1/C_2 = 2$  (рис. 7.27б). Виходячи із залежності (7.29), відношення витрат за двома розглянутими статтями для  $m_1 = 3$  дорівнює 2. Як видно, розрахункове й експериментальне значення збігаються. Це свідчить, по-перше, про вірогідність отриманого теоретичного рішення, по-друге, про те, що мінімум собівартості обробки реалізується за умови 2-х кратного перевищення витрат по заробітній платі над витратами на інструмент.

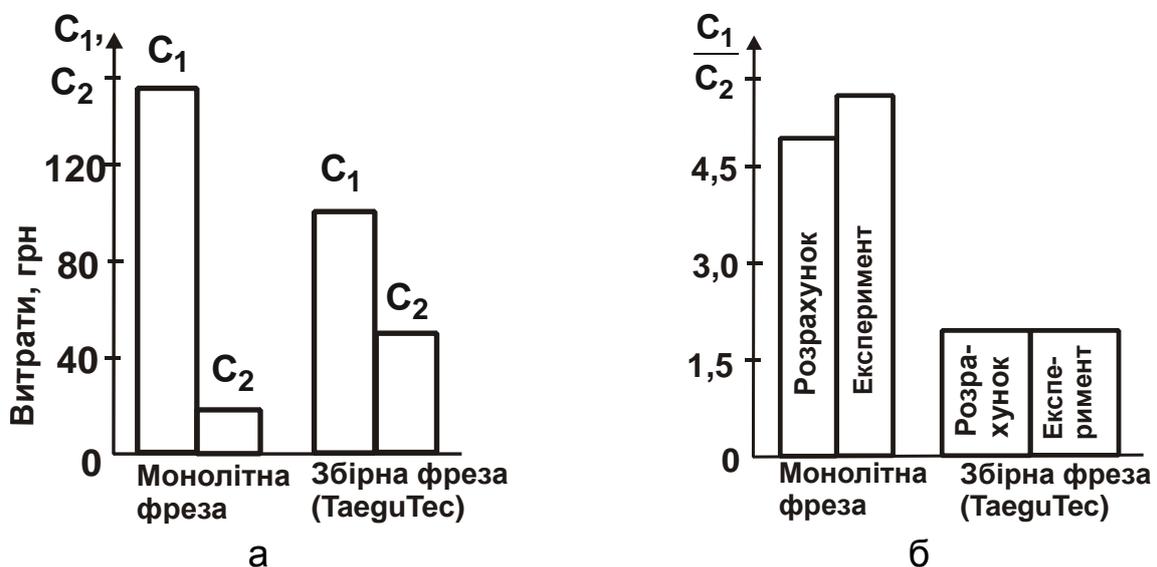


Рис. 7.26. **Діаграми розподілу значень витрат  $C_1$  і  $C_2$  (а) та відношення  $C_1/C_2$  (б)**

Така ж закономірність має місце й під час фрезерування монолітною фрезою. Витрати на заробітну плату робітника в точці екстремуму (мінімуму) собівартості становлять  $C_1 = T \cdot z_{\text{час}} \cdot k = 6,4 \cdot 12 \cdot 2 = 153,60$  грн,

а витрати на інструмент –  $C_2 = Ц = 20$  грн (див. рис. 7.26а). Відношення витрат дорівнює  $C_1/C_2 = 5,69$  (див. рис. 7.27б). Відповідно до залежності (7.29), відношення цих двох розглянутих витрат для  $m_1 = 6$  дорівнює 5. Отже, розрахункове й експериментальне значення даного відношення відрізняються незначно (у межах 15 %), що підтверджує вірогідність отриманого теоретичного рішення. Мінімум собівартості обробки в цьому випадку реалізується за умови приблизно 5-кратного перевищення витрат на заробітну плату над витратами на різальний інструмент.

Таким чином показано, що отримана аналітична залежність (7.29) достатньо об'єктивно відображає закономірності зміни двох змінних статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника-верстатника й витратами на різальний інструмент.

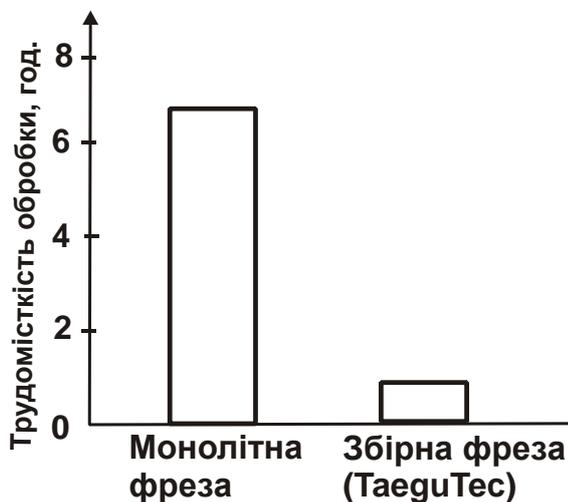


Рис. 7.27. **Діаграма розподілу значень трудомісткості обробки однієї деталі**

На рис. 7.27 наведені експериментальні значення трудомісткості обробки однієї деталі під час фрезерування монолітною й збірною кінцевими фрезами, які досягаються в точці екстремуму (мінімуму) собівартості обробки. Як видно, значення відрізняються майже на порядок, тобто застосування збірної кінцевої фрези багаторазово збільшує продуктивність обробки. При цьому стійкості фрези достатньо для обробки 10 деталей, тоді як монолітна фреза (за період її стійкості) дозволяє обробити лише 1 деталь. Цим показана ефективність застосування з погляду зниження собівартості обробки більш продуктивного, хоча й коштовного збірного твердосплавного інструмента виробництва фірми *TaeguTec*.

Підводячи підсумки проведеного аналізу, можна зазначити, що в роботі отримана надзвичайно важлива аналітична залежність для визначення оптимальної (економічної) стійкості інструмента, яка відповідає мінімуму собівартості обробки. Це відкриває нові можливості науково обґрунтованого вибору оптимальних умов обробки й проектування ефективних технологічних процесів механічної обробки. У зв'язку із цим відпадає необхідність проведення складних і трудомістких експеримен-

тальних досліджень з визначення екстремуму (мінімуму) собівартості обробки. Достатньо за залежністю (7.48) визначити оптимальну стійкість інструмента, а за залежністю (7.35) – оптимальну швидкість різання, що відповідає заданій (оптимальній) стійкості інструмента. Подачу й глибину різання слід встановлювати максимально можливими, як це показано в п. 7.3.

Необхідно зазначити, що традиційно оптимальна стійкість інструмента встановлюється експериментально. В науково-технічній літературі наведено достатньо велику кількість експериментальних даних оптимальної стійкості інструмента для різних методів механічної обробки [5; 9; 23; 24; 27; 41; 99; 100]. Однак із появою нових оброблюваних і інструментальних матеріалів постійно виникає потреба у визначенні оптимальних значень стійкості інструментів для конкретних пар “оброблюваний – інструментальні матеріали”, що вимагає проведення трудомістких експериментальних досліджень. Завдяки отриманій залежності з'являється можливість аналітичного визначення оптимальної стійкості інструмента для різних випадків обробки з урахуванням вартості інструмента, фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу, витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника й підготовкою інструмента й верстата до роботи. Це істотно спрощує методику вибору оптимальних параметрів режиму різання й характеристик різальних інструментів. Отже, використовуючи отримані в даній роботі нові теоретичні рішення, можна прогнозувати стійкість інструмента з урахуванням сумарних витрат на організацію виробництва, що в остаточному підсумку приводить до досягнення найменшої собівартості обробки.

### **7.9. Оцінка економічної ефективності застосування збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями**

У п. 7.8 виконано експериментальну перевірку правильності отриманих теоретичних рішень з визначення собівартості обробки на операції фрезерування деталей з важкооброблюваного матеріалу (сталі Х2 ГСНВМ-ВД) монолітною фрезою  $\varnothing 40$  мм (виготовленою зі швидкорізальної сталі Р18) і збірною фрезою  $\varnothing 42$  мм, оснащеною пластинами із твердого сплаву ТТ9030 зі зносостійким покриттям виробництва фірми

*TaeguTec*. Показано, що в другому випадку забезпечується суттєве зменшення собівартості обробки. Однак результати отримані з урахуванням лише двох змінних статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника й витратою різальних інструментів. Для більш повного аналізу собівартості обробки необхідно враховувати також змінні статті витрат, пов'язані з експлуатацією встаткування (металорізальних верстатів), та інші витрати. У зв'язку із цим, необхідно визначити сумарні витрати (повну собівартість обробки  $C$ ) для умов обробки, описаних у п. 7.8 (див. табл. 7.7 і 7.8), на основі наступної залежності:

$$C = C_1 + C_2 + C_3 + P_{\text{витр}}, \quad (7.63)$$

де  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  – відповідно витрати на заробітну плату робітників, різальний інструмент і встаткування, грн;

$P_{\text{витр}}$  – інші витрати (додаткові накладні витрати без урахування витрат на встаткування й різальний інструмент), грн.

У табл. 7.9 – 7.11 наведені результати розрахунків 4-х розглянутих статей витрат, які приходяться на одну оброблювану деталь. Як видно, при фрезеруванні монолітною фрезею зі швидкорізальної сталі P18 витрати становлять:  $C_1 = 120,33$  грн;  $C_2 = 25,6$  грн;  $C_3 = 171,26$  грн;  $P_{\text{витр}} = 180,5$  грн, а собівартість обробки  $C = 497,69$  грн. Відповідно під час фрезерування збірною фрезею, оснащеною змінними пластинами із твердого сплаву TT9030 зі зносостійким покриттям, витрати становлять:  $C_1 = 19,53$  грн;  $C_2 = 5,36$  грн;  $C_3 = 19,86$  грн;  $P_{\text{витр}} = 29,30$  грн, а собівартість обробки становить  $C = 74,05$  грн. У підсумку собівартість обробки від застосування збірної фрези зменшилася в 6,7 рази, а економія витрат (на 1 деталь) склала 423,64 грн, тоді як ціна збірної фрези дорівнює 1 400 грн, а ціна монолітної фрези – усього 138 грн, тобто ціна збірної фрези більше ціни монолітної фрези. Цим показана ефективність застосування з погляду зниження собівартості обробки більш продуктивного, хоча й коштовного інструмента виробництва фірми *TaeguTec*.

Як видно, собівартість обробки збірною фрезею істотно менше (рис. 7.28). Це обумовлено підвищеними фізико-механічними властивостями інструментального матеріалу збірної фрези та її більш високою різальною здатністю й стійкістю. У результаті досягається значно більша

продуктивність обробки (в 8,6 разів перевищуюча продуктивність фрезерування монолітною фрезою зі швидкорізальної сталі P18), що, властиво, і є основною умовою зменшення собівартості обробки.

Таблиця 7.9

**Розрахунок витрат на заробітну плату робітника  $C_1$   
на 1 операцію (на 1 деталь)**

Статті витрат на заробітну плату робітника	Позначення	Одиниця виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (новий)
Трудомісткість операції	T	год.	6,90	0,8
Тарифна ставка робітника	$S_{\text{тар}}$	грн/год.	12	12
Коефіцієнт підвищення зарплати робітника за зниження трудомісткості	$K_1$		1	1,4
Основна заробітна плата робітника	$C_{\text{осн}}$	грн	82,80	13,44
Додаткова заробітна плата робітника	$K_1$	%	8,33	8,33
	$C_{\text{дод}}$	грн	6,89	1,12
Відрахування на соціальне страхування	$K_3$	%	37	37
	$B_{c/c}$	грн	30,636	4,97
<b>Витрати на заробітну плату в розрахунку на 1 деталь (1 операцію)</b>	$C_1$	грн	120,33	19,53

Таблиця 7.10

**Розрахунок витрат на встаткування  $C_3$  на 1 операцію (на 1 деталь)**

Статті витрат	Одиниця виміру	A	B	C
			%	грн.
1	2	3	4	5
<b>Витрати на підтримку встаткування (за рік)</b>		SF80G/F2		
Вартість устаткування з пристосуваннями				137 000
Період амортизації (строк окупності)	років	6		
Амортизаційні відрахування			16,7	22 879
Площа під устаткування	м <sup>2</sup>	25		
Вартість оренди 1 м <sup>2</sup> площі на місяць	грн	108		

1	2	3	4	5
Орендна плата за виробничі площі	грн			32 400
Розрахунковий фонд роботи встаткування за рік	год.	4 000		
Витрати на підтримку устаткування (за рік)	грн			55 279
Вартість станко-години підтримки встаткування	грн/год.			13,82
<b>Витрати при експлуатації встаткування (за рік)</b>				
Час експлуатації встаткування за рік	год.	4 000		
Споживана потужність верстата	кВт	30		
Вартість 1 кВт/години електроенергії	грн	0,28		
Витрати на електроенергію	грн			33 600
Витрати на інженерно-технічне обслуговування встаткування	грн			1 200
Видаткові матеріали (масло та ін.)	грн			2 000
Витрати на верстатне оснащення	грн			9 000
Витрати при експлуатації встаткування (за рік)	грн			44 000
Вартість станко-години експлуатації встаткування	грн/год.			11,00
<b>Вартість станко-години</b>	грн/год.			24,82
Час обробки деталі (трудомісткість операції) T	год.	<b>6,90</b>		<b>0,8</b>
Витрати на встаткування на 1 операцію (на 1 деталь)	год.	<b>171,26</b>		<b>19,86</b>

Таблиця 7.11

**Розрахунок сумарних витрат (собівартості) С на виконання операції фрезерування**

Статті витрат (показники) на 1 деталь, операцію, перехід	Одиниця виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (новий)	Частка статей витрат, % (Фірма TaeguTec)	
Трудомісткість обробки T	год.	6,9	0,8		
Витрати на інструмент C <sub>2</sub>	грн	25,60	5,36	5,14	7,24
Витрати на встаткування C <sub>3</sub>	грн	171,26	19,86	34,41	26,81
Витрати на заробітну плату робітника C <sub>1</sub>	грн	120,33	19,53	24,18	26,37
Інші витрати P <sub>вир</sub>	грн	180,5	29,3	36,26	39,56
Сумарні витрати С	грн	497,69	74,05	100	100
Економія витрат на 1 деталь	грн		423,64	або	85,12

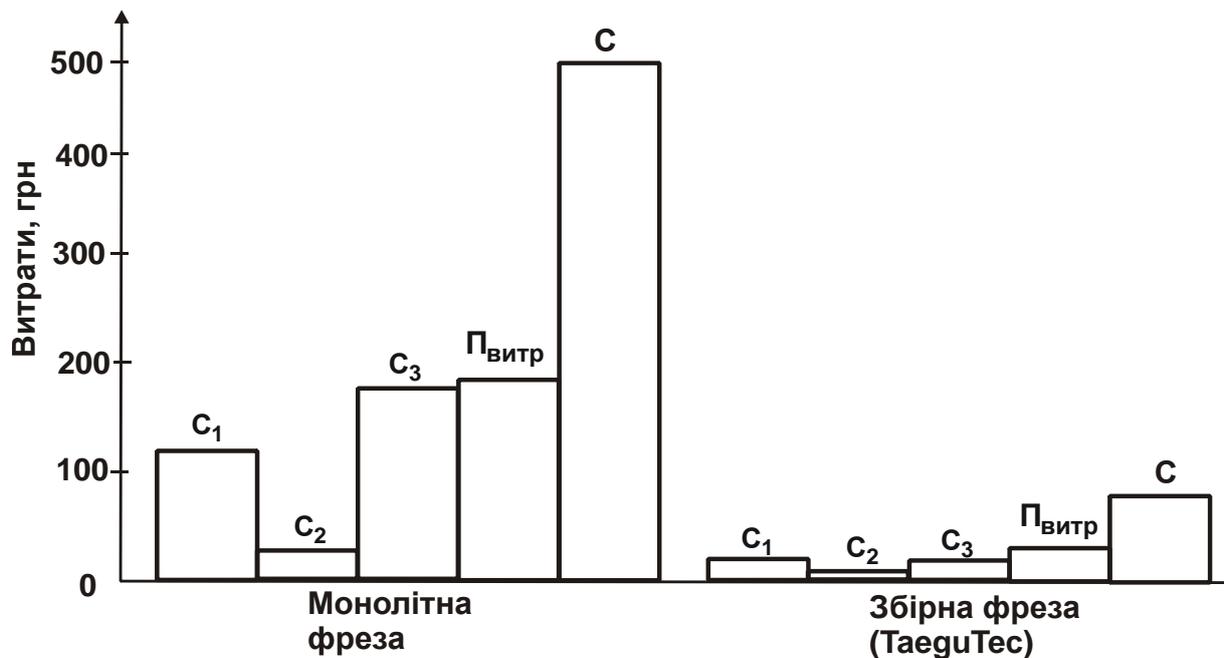


Рис. 7.28. Діаграма розподілу значень витрат  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $P_{\text{витр}}$  і  $C$  під час фрезерування монолітною і збірною кінцевими фрезами

На рис. 7.29 наведені експериментальні значення відношення продуктивностей обробки збірною й монолітною фрезами  $Q_{\text{збірн}}/Q_{\text{моноліт}}$ , а

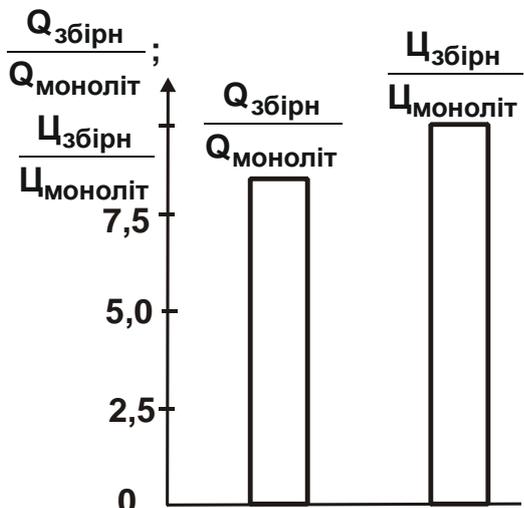


Рис. 7.29. Діаграма розподілу відношень  $Q_{\text{збірн}}/Q_{\text{моноліт}}$  і  $C_{\text{збірн}}/C_{\text{моноліт}}$

також відношення ціни збірної й монолітної фрез  $C_{\text{збірн}}/C_{\text{моноліт}}$ . Як видно, 10-кратне збільшення вартості збірної фрези приводить до збільшення продуктивності обробки в 8,6 разів, а це в остаточному підсумку створює ефект у зниженні собівартості обробки (як було показано, в 7,6 рази).

Необхідно зазначити, що частка витрат, пов'язаних із витратою інструмента, у сумарних витратах невелика й становить усього 5 % для монолітної фрези зі швидкорізальної сталі P18 і

7 % для збірної фрези. Отже, збільшення вартості збірного твердосплавного інструмента зі зносостійким покриттям фактично не відобразилося на збільшенні сумарних витрат (собівартості обробки  $C$ ), тоді як досягнуте при цьому збільшення продуктивності обробки багаторазово знизило



собівартість обробки. Це в остаточному підсумку й визначило економічний ефект обробки.

Із цього можна зробити важливий висновок про те, що підвищити ефективність механічної обробки (зменшити собівартість обробки  $C$ ) можна головним чином за рахунок збільшення продуктивності обробки, застосовуючи для цього прогресивні конструкції збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями. Вартість інструмента не є визначальним обмежуючим фактором, тому що частка витрат на різальний інструмент у сумарних витратах невелика й не приводить до помітного збільшення собівартості обробки  $C$ .



Рис. 7.30. Розподіл витрат на металообробку

Такий же аналіз собівартості обробки був проведений для різних випадків механічної обробки із застосуванням як звичайних монолітних, так і збірних інструментів із твердих сплавів зі зносостійкими покриттями [13]. У результаті встановлено, що частка витрат на інструмент у сумарних витратах (середньої собівартості машинобудівної продукції) становить усього 3 % (рис. 7.30). Однак фактичний вплив правильності вибору інструмента на зниження собівартості готової продукції набагато вищий, оскільки (як було показано) під час вибору інструмента необхідно врахувати оптимальне співвідношення його ціни, стійкості й продуктивності обробки.

## Висновки до розділу 7

1. У роботі розроблена математична модель визначення оптимальних параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки з урахуванням чотирьох основних змінних статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника, витратами на інструмент і його заміну, а також на електроенергію. Доведено, що перші три статті витрат перевищують четверту статтю й тому її в першому наближенні в розрахунках можна не враховувати. Теоретично встановлено, що основною

умовою зменшення собівартості й підвищення продуктивності обробки є забезпечення сталості добутку швидкості різання й стійкості інструмента (тобто довжини шляху різання) зі збільшенням швидкості різання. Це досягається підвищенням стійкості інструмента за рахунок застосування нових інструментальних матеріалів і нанесення на них ефективних зносостійких покриттів.

2. Теоретично встановлено, що у випадку зменшення добутку швидкості різання й стійкості інструмента зі збільшенням швидкості різання собівартість обробки змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. У цьому випадку екстремальні значення собівартості й продуктивності обробки зв'язані між собою обернено пропорційною залежністю, тому збільшення продуктивності обробки обмежено умовою досягнення мінімуму собівартості обробки. Доведено, що забезпечити одночасне збільшення продуктивності й зменшення собівартості обробки можна за рахунок підвищення фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу, зменшення вартості інструмента й переходу в область високошвидкісного різання.

3. Показано, що зменшити вартість інструмента можна за рахунок застосування його збірних конструкцій. У цьому випадку, по суті, ціну інструмента визначає вартість різальної пластини, яка не переточується й за рахунок своєї багатогранності допускає багаторазове використання. У результаті вартість однієї "умовної" різальної кромки пластини різко зменшується, що дозволяє збільшити швидкість різання й продуктивність і відповідно зменшити собівартість обробки.

4. Теоретично встановлено, що екстремум собівартості обробки від швидкості різання має місце під час обробки заданої партії деталей декількома інструментами. У ході обробки даної партії деталей одним інструментом екстремум собівартості обробки відсутній, а по величині собівартість завжди більше, тобто ефективно задану партію деталей обробляти декількома інструментами. Виходячи із цього, теоретично визначена оптимальна кількість інструментів, яка забезпечує зменшення собівартості під час обробки заданої партії деталей.

5. Установлено, що мінімальне значення собівартості обробки обумовлено статтею витрат, пов'язаною із заробітною платою робітника, тому що вона в кілька разів перевищує статтю витрат на різальний інструмент. Тому ефект зменшення собівартості обробки досягається го-

ловним чином за рахунок зменшення даної статті витрат шляхом забезпечення умов підвищення продуктивності обробки.

6. Виконано експериментальну оцінку отриманих теоретичних рішень і доведено, що зменшення добутку швидкості різання й стійкості інструмента зі збільшенням швидкості різання (у зв'язку зі збільшенням температури різання) визначає екстремальний характер зміни собівартості обробки. Це вказує на те, що температурний фактор є визначальним у формуванні собівартості обробки. Показано також, що добуток швидкості різання й стійкості інструмента зі збільшенням швидкості різання під час різання алмазними інструментами, у зв'язку з низьким коефіцієнтом тертя алмаза з оброблюваним матеріалом, залишається практично постійною величиною. Тому в цьому випадку екстремум собівартості обробки відсутній і з'являється можливість суттєвого збільшення швидкості різання й продуктивності у ході одночасного зменшення собівартості обробки.

7. Експериментально встановлено, що застосування збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями, які характеризуються підвищеною стійкістю й різальною здатністю, дозволяє зменшити собівартість обробки в першу чергу за рахунок зменшення статті витрат, пов'язаної із заробітною платою робітника, яка більше статті витрат на інструмент. Це підтверджує отримані теоретичні рішення. Отже, стаття витрат, яка пов'язана з витратами на інструмент, становить незначну частку в собівартості обробки й мало впливає на її зміну зі збільшенням ціни інструмента. Тому ефективно використовувати високопродуктивні, хоча й коштовні збірні твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями, оскільки в цьому випадку, як встановлене експериментально, збільшення продуктивності обробки з надлишком компенсує витрати на їхнє придбання, а трудомісткість обробки зменшується до 10 разів.

8. Порівняння розрахункових і експериментальних значень стійкості інструмента, які відповідають мінімуму собівартості обробки, показали на їхню незначну розбіжність (не перевищує 15 %), що свідчить про вірогідність отриманих теоретичних рішень. Це дозволяє розрахунковим шляхом, не прибігаючи до виконання трудомістких експериментальних досліджень, установити оптимальну (економічну) стійкість інструмента й на її основі визначити оптимальні параметри режиму різання, мінімальну

собівартість обробки й інші параметри процесу різання. Показано, що отримана залежність для визначення стійкості інструмента є універсальною, справедливою для різних методів механічної обробки. Це відкриває нові технологічні можливості ефективного використання прогресивних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями.

9. Виконано оцінку економічної ефективності застосування прогресивних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями під час фрезерування важкооброблюваного матеріалу (сталі X2 ГСНВМ-ВД). Експериментально встановлено, що застосування збірної кінцевої твердосплавної фрези зі зносостійким покриттям замість монолітної кінцевої фрези дозволяє в 6,7 разів зменшити собівартість і в 8,6 разів підвищити продуктивність обробки, незважаючи на більш високу вартість збірної фрези (1 400 грн, тоді як вартість монолітної фрези становить усього 138 грн). Це пов'язане з тим, що частка витрат на інструмент у собівартості обробки невелика (5 – 7 %), а ефект зниження собівартості обробки від застосування збірної фрези досягається за рахунок багаторазового збільшення продуктивності обробки й відповідно зменшення статті витрат, пов'язаної із заробітною платою робітника.

10. На основі отриманих теоретичних і експериментальних результатів зроблений висновок про те, що підвищити ефективність механічної обробки (зменшити собівартість обробки) можна головним чином за рахунок збільшення продуктивності обробки, застосовуючи для цього прогресивні конструкції збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями. Вартість інструмента при цьому не є визначальним обмежуючим фактором, тому що частка витрат на різальний інструмент у сумарних витратах невелика й не приводить до помітного збільшення собівартості обробки. Ціну інструмента, по суті, визначає вартість різальної пластини, яка за рахунок своєї багатогранності допускає багаторазове використання. У результаті вартість однієї “умовної” різальної кромки пластини різко зменшується, що дозволяє збільшити швидкість різання й продуктивність і відповідно зменшити собівартість обробки.

## Розділ 8. Розробка ефективних технологій високошвидкісної обробки

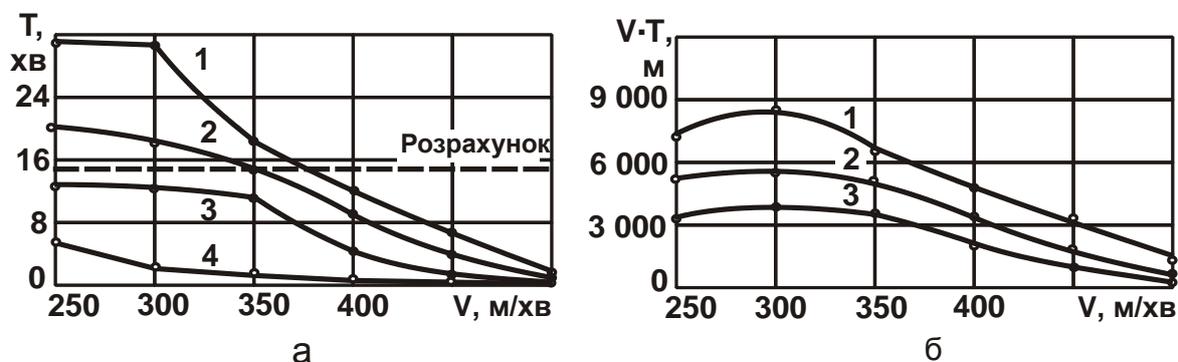
### 8.1. Розробка методики вибору раціональних параметрів механічної обробки

В основу вибору раціональних умов обробки слід покласти методику визначення оптимальної (економічної) стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , яка відповідає мінімуму собівартості обробки. Для цього спочатку для заданих значень вартості інструмента  $C$ , часу на зміну інструмента (заміну різальних кромок)  $t_{\text{зн}}$ , тарифної ставки робітника  $S_{\text{год}}$ , коефіцієнта  $k$ , що враховує всілякі нарахування на тарифну ставку робітника, безрозмірного параметра  $m_1$  (який узагальнено визначає фізико-механічні властивості інструментального матеріалу) за залежністю (7.48) розраховується оптимальна (економічна) стійкість інструмента  $T_{\text{екстр}}$ . Потім за залежністю (7.31) розраховується оптимальна швидкість різання  $V_{\text{екстр}}$ , приймаючи глибину різання  $t$  рівній величині припуску, що знімається, і встановлюючи подачу  $S$  максимально можливою, виходячи з умов міцності інструмента або потужності привода верстата. Даний підхід визначення оптимальних умов обробки є загальним для різних методів механічної обробки: точіння, фрезерування, свердління та інше, тому що в його основу покладена універсальна аналітична залежність (7.48) для визначення оптимальної (економічної) стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$ . Для розрахунку  $T_{\text{екстр}}$  достатньо знати значення параметрів  $C$ ,  $t_{\text{зн}}$ ,  $S_{\text{год}}$ ,  $k$  і  $m_1$  для кожного з розглянутих випадків обробки.

Як показано в п. 7.8, такий підхід відрізняється від застосовуваного на практиці підходу, заснованого на використанні експериментальних даних стійкості інструмента, наведених у довідковій літературі [5; 9; 10; 23; 83; 99; 100] і справедливих для часткових умов обробки. Аналітичне визначення стійкості інструмента за залежністю (7.48) дозволяє отримати більш загальні рішення, які враховують специфіку обробки для кожного конкретного випадку (ціну інструмента  $C$ , безрозмірний параметр  $m_1$  та ін.). Очевидно, експериментальним шляхом урахувати всі ці особли-

вості обробки достатньо складно, що обмежує можливості науково обґрунтованого вибору оптимальної стійкості інструмента й відповідно оптимальних режимів різання, особливо під час використання нових сучасних збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями [78; 81; 106; 115].

Для визначення показника ступеня  $m_1$  в емпіричній залежності (7.9) були проведені експериментальні дослідження стійкості інструмента  $T$  залежно від швидкості різання  $V$  під час точіння сталі 45 різцями, оснащеними ріжучими пластинами із твердих сплавів ТТ8115, ТТ8125 і ТТ8135 зі зносостійким покриттям закордонного виробництва, а також із твердого сплаву Т15К6 вітчизняного виробництва. Режим різання: глибина різання  $t = 2$  мм, подача  $S = 0,3$  мм/об. Стійкість інструмента визначалася у процесі досягнення на задній поверхні різця площадки зношування довжиною 0,25 мм. Як випливає з рис. 8.1а, для всіх розглянутих твердих сплавів стійкість інструмента  $T$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  зменшується й при  $V = 500$  м/хв стає достатньо малою величиною, особливо для твердого сплаву Т15К6. Найбільшою стійкістю характеризується інструмент з різальними пластинами із твердого сплаву ТТ8115.



**Рис. 8.1. Залежність стійкості інструмента  $T$  (а) і добутку параметрів  $V \cdot T$  (б) від швидкості різання  $V$  під час точіння сталі 45 різцями з твердосплавними пластинками**

*Умовні позначення:* 1 – твердий сплав ТТ8115; 2 – твердий сплав ТТ8125; 3 – твердий сплав ТТ8135; 4 – твердий сплав Т15К6

Добуток параметрів  $V \cdot T$  (довжина шляху різання) зі збільшенням швидкості різання  $V$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму при  $V = 300$  м/хв (див. рис. 8.1б). З фізичної точки зору це означає, що в діапазоні зміни швидкості різання  $V < 350$  м/хв у механі-

змі зношування інструмента переважає механічний фактор, а при  $V > 350$  м/хв – температурний фактор, у результаті чого стійкість інструмента інтенсивно зменшується. У діапазоні зміни швидкості різання  $V < 350$  м/хв показник ступеня  $m_1$  менше одиниці, а при  $V > 350$  м/хв, навпаки, набуває значень, більших одиниці, і залежно від марки твердого сплаву змінюється в межах:  $m_1 = 3 \dots 6$ . Із урахуванням результатів теоретичних досліджень, наведених у розділі 7, це вказує на те, що екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$  в діапазоні  $V > 350$  м/хв відсутній, наявне лише безперервне зменшення  $C$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  (див. рис. 7.6а). У результаті оптимальною швидкістю різання можна вважати значення, рівне  $V = 350$  м/хв.

За умови  $V > 350$  м/хв досягається екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$ , причому, за мінімально можливою швидкістю різання  $V = 350$  м/хв. Це впливає з аналітичної залежності (7.31), відповідно до якої зі збільшенням показника ступеня  $m_1$  швидкість різання  $V$ , яка відповідає мінімуму собівартості обробки  $C$ , зменшується. Отже, оптимальною швидкістю різання для трьох розглянутих твердих сплавів є швидкість, рівна приблизно  $V = 350$  м/хв.

Важливо виконати розрахунок оптимальної (економічної) стійкості інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , оснащеного різальною пластинкою із твердого сплаву ТТ8125, на основі залежності (7.48). Для вихідних даних:  $C = 3$  грн (ціна умовної різальної кромки твердосплавної пластини);  $t_{3H} = 2$  хв;  $S_{\text{год}} = 24$  грн/год.;  $k = 1,37$  і  $m_1 = 3$ , отримане  $T_{\text{екстр}} = 15$  хв (на рис. 8.1а показано пунктирною лінією). Це приблизно відповідає  $V = 350$  м/хв.

Із залежності (7.30) впливає, що мінімум собівартості обробки тим менше, чим менше параметр  $S_{\text{час}}$ . Тому, зменшуючи  $S_{\text{час}}$ , наприклад, у 1,5 рази (з 24 до 18 грн/год.), оптимальна (економічна) стійкість інструмента  $T_{\text{екстр}}$  збільшиться й набуде значення  $T_{\text{екстр}} = 18,6$  хв. Це приведе до зменшення оптимальної швидкості різання до значення, близького до 300 м/хв, що відповідає максимуму добутку параметрів  $V \cdot T$  (див. рис. 8.1б). Таким чином показано, що за рахунок зменшення параметра  $S_{\text{год}}$  можна зменшити швидкість різання  $V$ , однак незначно. Набагато більшого ефекту можна досягти від зменшення часу  $t_{3H}$ , який під час обробки звичайним монолітним інструментом набуває достатньо великих значень

(у зв'язку із заточенням інструмента). Тому застосування збірних конструкцій інструментів, що припускають усього лише заміну твердосплавної пластини, дозволяє суттєво зменшити час  $t_{зн}$  і відповідно оптимальну (економічну) стійкість інструмента  $T_{екстр}$ , а це приводить до відчутної зміни (збільшення) швидкості різання  $V$ . Тому далі наведені приклади ефективного використання сучасних збірних твердосплавних інструментів виробництва фірми *TaeguTec* і верстатів типу "обробний центр" зі ЧПУ для механічної обробки деталей гідравлічних систем, а також інших деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів.

## 8.2. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем

Підвищення продуктивності й зниження собівартості обробки, забезпечення високих вимог до точності та якості виготовлення деталей гідравлічних систем припускає застосування зносостійких із високою різальною здатністю інструментів і високооберткових сучасних верстатів зі ЧПУ. Це, наприклад, стало вирішальним фактором у вирішенні проблеми економічного виготовлення деталей гідравлічних систем, таких, як плунжер, п'ята й сферична втулка (рис. 8.2).

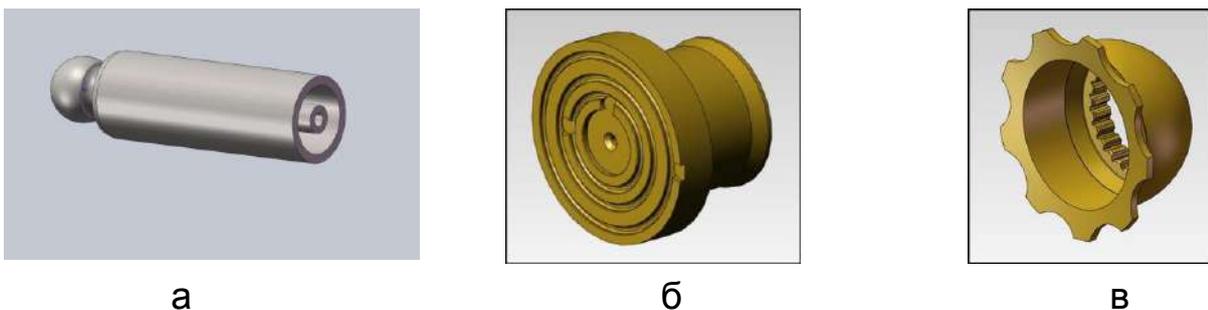


Рис. 8.2. Деталі гідравлічних систем: а – плунжер; б – п'ята; в – втулка сферична

Плунжер виготовляється зі сталі 40ХФ2, а п'ята й втулка сферична – з ливарної латуні ЛМцСКА. Обробку зазначених деталей (більше 10 різновидів і типорозмірів деталей) запропоновано здійснювати на високопродуктивному двошпиндельному токарному обробному центрі PUMA 2100MS із приводним фрезерним інструментом (вісь С) і контр-



шпинделем (*DOOSAN* виробництва Південної Кореї), оснащеним револьверною головкою для зміни інструмента й системою управління (ЧПУ) Fanuc Oi-TD (рис. 8.3). Для кожного виробу виготовлений комплект затискного оснащення, а для операцій кільцевого фрезерування й глибокого свердління – верстат комплектувався потужною гідростанцією на 70 бар.



**Рис. 8.3. Високопродуктивний двошпindelний токарний обробний центр PUMA 2100MS із приводним фрезерним інструментом і контр-шпинделем (*DOOSAN*)**

Під час розробки нової технології механічної обробки деталей гідравлічних систем було акцентовано на фактор економічності, пов'язаний, з одного боку, з підвищенням продуктивності й зменшенням собівартості обробки, а з іншого боку, – з універсалізацією встаткування зі ЧПУ шляхом застосування нестандартних різальних інструментів і спеціального оснащення [14].

Так, раніше розглянуті деталі – плунжер, п'ята й втулка сферична – оброблялися на різному встаткуванні. Навіть окремі операції доводилося виконувати на різних верстатах. Наприклад, токарну обробку плунжера виконували на одному встаткуванні, а глибоке свердління – на спеціальному верстаті для глибокого свердління. Зараз ці операції об'єднані й виконуються на одному верстаті *DOOSAN*. Крім того, використовуючи верстати агрегатного типу, складно коректувати розмір оброблюваної деталі у зв'язку зі зношуванням різального інструмента. Для введення корекції

на агрегатному верстаті необхідно затрачати більше 5 хвилин. Для введення корекції на верстаті *DOOSAN* зі ЧПУ – усього 20 секунд. Наприклад, при обробці на агрегатному верстаті під час виявлення браку на 3-х оброблених деталях із 7, очевидно, і 4 наступні оброблені деталі підуть у брак. У процесі використання верстата *DOOSAN* є можливість контролювати кожну деталь, що фактично виключає брак під час обробки. У ході цього з'являється можливість збільшення продуктивності обробки на кожній операції за рахунок підвищеної жорсткості верстата *DOOSAN*.

Отже, застосування такого встаткування, як верстат зі ЧПУ *DOOSAN* дозволяє вирішити проблему економічності й продуктивності обробки головним чином за рахунок його універсализації, можливості обробки трьох розглянутих типів деталей (плунжер, п'ята й втулка сферична) на одному верстаті. У ході цього скорочуються витрати на енергоресурси. Для обслуговування верстата потрібний один робітник, тоді як для обробки даних деталей на агрегатних верстатах необхідно більше 5 робітників. Це дозволяє заощаджувати фонд заробітної плати робітників. Крім того, мінімізується кількість бракованих деталей. Характеристики верстата *DOOSAN* дозволяють виконувати токарну обробку деталей різної конфігурації. У випадку зміни конструкції деталі є можливість швидкого переналадження встаткування.

Для забезпечення мінімально можливої собівартості обробки відповідно до залежності (7.44) визначалися оптимальні значення стійкості різальних інструментів, а за залежністю (7.31) – оптимальні значення швидкості різання. При цьому значення подачі й глибини різання встановлювалися максимально можливими відповідно до рекомендацій, наведених у п. 7.3 на основі аналізу залежності (7.19) для визначення продуктивності обробки.

Далі наведені результати експериментальних досліджень застосування збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями замість традиційно використовуваних для обробки розглянутих трьох типових деталей гідравлічних систем: плунжера, п'яти й втулки сферичної (див. рис. 8.2). Спочатку розглянуті можливості підвищення ефективності операцій механічної обробки плунжера.

1. За існуючою технологією напівчистова обробка зовнішньої циліндричної поверхні плунжера виконувалася контурним різцем із твердого сплаву Т15К6 із режимом:  $V = 40$  м/хв,  $S = 0,15$  мм/об.,  $t = 1,0$  мм.

З метою підвищення продуктивності й зниження трудомісткості й собівартості обробки запропоновано використовувати сучасний збірний токарний різець зі змінною багатогранною пластиною з твердого сплаву TT8125 зі зносостійким покриттям (рис. 8.4) виробництва фірми *TaeguTec* (Південна Корея). Завдяки високій стійкості багатогранних змінних пластин зі зносостійким покриттям удалося інтенсифікувати режим різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 2,0$  мм. Це дозволило в 3 рази збільшити продуктивність обробки й головне – виключити численні перезаточення інструмента й таким чином зменшити трудомісткість і собівартість обробки.



**Рис. 8.4. Збірний токарний різець зі змінною багатогранною пластиною TT8125**



**Рис. 8.5. Збірний токарний різець з кутом у плані  $93^\circ$  й зі змінною багатогранною пластиною TT8115**

2. Ще більший ефект був досягнутий на операції чистової токарної обробки, а також під час формування сфери й радіуса плунжера. Відповідно до діючої технології, дана операція здійснюється тим же різцем із твердого сплаву T15K6 із режимом різання:  $V = 45$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 0,08$  мм. Замість цього різця впроваджено сучасний збірний токарний різець з кутом у плані  $93^\circ$  зі змінною багатогранною пластиною із твердого сплаву TT8115 (рис. 8.5). Режим різання:  $V = 250$  м/хв,  $S = 0,12$  мм/об.,  $t = 0,3$  мм. У результаті вдалося підвищити продуктивність обробки більш ніж у 10 разів.

3. Для свердлення отворів у плунжері застосовувалися центральні свердла зі швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 40$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об. Застосування свердла ECEM 2060 зі сплаву UF 20 (рис. 8.6) дозволило збільшити швидкість різання до  $V = 80$  м/хв за умови такої ж подачі  $S = 0,1$  мм/об. З метою підвищення продуктивності та якості обробки отворів були розроблені й впроваджені кардинально нові конструкції свердел для глибокого свердління отвору  $\varnothing 3,15$  мм із



**Рис. 8.6. Свердло ЕСЕМ 2060 зі сплаву UF 20**

довжиною різальної частини 125 мм. Свердління рекомендується виконувати з режимом різання:  $V = 60$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.

Далі наведено розроблені ефективні операції механічної обробки деталі "п'ята" (див. рис. 8.2б).

1. За діючою технологією напівчистова обробка зовнішньої циліндричної поверхні деталі "п'ята" виконувалася фасонним різцем зі швидко-різальної сталі P18 з режимом різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,



**Рис. 8.7. Збірний токарний різець зі змінною багатогранною пластиною зі сплаву K10**

$t = 2,0$  мм. Замість цього інструмента був застосований сучасний збірний токарний різець TDJNL 2525 M15 зі змінною багатогранною пластиною DNMG 150608ML зі сплаву K10 на основі WC+Co (рис. 8.7, табл. 8.1). Режим різання:  $V = 350$  м/хв,  $S = 0,25$  мм/об.,  $t = 1,5$  мм. У результаті продуктивність обробки збільшилася в 6 разів, майже в таку ж кількість разів зменшилася собівартість обробки.

У результаті продуктивність обробки збільшилася в 6 разів, майже в таку ж кількість разів зменшилася собівартість обробки.

Таблиця 8.1

### Механічні й фізичні властивості твердого сплаву K10

Модуль пружності, Н/мм <sup>2</sup>	Межа міцності на вигин, Н/мм <sup>2</sup>	Межа міцності на стиск, Н/мм <sup>2</sup>	Твердість (HRA)	Теплопровідність, кал/(см <sup>3</sup> ·К)	Коефіцієнт теплового розширення, 10 <sup>-6</sup> /град.
620	> 2 400	6 200	92,7	0,19	4,7

2. Обробка 3-х глухих отворів  $\varnothing 3,18 \pm 0,24$  мм раніше виконувалася спеціальним свердлом  $\varnothing 3,18$  мм зі швидко-різальної сталі P18 із режимом різання  $V = 30$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об. З ціллю підвищення ефективності обробки на цій операції запропоновано застосовувати спеціальне твердосплавне свердло BOF D3.18X0.7X 60-6 з ультрадрібнозернистого твердого сплаву UF10 (рис. 8.8) з режимом різання  $V = 120$  м/хв,

$S = 0,07$  мм/об. Це дозволило більш ніж у 5 разів підвищити продуктивність обробки за умови одночасного зменшення собівартості обробки.

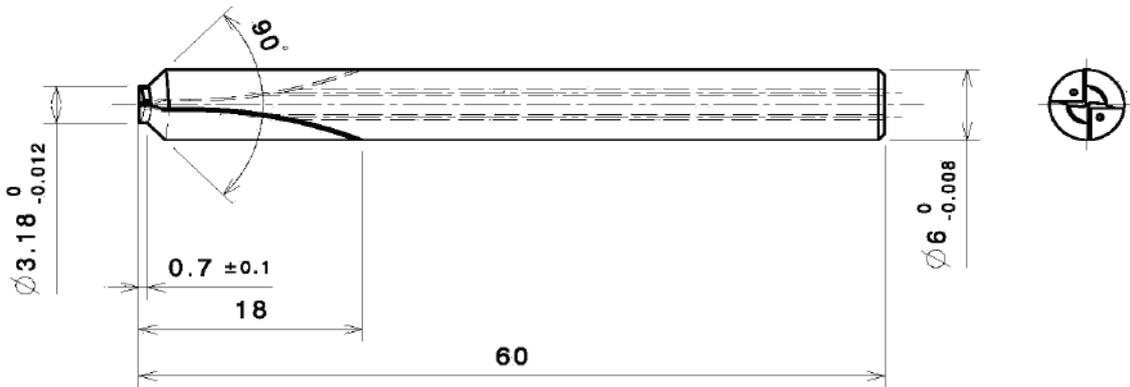


Рис. 8.8. Креслення спеціального твердосплавного свердла BOF D3.18X0.7X 60-6 зі сплаву UF10

3. Обробка центрального отвору  $\varnothing 1,57^{+0,11}_{-0,04}$  мм раніше виконувалася спеціальною фрезою  $\varnothing 1,57$  мм зі швидкорізальної сталі P18 із режимом різання  $V = 30$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об. Застосування спеціальної твердосплавної фрези SSD D1.6X20FX 70-6 зі сплаву UF10 (рис. 8.9) з режимом різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,07$  мм/об., дозволило в 5 разів збільшити продуктивність і знизити собівартість обробки.

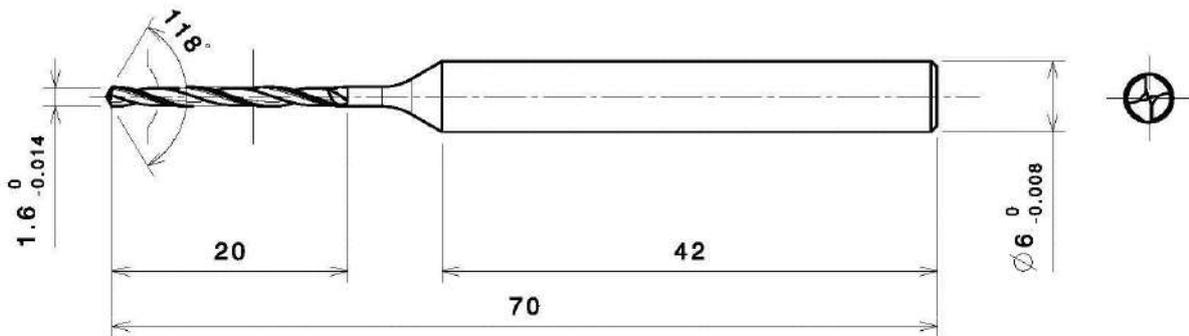


Рис. 8.9. Креслення спеціальної твердосплавної фрези SSD D1.6X20FX 70-6 зі сплаву UF10

4. Точіння торцевих канавок запропоновано виконувати з режимом різання:  $V = 150$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об. канавковим різцем зі змінною пластиною зі сплаву K10. Раніше ця операція виконувалася напайним канавковим різцем зі швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 70$  м/хв,  $S = 0,07$  мм/об. У підсумку досягнуте збільшення продуктивності обробки до 3-х разів.

5. Чорнова операція розточування отвору  $\varnothing 17,12 \pm 0,04$  мм здійснюється різцем зі змінною пластиною із сплаву K10 (рис. 8.10). Режим різання:  $V = 110$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.,  $t = 0,5$  мм. Раніше на даній операції



Рис. 8.10. Змінна пластина зі сплаву K10

використовувався розточувальний фасонний різець зі швидкорізальної сталі P18. Режим різання:  $V = 50$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об.,  $t = 0,5$  мм. Це дозволило до 4-х разів підвищити продуктивність обробки.

Для обробки сфер  $R1,52$  і  $\varnothing 3,94 \pm 0,11$  мм традиційно використовувалися спеціальні фрези зі швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 50$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об. Завдяки використанню збірних фрез із твердого сплаву UF10, які дозволяють реалізувати режим різання:  $V = 150$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об., удалося підвищити швидкість різання й продуктивність обробки в 3 рази.

Обробка стопорної канавки за новою технологією здійснюється токарним різцем із змінною пластиною зі сплаву K10. Режим різання:  $V = 420$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 0,5$  мм. Раніше використовувався контурний різець зі швидкорізальної сталі P18. Режим різання:  $V = 110$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.,  $t = 0,1$  мм. Це дозволило багаторазово (більш ніж у 10 разів) підвищити продуктивність обробки.

Далі наведено оцінку ефективності застосування розроблених операцій механічної обробки деталі "втулка сферична" (див. рис. 8.2в).

За діючою технологією операція напівчистої обробки зовнішньої циліндричної поверхні деталі "втулка сферична", а також торцевої по-



Рис. 8.11. Збірний токарний різець із змінною багатогранною пластиною зі сплаву K10

верхні здійснювалася фасонним різцем зі швидкорізальної сталі P18. Режим різання  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 2,0$  мм. Замість цього інструмента застосований збірний токарний різець TDJNL 2525 M15 зі змінною багатогранною пластиною DNMG 150608 ML зі сплаву K10 (рис. 8.11). Це до-

зволило реалізувати такий режим різання:  $V = 350$  м/хв,  $S = 0,25$  мм/об.,  $t = 1,5$  мм.

Розточування, а також обробка торця втулки раніше виконувалися контурним різцем зі швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 110$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.,  $t = 0,1$  мм. Обробка здійснюється токарним



Рис. 8.12. Токарний різець із кутом у плані  $93^\circ$ , оснащений пластиною зі сплаву K10

різцем S25T SDUCR 11 з кутом у плані  $93^\circ$ , оснащеним пластиною DCGT 11T304 FL зі сплаву K10 (рис. 8.12). Режим різання:  $V = 250$  м/хв,  $S = 0,2$  мм/об.,  $t = 1,0$  мм. У результаті досягнуте збільшення продуктивності обробки більш ніж у 10 разів.

Фрезерування круглих лисок ("зірочки") за діючою технологією здійснювалося фрезою  $\varnothing 10$  мм зі швидкорізальної сталі з режимом різання:  $V = 30$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об. Дана фреза була замінена на фрезу REMA, виготовлену із твердого сплаву UF10 (рис. 8.13).



Рис. 8.13. Фреза REMA із твердого сплаву UF10

Ця заміна дозволила інтенсифікувати режим різання ( $V = 100$  м/хв,  $S = 0,15$  мм/об.) і більш ніж в 6 разів підвищити продуктивність обробки.

### 8.3. Підвищення ефективності механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2 200 мм

Упровадження сучасних збірних твердосплавних різальних інструментів і верстатів типу "оброблювальний центр" зі ЧПУ дозволило вирішити проблему створення складнопрофільних робочих поверхонь сектора (елемента) прес-форми для шини діаметром 2 200 мм (рис. 8.14). За діючою технологією обробка здійснювалася протягом 180 годин [13; 62]. Упровадження нової технології дозволило винятково за рахунок підви-

щення режимів різання й зменшення кількості проходів (рис. 8.15) скоротити машинний час до 15,5 годин. У результаті досягнуте зменшення машинного часу в 11,5 разів.



а



б

Рис. 8.14. Сектор (елемент) прес-форми для шини діаметром 2 200 мм у зборі (а) і його обробка на верстаті (б)

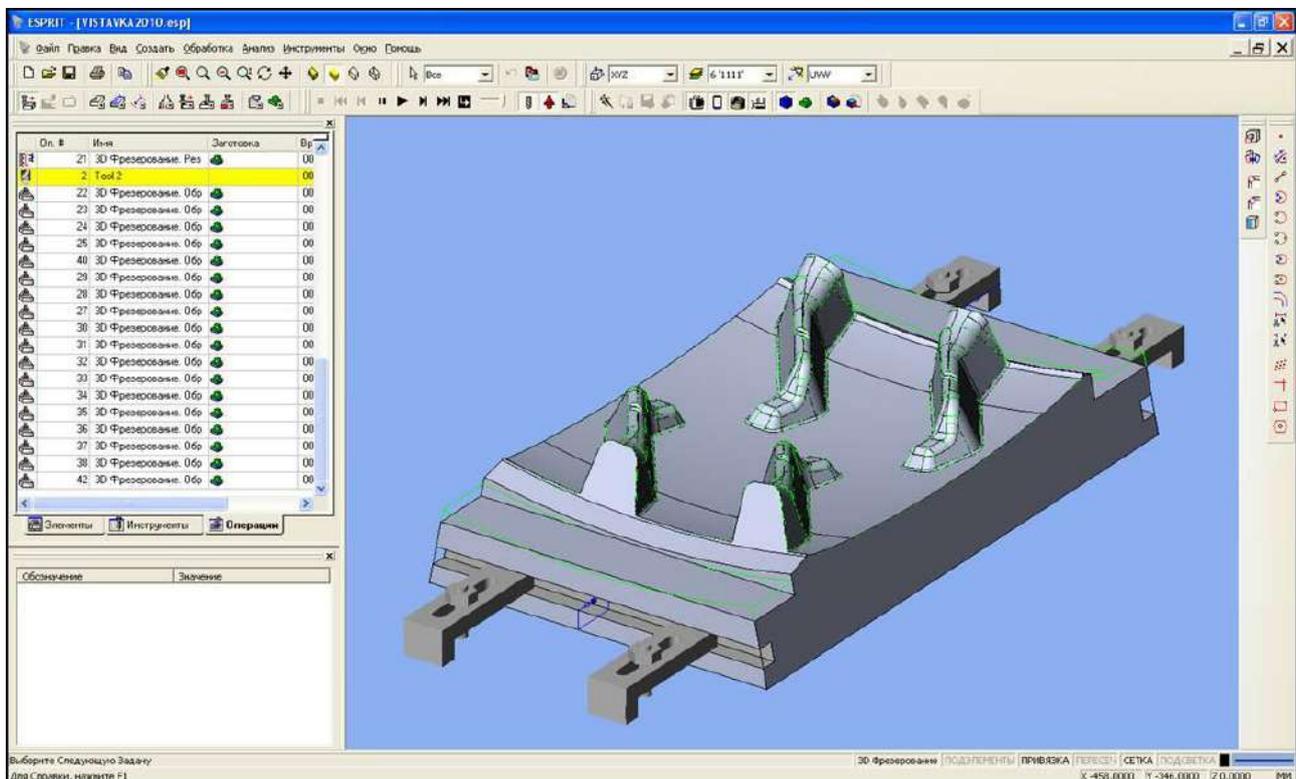


Рис. 8.15. Траєкторії руху інструмента в САМ системі Esprit



Ефект обробки обумовлений застосуванням нових збірних твердо-сплавних інструментів виробництва фірми *TaeguTec*: торцевої фрези  $\varnothing 100$  мм із механічним кріпленням пластин SCRM90TN 6100-32R-22 (рис. 8.16а); кінцевої фрези  $\varnothing 32$  мм із механічним кріпленням пластин TE90AP 32-17-L (рис. 8.16б); сферичної фрези  $\varnothing 25$  мм з механічним кріпленням пластини TBN 250-32M (рис. 8.16в). Використовувалися пластини зі сплаву ТТ9080 зі зносостійкими покриттями (рис. 8.16г), які забезпечують високу стійкість різальних інструментів.



Рис. 8.16. Застосовувані різальні інструменти (а, б, в) і структура сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям (г)

Чорнова обробка здійснюється торцевою фрезою  $\varnothing 100$  мм із режимом різання:  $V = 140$  м/хв ( $n = 440$  об./хв); подача на зуб  $S_z = 0,11$  мм/зуб; подача стола  $S = 300$  мм/хв; глибина – 6 мм; ширина – 70 мм.

Напівчистова обробка здійснюється кінцевою фрезою  $\varnothing 32$  мм із режимом: швидкість різання  $V = 170$  м/хв ( $n = 1\ 700$  об./хв); подача на зуб  $S_z = 0,2$  мм/зуб; подача стола верстата  $S = 1\ 000$  мм/хв; глибина різання 1 мм; ширина різання 23 мм.

Чистова обробка здійснюється кінцевою фрезою  $\varnothing 21$  мм із режимом різання: швидкість різання  $V = 330$  м/хв ( $n = 5\ 000$  об./хв); подача на зуб  $S_z = 0,4$  мм/зуб; подача стола верстата  $S = 3\ 900$  мм/хв; глибина різання 0,3 мм; ширина різання 0,5 мм.

Чистова обробка також здійснюється із застосуванням сферичної фрези  $\varnothing 25$  мм із режимом різання: швидкість різання  $V = 390$  м/хв; подача на зуб  $F_z = 0,3$  мм/зуб; оберти шпинделя  $S = 5\ 000$  об./хв; подача стола верстата  $F = 3\ 000$  мм/хв; глибина різання 1 мм; ширина різання 0,35 мм.

У роботі застосовані нестандартні підходи до контролю якості – впроваджено САМ-системи ESPRIT (рис. 8.17). Застосування даного програмного засобу дозволяє виключити необхідність проміжних вимірів у процесі обробки деталі, що додатково підвищує продуктивність праці.

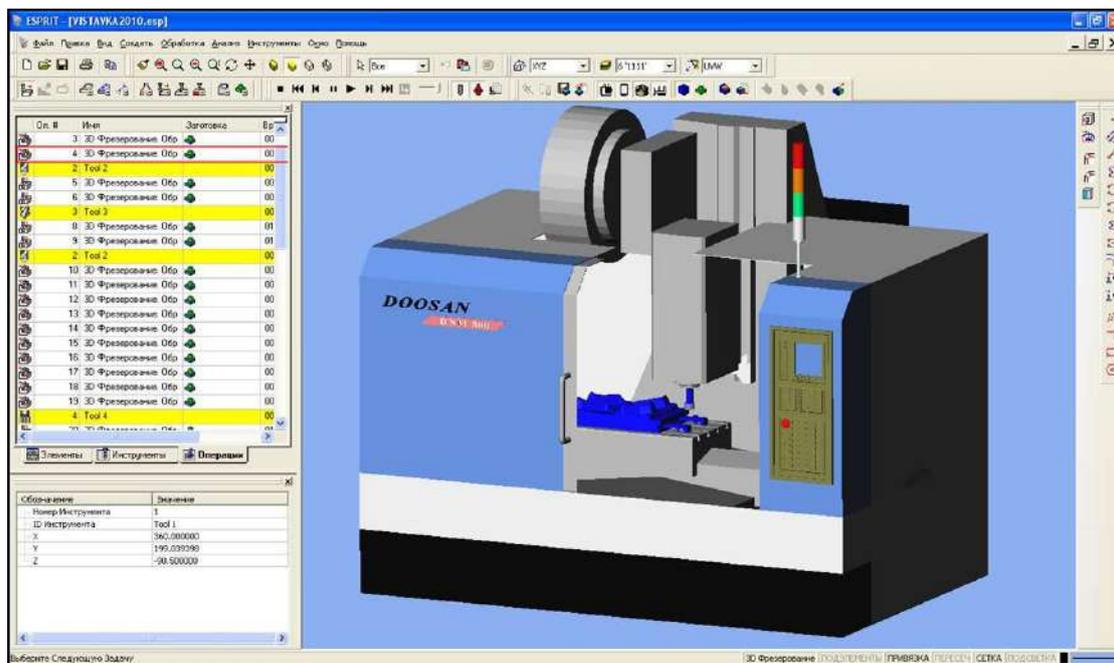


Рис. 8.17. Контроль і симуляція обробки в САМ-системі Esprit

Таким чином, наведені приклади наочно показують, що застосування сучасного встаткування й збірних твердосплавних інструментів відкриває нові технологічні можливості в інтенсифікації процесів механічної обробки відповідальних деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. У результаті досягається багаторазове збільшення продуктивності й зниження собівартості обробки під час забезпечення високих вимог за точністю та якістю оброблюваних поверхонь.

## **Висновки до розділу 8**

1. Розроблено методику вибору раціональних режимів різання й характеристик інструментів за критерієм найменшої собівартості обробки. На її основі визначені оптимальні параметри операцій механічної обробки (точіння, розточування, фрезерування, свердління) деталей гідравлічних систем, а також інших деталей з важкооброблюваних матеріалів, що дозволило багаторазово підвищити продуктивність і зменшити собівартість обробки.

2. Експериментально встановлено, що застосування прогресивних збірних твердосплавних різців зі зносостійкими покриттями на операціях точіння деталей гідравлічних систем (плунжера, п'яти, втулки сферичної) замість традиційно використовуваних різців зі швидкорізальної сталі дозволяє в 5 і більше разів підвищити продуктивність і приблизно в таку ж кількість разів зменшити собівартість обробки.

3. Експериментально доведено можливість зниження трудомісткості й собівартості обробки деталей гідравлічних систем за рахунок універсалізації встаткування зі ЧПУ шляхом використання нестандартних різальних інструментів і спеціального оснащення.

4. Експериментально встановлено, що застосування збірних твердосплавних фрез зі зносостійкими покриттями замість монолітних фрез дозволило в 11,5 разів зменшити трудомісткість обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2 200 мм. Ефект досягнуто за рахунок інтенсифікації режимів різання й зменшення кількості проходів фрези. Також застосовані нестандартні підходи до контролю якості – впроваджено САМ-системи ESPRIT, що дозволило виключити необхідність проміжних вимірів у процесі обробки деталі й додатково підвищити продуктивність праці.

## Висновки

1. Аналітично визначено складові сили різання, умовна напруга різання й обґрунтовані умови їхнього зменшення, які полягають головним чином у зменшенні коефіцієнта тертя інструментального й оброблюваного матеріалів і збільшенні переднього кута інструмента. Показано відмінність умов стружкоутворення під час лезової обробки й шліфування. Теоретично доведено, що у ході лезової обробки сила різання й умовне напруження різання менші, ніж під час шліфування внаслідок позитивного переднього кута інструмента. Установлено значення відношення меж міцності на зсув інструментального й оброблюваного матеріалів, за яких можливий процес різання. Обґрунтовано умови переходу від процесу різання до процесу пластичного деформування оброблюваного матеріалу.

2. Теоретично визначено умови підвищення точності обробки, обумовлені виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Установлено, що основною умовою зменшення погрішності обробки є зменшення умовного напруження різання, яка під час шліфування на відміну від процесу точіння додатково залежить від інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це визначає можливість зниження погрішностей обробки за рахунок застосування високошвидкісної обробки лезовими інструментами. Доведено, що з метою зниження негативного впливу пружних переміщень на точність і продуктивність обробки необхідно автоматизований цикл круглого шліфування виконувати в один етап, створюючи в технологічній системі початковий натяг, рівний або кратний припуску, що знімається, і здійснюючи обробку за схемою виходжування.

3. Аналітично описано погрішності обробки, обумовлені пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі, при зубошліфуванні за методом профільного копіювання (глибинного шліфування) і обробці отворів мірними й немірними інструментами (процеси розсвердлювання й розточування отворів). Теоретично встановлено, що у всіх випадках глибина різання не входить у залежності для визначення погрішностей розміру й форми оброблюваних поверхонь, тому вона може змінюватися за різними законами. Доведено, що існує оптимальна кількість проходів інструмента, за якої задану погрішність обробки отвору можна досягти за мінімальний основний час обробки. Установлено, що в

цьому випадку уточнення на проході інструмента повинно дорівнювати числу  $e \approx 2,72$ . Це досягається встановленням відповідної подачі й збільшенням глибини різання або діаметра свердла під час розсвердлювання з кожним його наступним проходом.

4. Розроблено новий теоретичний підхід до оптимізації структури й параметрів операцій круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної поверхні. Основу підходу становлять визначені екстремальні залежності основного часу обробки від величин пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, і номінальних припусків, що видаляються на кожному переході. З використанням даних залежностей визначена оптимальна кількість переходів, значення швидкостей подач і величин припусків, що знімаються на кожному переході. Це дозволило виявити, обґрунтувати й реалізувати нові технологічні можливості операцій круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування.

5. Теоретично доведено, що в оптимальній за структурою операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з дискретним характером контакту круга з оброблюваною деталлю кількість переходів дорівнює натуральному логарифму від сумарного уточнення, а зменшення швидкостей радіальної подачі й величин припусків, що знімаються на кожному наступному переході, підкоряється закону спадаючої геометричної прогресії зі знаменником 0,36. Для забезпечення сумарного уточнення в межах 2,72...55 (яке реалізується на практиці) оптимальна за структурою операція шліфування повинна виконуватися за 1 ... 4 переходи.

6. Установлено, що закономірності знімання припуску й формування пружних переміщень у технологічній системі під час круглого зовнішнього врізного шліфування з дискретно й безупинно змінюваними в часі швидкостями радіальної подачі математично описуються на основі єдиної розрахункової схеми. Доведено, що перехід від дискретно до безупинно зменшуваної у часі за експонентним законом швидкості радіальної подачі дозволяє в 2,72 рази зменшити основний час обробки під час забезпечення заданої точності розміру оброблюваної поверхні.

7. Теоретично доведено, що в оптимальній за структурою операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю

радіальної подачі й з постійним контактом круга з оброблюваною деталлю зменшення швидкостей радіальної подачі й величин припусків, що знімаються на кожному наступному переході, підкоряється закону спадаючої геометричної прогресії зі знаменником, обернено пропорційним сумарному уточненню в ступені, який обернено пропорційний кількості переходів. Установлено, що зі збільшенням кількості переходів мінімум основного часу обробки безупинно зменшується (до 2,72 разів), асимптотично наближаючись до значення, рівного основному часу обробки на операції шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі. Цим показано, що найменший основний час обробки досягається на операції круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі, потім – у порядку збільшення основного часу обробки – на операції шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з постійним контактом круга з оброблюваною деталлю та на операції шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й з дискретним характером контакту круга з оброблюваною деталлю.

8. Теоретично обґрунтовано оптимальну за структурою операцію круглого поздовжнього шліфування. Доведено, що її доцільно виконувати у два переходи (чорнове шліфування й виходжування) з однаковою на кожному проході шліфувального круга максимально досяжною на верстаті швидкістю поздовжньої подачі. При цьому перший перехід доцільно здійснювати за один прохід круга, установлюючи глибину шліфування, рівною величині припуску.

9. Проведено порівняння основного часу обробки операцій круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування й показано, що найбільш продуктивним є шліфування послідовними врізаннями – з радіальною подачею уступами, яке дозволяє здійснювати знімання відносно великих припусків із забезпеченням високої точності обробки.

10. Розроблено аналітичні моделі формування шорсткості плоских поверхонь під час алмазно-абразивної обробки. Це дозволило з єдиних теоретичних позицій на основі кінематичного й енергетичного підходів оцінити технологічні можливості різних схем алмазно-абразивної обробки (включаючи схеми шліфування й доведення) з погляду зменшення шорсткості поверхні. Установлено, що зменшити шорсткість поверхні можна зменшенням сили різання, що діє на окреме різальне зерно (тоб-

то зменшенням міцності втримання зерен на робочій поверхні інструмента, застосовуючи обробку вільним абразивом), а також притупленням різальних кромок (утворенням площадок зношування на зернах) і відповідно підвищенням міцності втримання зерен на робочій поверхні інструмента, застосовуючи інструменти зі зв'язаним абразивом.

11. На основі розроблених аналітичних моделей, що описують шорсткість поверхні, величину задирки, точність (неплощинність) обробки, температуру й силу різання, продуктивність і собівартість обробки під час шліфування, а також параметри електроерозійного виправлення алмазних кругів на металевих зв'язках, проведено структурно-параметричний аналіз і синтез технологічного процесу прецизійної обробки ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту. Теоретично обґрунтовано можливість значного підвищення продуктивності й зменшення шорсткості й неплощинності обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець за рахунок застосування схеми врізного торцевого алмазного шліфування торця обертового кільця. Дана схема використана для напівчистої обробки кільця й покладена в основу вибору технологічного маршруту обробки.

12. Теоретично обґрунтовано оптимальний варіант технологічного маршруту обробки, що включає технологічні операції попереднього плоского алмазного шліфування пакета кілець, напівчистового торцевого алмазного шліфування обертового кільця й притирання алмазним порошком пакета кілець. Введення операції торцевого алмазного шліфування дозволяє якісно підготувати оброблювану поверхню до наступної операції притирання й тим самим зменшити припуски під притирання, трудомісткість операції притирання й витрати алмазного порошку.

13. Розроблено математичну модель визначення теплового балансу й температури, що виникає при різанні в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента. Доведено визначальну роль швидкості різання в збільшенні температури різання й зниженні стійкості інструмента, що погодиться з експериментальними даними. Це дозволило обґрунтувати екстремальний характер залежності собівартості обробки від швидкості різання й умови підвищення стійкості інструмента й продуктивності, а також зниження собівартості обробки.

14. Розрахунками встановлено, що найбільша температура під час різання виникає на задній поверхні інструмента внаслідок утворення на

ній площадки зношування. Тому забезпечуючи високу гостроту різально-го леза (за рахунок застосування інструментальних матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями) і знижуючи інтенсивність тертя в зоні різання, з'являється можливість підвищення стійкості інструмента й продуктивності обробки.

15. Розроблено математичну модель визначення собівартості обробки, що дозволило встановити умови її зменшення й науково обґрунтовано підійти до вибору раціональних параметрів операцій механічної обробки, включаючи режими різання й характеристики інструментів, за критерієм найменшої собівартості обробки. Установлено, що основною умовою зменшення собівартості й підвищення продуктивності обробки є забезпечення сталості добутку швидкості різання й стійкості інструмента зі збільшенням швидкості різання. Це досягається підвищенням фізико-механічних властивостей інструментальних матеріалів і зменшенням температури різання.

16. Теоретично встановлено, що у випадку зменшення добутку швидкості різання й стійкості інструмента зі збільшенням швидкості різання собівартість обробки змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. У цьому випадку зменшити собівартість обробки можна за рахунок застосування високопродуктивних, хоча й коштовних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями, оскільки збільшення продуктивності обробки з надлишком компенсує витрати на їхнє придбання, а трудомісткість обробки зменшується до 10 разів.

17. Експериментально встановлено, що застосування сучасних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями на операціях точіння, розточування, фрезерування й свердління деталей гідравлічних систем (плунжера, п'яти, втулки сферичної) дозволило в середньому в 3 – 5 разів підвищити продуктивність і зменшити собівартість обробки при забезпеченні необхідних показників якості оброблюваних поверхонь.

18. Експериментально доведено можливість зниження собівартості обробки за рахунок універсалізації встаткування зі ЧПУ шляхом використання нестандартних різальних інструментів і спеціального оснащення, а також нестандартних підходів до контролю якості – впровадження САМ системи ESPRIT, що виключає проміжні виміри під час обробки деталі.



## Використана література

1. Алмазная обработка : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К. : ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
3. Андреев А. А. Физико-механические характеристики плазменно-ионных нанопокровов Ti-TiN в медицине и в технике / А. А. Андреев, Г. И. Костюк, Н. А. Минаев // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2011. – № 40. – С. 106–110.
4. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – М. : Машиностроение, 1969. – 359 с.
5. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
6. Бугров Я. С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С. М. Никольский. – М. : Наука ; Гл. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.
7. Високопродуктивне шліфування : навч. посібн. / О. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков та ін. – К. : ІСДО, 1995. – 180 с.
8. Грабченко А. И. Особенности контактного взаимодействия алмазных кругов из СТМ при шлифовании / А. И. Грабченко, И. Н. Пыжов // Контактные процессы при больших пластических деформациях. – Темат. сб. науч. трудов. – Х. : ХАИ, 1982. – С. 33–37.
9. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.
10. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
11. Жовтобрюх В. А. Определение оптимальных условий механической обработки по наименьшим затратам на операцию / В. А. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков, Е. Ю. Бенин // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2012. – Випуск 9(205). – С. 142–146.
12. Жовтобрюх В. А. Определение условий уменьшения себестоимости обработки деталей машин / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2011. – № 6/7(54). – С. 50–53.
13. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидроаппаратуры / В. А. Жовтобрюх // Труды 17-й

Международ. науч.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии". – Х. : ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 68–73.

14. Жовтобрюх В. А. Разработка эффективных операций механической обработки по критерию наименьшей себестоимости / В. А. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков // Материалы научн.-техн. конф. "Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении". – Одесса – Киев : АТМ Украины, 2013. – С. 30–33.

15. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ себестоимости обработки / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2012. – № 2/1(56). – С. 18–21.

16. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ условий уменьшения себестоимости механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 68–73.

17. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Х. : УГАЖТ, 2011. – № 5/5(53). – С. 51–54.

18. Завалеев В. А. Использование способа КИНТ для упрочнения инструмента / В. А. Завалеев, А. А. Романов // Труды 5-й междунар. научн.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии." – Х. : ХНПК "ФЭД", 2002. – С. 142–147.

19. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – К. : Техніка, 1980. – 212 с.

20. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.

21. Зубарь В. П. Замена шлифования точением / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Матеріали міжнар. наук.-практ. конф. "Інформаційні технології : наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я". – Х. : Вид-во "Курсор", 2006. – С. 73–74.

22. Иванов И. Е. Высокоэффективная технология изготовления резьбовых отверстий в горловинах баллонов на автоматических линиях : монография / И. Е. Иванов, Ф. В. Новиков, Е. И. Иванов. – Мариуполь : Изд. ПГТУ, 2011. – 209 с.

23. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М. : ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.

24. Инструменты из сверхтвердых материалов / под ред. Н. В. Новикова. – М. : Машиностроение, 2005. – 555 с.

25. Картавов С. А. Технология машиностроения (специальная часть) : учебник / С. А. Картавов. – К. : Вища школа, 1984. – 272 с.
26. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
27. Качер В. А. Тонкое точение закаленного чугуна / В. А. Качер. – М. : Машгиз, 1963. – 132 с.
28. Кащук В. А. Справочник заточника / В. А. Кащук, А. Д. Мелехин, Б. П. Бармин. – М. : Машиностроение, 1982. – 232 с.
29. Кленов О. С. Расчет параметров силовой напряженности процесса резания с учетом действия на передней поверхности инструмента равномерно распределенной нагрузки / О. С. Кленов // Материалы V Междунар. научн.-техн. конф. "Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации". – Курск : Курск. гос. техн. ун-т, 2007. – С. 156–161.
30. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. Н. Ковальчук. – Одесса : ОНПУ, 2008. – 21 с.
31. Коломиец В. В. Новые инструментальные материалы и область их применения : учебн. пособ. / В. В. Коломиец. – К. : УМК ВО, 1990. – 64 с.
32. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. А. Королев. – Саратов : Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.
33. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
34. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / В. І. Лавриненко. – К. : ІНМ НАН України, 2000. – 35 с.
35. Ларшин В. П. Интегрированные технологические системы в машиностроении / В. П. Ларшин // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса : ОГПУ, 1999. – Вып. 3 (9). – С. 55–58.
36. Ларшин В. П. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологии / В. П. Ларшин, А. А. Гречиха // Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільського господарства. – Х. : ХДТУСГ, 2002. – Вип. 10. – С. 54–59.

37. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К. : Техника, 2001. – 300 с.
38. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
39. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л. : Машиностроение, 1984. – 103 с.
40. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М. : Машиностроение, 1969. – 197 с.
41. Макаров А. Д. Износ и стойкость режущих инструментов / А. Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1966. – 264 с.
42. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 178 с.
43. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников : автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. И. Марчук. – Одесса : ОНПУ, 2004. – 36 с.
44. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 319 с.
45. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Ленинград : Машиностроение, 1985. – 496 с.
46. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. – М. : Машиностроение, 1970. – 390 с.
47. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – К. : Техніка, 1996. – 320 с.
48. Михелькевич В. Н. Автоматическое управление шлифованием / В. Н. Михелькевич. – М. : Машиностроение, 1975. – 304 с.
49. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов. – Одесса : Астропринт, 2013. – 664 с.
50. Новиков Г. В. Исследование структуры параметров рабочей поверхности алмазно-абразивных инструментов / Г. В. Новиков, А. Н. Ковальчук, С. М. Яценко // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2005. – № 12. – С. 110–118.
51. Новиков Г. В. Исследование энергоемкости процессов лезвийной и абразивной обработки материалов / Г. В. Новиков, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Х. : НТУ "ХПІ", 2008. – Вып. 75. – С. 282–288.

52. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : дис. ... кандидата техн. наук : 05.02.08 / Г. В. Новиков. – Х. : ХПИ, 1989. – 210 с.
53. Новиков Н. В. Совершенствование технологий финишной механической обработки / Н. В. Новиков, С. А. Клименко // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. НТУ "ХПІ". – Х. : НТУ "ХПІ", 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.
54. Новиков Ф. В. Определение температуры резания и условий повышения стойкости режущего инструмента / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Материалы IX междунар. науч.-техн. конф. "Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации". – Курск : Юго-Зап. гос. ун-т, 2012. – С. 278–281.
55. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования валов приводов шахтных конвейеров / Ф. В. Новиков, А. Н. Ковальчук. – Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. НТУ "ХПІ". – Х. : НТУ "ХПІ", 2008. – Вип. 2(17). – С. 256–261.
56. Новиков Ф. В. Определение оптимальной структуры и параметров операции круглого наружного врезного шлифования / Ф. В. Новиков, А. Н. Ковальчук, В. В. Нежебовский // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. –Х. : ХНТУСГ, 2008. – Вип. 68. – С. 24–33.
57. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры процесса съема припуска при механической обработке / Ф. В. Новиков, А. Н. Ковальчук // Вісник НТУ "ХПІ". – Х. : НТУ "ХПІ", 2005. – № 37. – С. 169–176.
58. Новиков Ф. В. Основные условия уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Труды 9 междунар. научн.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии". – Х. : ХНПК "ФЭД", 2004. – С. 81–84.
59. Новіков Ф. В. Оцінка економічної ефективності технологічних процесів обробки деталей / Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Х. : ХНЕУ, 2011. – № 1(57). – С. 22–24.
60. Новиков Ф. В. Повышение качества обработки при алмазном шлифовании композиции "Твердый сплав "Рэлит" – нержавеющая сталь" / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Х. : ХГТУСГ, 2002. – Вип. 10. – С. 251–256.

61. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Труды 13 междунар. научн.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии". – Х. : ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

62. Новиков Ф. В. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Автомобильный транспорт : сб. науч. тр. – Х. : ХНАДУ, 2011. – Вып. 29. – С. 212–215.

63. Новиков Ф. В. Расчет параметров режимов резания по критериям наименьшей себестоимости и наибольшей производительности обработки / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Материалы научн.-техн. конф. "Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении". – Одесса – К. : АТМ Украины, 2011. – С. 148–151.

64. Новиков Ф. В. Теоретический анализ условий уменьшения температуры резания при механической обработке / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Труды 18 междунар. научн.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии". – Х. : ХНПК "ФЭД", 2012. – С. 3–13.

65. Новиков Ф. В. Теоретический анализ энергоемкости обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Труды 17 междунар. научн.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии". – Х. : ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 14–18.

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

67. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин : монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с.

68. Новиков Ф. В. Условия повышения производительности процесса алмазного шлифования / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технічний прогрес та ефективність виробництва. – Х. : НТУ "ХПІ", 2001. – Вип.11. – С. 131–136.

69. Новиков Ф. В. Условия формирования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Резание и инструмент в технологических системах : Межд. научн.-техн. сб. – Х. : ХГПУ, 2001. – Вып. 60. – С. 171–176.

70. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процессы механической

обработки, станки и инструменты" / Ф. В. Новиков. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 36 с.

71. Новиков Ф. В. Финишная обработка твердосплавных изделий алмазными кругами на металлических связках / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко, А. Н. Ковальчук // Труды 11 междунар. научн.-техн. конф. "Физические и компьютерные технологии". – Х. : ХНПК "ФЭД", 2005. – С. 8–10.

72. Новиков Ф. В. Энергетический подход к оценке шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Вісник НТУ "ХПІ" : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2002. – Вип. 19. – С. 142–145.

73. Новиков Ф. В. Эффективная технология доводки алмазным порошком торцовых поверхностей колец с релитовым слоем на специальном станке / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Резание и инструмент в технологических системах : Межд. научн.-техн. сб. – Х. : НТУ "ХПИ", 2004. – Вып. 66. – С. 141–144.

74. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : СГУ, 1979. – 232 с.

75. Основы технологии машиностроения / под ред. В. С. Корсакова. – М. : Машиностроение, 1977. – 416 с.

76. Основы технологических систем : учебн. пособ. / П. Д. Дудко, А. Г. Крюк, Н. Ф. Савченко. – Х. : Изд. ХГЭУ, 2002. – 248 с.

77. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование / Ю. А. Пахалин. – Ленинград : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 178 с.

78. Петраков Ю. В. Автоматическое проектирование управляющих программ токарной обработки на станках с ЧПУ / Ю. В. Петраков, Амин Афшар Камбиз // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2008. – Вип. 68. – С. 55–58.

79. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1985. – 264 с.

80. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М. : Машиностроение, 1977. – 263 с.

81. Пуховский Е. С. Технологические основы гибкого автоматизированного производства : учеб. пособ. / Е. С. Пуховский. – К. : Вища школа, 1989. – 240 с.
82. Развитие науки о резании металлов / В. Ф. Бобров, Г. И. Грановский, Н. Н. Зорев и др. – М. : Машиностроение, 1967. – 415 с.
83. Резание металлов / С. Н. Филоненко. – К. : Вища школа, 1969. – 259 с.
84. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
85. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : навч. посібн. / за ред. А. І. Грабченко. – Х. : ХДПУ, 1999. – 436 с.
86. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты : учебник для вузов / П. Р. Родин. – К. : Вища школа, 1986. – 455 с.
87. Розенберг А. М. Элементы теории резания металлов / А. М. Розенберг, А. М. Еремин. – М. – Свердловск : Машгиз, 1956. – 318 с.
88. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К. : Наук. думка, 1994. – 180 с.
89. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / І. О. Рябенков. – Одеса : ОНПУ, 2009. – 21 с.
90. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – К. : ИСМ, 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.
91. Сизий Ю. А. Основы научных исследований в технологии машинобудування : навч. посібн. / Ю. А. Сизий, Д. В. Сталінський. – Х. : УкрДНТЦ "Енергосталь", "Видавництво САГА", 2007. – 212 с.
92. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
93. Синтетические алмазы в машиностроении / под ред. В. Н. Бакуля. – К. : Наукова думка, 1976. – 351 с.
94. Синтетические сверхтвердые материалы : в 3-х т. Т. 3. Применение синтетических сверхтвердых материалов / Редкол. : Н. В. Новиков (отв. ред.) и др. – К. : Наук. думка, 1986. – 280 с.



95. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 166 с.
96. Сиратори М. Вычислительная механика : пер. с японского / М. Сиратори, Т. Миеси. – М. : Мир, 1986. – 334 с.
97. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов : учебник / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович и др. ; под общ. ред. С. Н. Корчака. – М. : Машиностроение, 1988. – 352 с.
98. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием : справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжов и др. ; под общ. ред. Л. В. Худобина. – М. : Машиностроение, 2006. – 544 с.
99. Справочник машиностроителя. В 6-ти т. Т. 5 / под ред. Э. А. Сателъ. – 3-е издание, исправ. и доп. – М. : Машиностроение, 1964. – 920 с.
100. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1 / под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е издание, перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1985. – 656 с.
101. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с.
102. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учебн. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.
103. Тепловые и механические процессы при резании металлов : учебн. пособ. / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1997. – 179 с.
104. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник и др. – Одесса : Астропринт, 2000. – 256 с.
105. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якимов и др. – Одесса : Астропринт, 2001. – 608 с.
106. Тимофеев Ю. В. О композиционном проектировании агрегатированных технологических систем / Ю. В. Тимофеев, А. А. Пермяков, О. Ю. Приходько // *Авиационно-космическая техника и технология : труды Государственного аэрокосмического университета им. Н. Е. Жуковского "ХАИ"*. – Х. : ХАИ, 2000. – Вып. 14. – С. 51–53.
107. Ткаченко В. П. Исследование и разработка эффективной технологии изготовления износостойких релитовых торцовых уплотнений / В. П. Ткаченко, Ю. Ф. Плужник, Ф. В. Новиков // *Вісник НТУ "ХПІ"* : зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2004. – № 44. – С. 123–130.

108. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Х. : НТУ "ХПІ", 2003. – 359 с.

109. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донеv // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. НТУ "ХПІ". – Х. : НТУ "ХПІ", 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.

110. Фадєєв В. А. Наукові основи вибору структури та параметрів технологічних систем механічної обробки високоточних деталей : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. А. Фадєєв. – Х. : НТУ "ХПІ", 2008. – 36 с.

111. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 1 : Механика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с.

112. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 2 : Теплофизика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 625 с.

113. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 6 : Качество обработки деталей машин / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 716 с.

114. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10-ти т. Т. 10 : Концепции развития технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2005. – 565 с.

115. Эффективность токарной обработки закаленной стали 40ХРІ с покрытием / Г. И. Костюк, К. П. Исяк, И. С. Татаркина и др. // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ "ХПІ", 2011. – № 40. – С. 9–13.

116. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.

117. Яценко С. М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машиностроения" / С. М. Яценко. – Одесса : ОНПУ, 2006. – 21 с.

118. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Мн. : Беларусь, 1970. – 464 с.

## Зміст

Вступ.....	3
Розділ 1. Математичне моделювання механіки процесів різання й шліфування матеріалів.....	9
1.1. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості процесу різання й оцінювання міцності різального інструмента .....	9
1.2. Аналіз параметрів силової напруженості процесу різання ...	20
1.3. Визначення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі .....	26
1.4. Обґрунтування оптимального автоматизованого циклу круглого шліфування .....	36
1.5. Закономірності формування похибок обробки у процесі зубошліфування за методом профільного копіювання.....	42
1.6. Умови підвищення точності й продуктивності механічної обробки отворів мірними лезовими інструментами .....	51
1.7. Умови зменшення похибок обробки у процесі розточування отворів.....	55
Висновки до розділу 1 .....	59
Розділ 2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування.....	62
2.1. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі .....	62
2.1.1. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування у два переходи.....	62
2.1.2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування в три й більше переходів.....	69
2.1.3. Розрахунок величин припусків і виникаючих у технологічній системі пружних переміщень на кожному переході.....	82
2.1.4. Загальне рішення завдання оптимізації структури й параметрів операції круглого врізного шліфування зі значною кількістю переходів .....	84
2.2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі .....	94

2.2.1. Аналітичний опис параметрів операції круглого врізного шліфування з безупинно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі.....	94
2.2.2. Кількісна оцінка основного часу обробки під час круглого врізного шліфування, що включає переходи чорнового шліфування й виходжування.....	100
2.2.3. Розробка методики визначення оптимальних параметрів операції круглого врізного шліфування східчастих валів редукторів шахтних конвеєрів.....	102
2.2.4. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних результатів .....	104
Висновки до розділу 2.....	107
Розділ 3. Дослідження умов зменшення основного часу обробки на операціях круглого врізного й поздовжнього шліфування .....	111
3.1. Визначення основного часу обробки на операції круглого врізного шліфування з дискретно змінюваною в часі швидкістю радіальної подачі й постійним контактом круга з оброблюваною деталлю.....	111
3.2. Оптимізація структури й параметрів операції круглого поздовжнього шліфування .....	120
3.3. Порівняння основного часу обробки у ході круглого зовнішнього врізного й поздовжнього шліфування .....	132
3.4. Експериментальні дослідження основного часу обробки на операціях круглого зовнішнього шліфування .....	136
Висновки до розділу 3.....	139
Розділ 4. Оптимізація структури й параметрів операцій плоского шліфування й доведення деталей типу "кільце".....	141
4.1. Практичне значення проблеми прецизійної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту .....	141
4.2. Аналітична модель продуктивності обробки під час шліфування .....	143
4.3. Аналітична модель формування шорсткості плоских поверхонь під час алмазно-абразивної обробки.....	148

4.4. Розрахунок і аналіз шорсткості поверхні під час алмазного шліфування .....	162
4.5. Розрахунок шорсткості обробки під час шліфування торцевої поверхні кільця торцем круга .....	170
4.6. Розрахунок шорсткості обробки торцевої поверхні кільця під час шліфування периферією круга .....	175
4.7. Розрахунок оптимальних умов шліфування з урахуванням обмежень за шорсткістю й непоштинністю (точністю) обробки торцевої поверхні кільця .....	178
4.8. Аналітична модель сили різання під час шліфування .....	184
Висновки до розділу 4 .....	195
Розділ 5. Визначення оптимальних умов алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту .....	197
5.1. Дослідження плоского алмазного електроерозійного шліфування .....	197
5.1.1. Дослідження процесу електроерозійного виправлення габаритних алмазних кругів на металевих зв'язках .....	197
5.1.2. Дослідження продуктивності обробки й зносостійкості алмазних кругів під час плоского електроерозійного шліфування кілець релітових ущільнень .....	199
5.1.3. Дослідження собівартості обробки під час шліфування кілець релітових торцевих ущільнень .....	203
5.2. Експериментальні дослідження шліфування торцевої поверхні кільця торцем алмазного круга .....	209
5.2.1. Дослідження процесу електроерозійного виправлення алмазного круга .....	209
5.2.2. Дослідження продуктивності обробки й зносостійкості алмазного торцевого круга під час шліфування .....	215
5.2.3. Дослідження якості обробки під час торцевого алмазного шліфування .....	219
5.2.4. Умови утворення задирок під час алмазного шліфування кілець із композиції "твердий сплав "Реліт" – нержавіюча сталь" .....	222
5.2.5. Умови ефективного застосування габаритних алмазних торцевих кругів .....	230
5.3. Експериментальні дослідження доведення торцевої поверхні ущільнювальних кілець алмазним порошком .....	232

5.3.1. Розробка ефективної технології доведення алмазним порошком торцевих поверхонь кілець на спеціальному верстаті .....	232
5.3.2. Енергетичний підхід до оцінювання шорсткості поверхні у ході алмазно-абразивної обробки .....	235
5.4. Розробка промислової технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень і ефективність її застосування .....	239
5.4.1. Обґрунтування послідовності виконання операцій алмазно-абразивної обробки .....	239
5.4.2. Технічне забезпечення промислової технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень .....	241
5.4.3. Економічна ефективність застосування технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень ...	243
5.4.4. Загальна характеристика розробленої промислової технології алмазно-абразивної обробки кілець релітових торцевих ущільнень .....	246
Висновки до розділу 5 .....	249
Розділ 6. Математичне моделювання теплових процесів під час механічної обробки .....	251
6.1. Визначення теплового балансу й температури різання, що виникає на передній поверхні різального інструмента в результаті його тертя зі стружкою .....	251
6.1.1. Розрахунок теплового балансу й температури різання для нульового переднього кута інструмента .....	251
6.1.2. Уточнений розрахунок температури різання для позитивного переднього кута інструмента .....	265
6.2. Визначення теплового балансу й температури різання, що виникає на задній поверхні різального інструмента, у результаті його тертя з оброблюваним матеріалом .....	268
6.3. Визначення температури різання, яка виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу .....	276
6.4. Визначення сумарної температури різання й умов її зменшення .....	284
6.5. Порівняння отриманих рішень із відомими теоретичними рішеннями .....	288
Висновки до розділу 6 .....	293

Розділ 7. Визначення оптимальних умов механічної обробки за критерієм найменшої технологічної собівартості .....	295
7.1. Розробка математичної моделі визначення собівартості обробки.....	295
7.2. Оцінка впливу стійкості різального інструмента на собівартість обробки.....	298
7.3. Оптимізація параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки.....	303
7.4. Кількісна оцінка мінімуму собівартості та умов обробки, які його реалізують.....	316
7.5. Визначення оптимальної кількості споживаних інструментів.....	322
7.6. Визначення оптимальних параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки.....	325
7.7. Визначення собівартості під час обробки партії деталей одним інструментом.....	330
7.8. Експериментальна оцінка отриманих теоретичних рішень .....	333
7.9. Оцінка економічної ефективності застосування збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями .....	340
Висновки до розділу 7.....	345
Розділ 8. Розробка ефективних технологій високошвидкісної обробки.....	349
8.1. Розробка методики вибору раціональних параметрів механічної обробки .....	349
8.2. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем .....	352
8.3. Підвищення ефективності механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2 200 мм.....	359
Висновки до розділу 8.....	363
Висновки.....	364
Використана література.....	369

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**Новіков Федір Васильович**

# **МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСІВ МЕТАЛООБРОБКИ**

**Монографія**

Відповідальний за випуск **Пономаренко В. С.**

Відповідальний редактор **Сєдова Л. М.**

Редактор **Бутенко В. О.**

Коректор **Маркова Т. А.**

План 2014 р. Поз. № 59-Н.

Підп. до друку 24.12.2014 р. Формат 60 x 90 1/16. Папір MultiCopy. Друк Riso.

Ум.-друк. арк. 24,0. Обл.-вид. арк. 30,0. Тираж 120 прим. Зам. № 338.

---

Видавець і виготівник – видавництво ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 61166, м. Харків, пр. Леніна, 9-А

*Свідоцтво про внесення до Державного реєстру суб'єктів видавничої справи*

*Дк № 481 від 13.06.2001 р.*